



UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
ENGENHARIA MECÂNICA

EFEITO DOS PARÂMETROS DE TORNEAMENTO E DO
ROLETEAMENTO SOBRE A INTEGRIDADE
SUPERFICIAL DO AÇO ABNT 4140

AUGUSTO MOURA MARTINS

Belo Horizonte, 16 de Janeiro de 2019

Augusto Moura Martins

**EFEITO DOS PARÂMETROS DE TORNEAMENTO E DO
ROLETEAMENTO SOBRE A INTEGRIDADE
SUPERFICIAL DO AÇO ABNT 4140**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito parcial à obtenção de título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Área de concentração: Processos de Fabricação

Orientador: Prof. Alexandre Mendes Abrão

Universidade Federal de Minas Gerais

Belo Horizonte

Escola de Engenharia da UFMG

2019

M386e

Martins, Augusto Moura.

Efeito dos parâmetros de torneamento e do roleteamento sobre a integridade superficial do aço ABNT 4140 [manuscrito] / Augusto Moura Martins. – 2019.

110 f., enc.: il.

Orientador: Alexandre Mendes Abrão.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia.

Apêndices: f. 104-110.

Inclui bibliografia.

1. Engenharia mecânica - Teses. 2. Processos de fabricação - Teses. 3. Fadiga - Teses. 4. Aspereza de superfície - Teses. 5. Torneamento - Teses. I. Abrão, Alexandre Mendes. II. Universidade Federal de Minas Gerais. Escola de Engenharia. III. Título.

CDU: 621(043)



UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
ENGENHARIA MECÂNICA

Av. Antônio Carlos, 6627 - Campus Universitário
31270-901 - Belo Horizonte - MG
Tel.: +55 31 3409.5145
E-mail: cpgmec@demec.ufmg.br

**"EFEITO DOS PARÂMETROS DE TORNEAMENTO E DO
ROLETEAMENTO SOBRE A INTEGRIDADE SUPERFICIAL DO AÇO
ABNT 4140"**

AUGUSTO MOURA MARTINS

Dissertação submetida à Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de "**Mestre em Engenharia Mecânica**", na área de concentração de "**ENGENHARIA DE MANUFATURA E MATERIAIS**".

Dissertação aprovada no dia 16 de janeiro de 2019.

Por:

Prof. Alexandre Mendes Abrao
Orientador - Departamento de Engenharia Mecânica/ UFMG

Prof. Marcelo Araújo Câmara
Departamento de Engenharia Mecânica/ UFMG

Prof. Frederico de Castro Magalhães
Departamento de Engenharia Mecânica/ UFMG

Prof. Gilmar Cordeiro da Silva
Pontifícia Universidade Católica de Minas Gerais

AGRADECIMENTOS

Ao professor Alexandre Mendes Abrão, pela orientação e os conselhos.

À minha família pelo apoio durante todo o processo.

Aos demais professores ligados ao Laboratório de Usinagem e Automação da UFMG.

Aos alunos ligados ao Laboratório de Usinagem e Automação da UFMG

Ao Senhores Rodrigo Rissi e Gabriel dos Santos e à Empresa Combustol Minas Tratamento Térmico LTDA, pelo apoio na realização dos tratamentos térmicos.

Ao Prof. Klaus Silva e à Sra Edilene Braga Carvalho da PUC Minas, pelo apoio na análise das amostras de fadiga no microscópio eletrônico.

Ao programa BRAGECRIM (CAPES/DFG) pela concessão da bolsa de estudos para a realização do mestrado sanduíche na Leibniz Universität Hannover.

O presente trabalho foi realizado com apoio da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior - Brasil (CAPES) - Código de Financiamento 001

Meus sinceros agradecimentos.

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS	7
LISTA DE TABELAS	10
RESUMO	11
1. INTRODUÇÃO.....	10
2. OBJETIVOS.....	12
3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	13
3.1 Fadiga	13
3.1.1 Tipos de ensaio	14
3.1.2 Fatores de influência sobre a fadiga	16
3.1.3 Análise da fratura por fadiga	21
3.2 Influência do processo de usinagem sobre a fadiga.....	23
3.2.1 Acabamento	24
3.2.2 Tensões residuais e alterações microestruturais	26
3.3 Tratamentos superficiais.....	34
3.3.1 Jateamento	35
3.3.2 <i>Laser shot peening</i>	37
3.3.3 Roleteamento	39
3.3.3.1 Influência sobre acabamento	42
3.3.3.2 Alterações subsuperficiais	43
3.4 Tensões residuais e métodos de medição	46
3.4.1 Método do furo cego.....	49
4. METODOLOGIA.....	51
4.1 Materiais	52
4.2 Equipamentos	53
4.3 Métodos	55

4.3.1 Torneamento dos corpos de prova.....	55
4.3.2 Roleteamento	57
4.3.3 Medição da rugosidade	58
4.3.4 Testes de fadiga	59
4.3.5 Medições de tensão residual	60
4.3.6 Análise da fratura.....	61
5. RESULTADOS E DISCUSSÃO	62
5.1 Rugosidade	62
5.2 Tensões residuais	80
5.3 Vida em fadiga.....	84
5.4 Fraturas após fadiga.....	86
6. CONCLUSÕES	89
7. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	91
ABSTRACT	92
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	93
APÊNDICES	104
Apêndice A	104
Apêndice B	106

LISTA DE FIGURAS

Figura 3.1: Exemplo de curva S-N	15
Figura 3.2: Corpos de prova para fadiga a) flexão rotativa b) tração-compressão c) flexão.	16
Figura 3.3: Influência da rugosidade sobre a vida em fadiga.....	17
Figura 3.4: Variação da resistência a fadiga com a tensão residual superficial	18
Figura 3.5: Comportamento da fadiga com a temperatura	20
Figura 3.6: Características macroscópicas de uma falha por fadiga.....	21
Figura 3.7: <i>Dimples</i> na região de sobrecarga da fratura por fadiga.....	22
Figura 3.8: Falha de fadiga por flexão rotativa	23
Figura 3.9:Variação da rugosidade com o avanço e a velocidade de corte.....	25
Figura 3.10: Variação da tensão residual com a velocidade.....	27
Figura 3.11: Variação das tensões com o avanço e raio da ferramenta a) tensão residual circunferencial b) tensão residual axial c) detalhe do chanfro na aresta.....	29
Figura 3.12: Variação da tensão superficial abaixo da superfície com o desgaste da ferramenta.....	31
Figura 3.13: Microestrutura do aço AISI 4340 após o torneamento	32
Figura 3.14: Métodos de aceleração de partículas: a) rotor b) ar comprimido c) gravidade	36
Figura 3.15: Esquema do <i>laser shot peening</i>	38
Figura 3.16: Esquema do roleteamento	40
Figura 3.17: Deformação da camada superficial: (a) corpo de prova torneado e (b) corpo de prova roleteado.	45
Figura 3.18: Influência da temperatura sobre o número de ciclos até a fratura para amostras roleteadas e não roleteadas.	46
Figura 3.19: Exemplos de tipos de rosetas: a) geometria mais comum (uso geral) b) utilizada em medições próximas a obstáculos.....	49
Figura 4.1: Fluxograma com etapas da metodologia.....	51
Figura 4.2: Esquema do sistema de roleteamento	53
Figura 4.3: Medição no perfilômetro.....	54
Figura 4.4: Máquina de fadiga com carga definida.....	54

Figura 4.5: RS-200 Milling Guide usado para medição das tensões residuais	55
Figura 4.6: Geometria dos corpos de prova após desbaste (comprimento total de 100 mm).....	56
Figura 4.7: Corpo de prova: a) após desbaste e b) após do acabamento (comprimento de 100 mm).....	57
Figura 4.8: Montagem para roleteamento dos corpos de prova	58
Figura 4.9: Corpo de prova com destaque para região roleteada	58
Figura 4.10: Corpos de prova para medição de tensão residual (diâmetro de 50,8 mm)	60
Figura 4.11: Montagem para a medição de tensões residuais com extensômetros em detalhe.....	61
Figura 5.1: Variação do desvio médio quadrático (R_q).....	62
Figura 5.2: Gráfico de resíduos para R_q : a) probabilidade normal b) resíduos versus ajuste c) histograma d) resíduos versus ordem.....	64
Figura 5.3: Teste de normalidade para os resíduos de R_q	64
Figura 5.4: Efeitos principais para R_q : a) avanço b) profundidade de usinagem c) roleteamento	65
Figura 5.5: Gráfico de interação para (R_q).....	66
Figura 5.6: Variação da altura total do perfil (R_t).....	67
Figura 5.7: Efeitos principais para R_t : a) avanço b) profundidade de usinagem c) roleteamento	69
Figura 5.8: Gráfico de interação para (R_t).....	69
Figura 5.9: Variação dos parâmetros R_z , R_v , R_p	70
Figura 5.10: Efeitos principais para R_p : a) avanço b) profundidade de usinagem c) roleteamento	72
Figura 5.11: Gráfico de interação avanço -roleteamento para o R_p	72
Figura 5.12: Gráfico de interação profundidade -roleteamento para o R_p	73
Figura 5.13: Exemplo de curva razão de material	74
Figura 5.14: Variação de R_{pk} , R_k e R_{vk} para as amostras torneadas.....	75
Figura 5.15: Variação de R_{pk} , R_k e R_{vk} para as amostras roleteadas sob condições constantes	76
Figura 5.16: Efeitos principais para R_{pk} a) avanço b) roleteamento	77
Figura 5.17: Gráfico de interação avanço-roleteamento para R_{pk}	78
Figura 5.18: Gráfico de interação velocidade-profundidade para R_{pk}	79

Figura 5.19: Perfis tridimensionais: a) região de medição b) torneado c) roleteado.....	79
Figura 5.20: Transição da região roleteada para torneada em um corpo de prova.....	80
Figura 5.21: Tensões residuais para as amostras torneadas com velocidade de 30 m/min a) $f=0,2$ mm/rev $a_p=0,5$ mm b) $f=0,2$ mm/rev $a_p=1,0$ mm c) $f=0,3$ mm/rev $a_p=0,5$ mm.....	82
Figura 5.22: Tensões residuais para as amostras torneadas com velocidade de 45 m/min a) $f=0,2$ mm/rev $a_p=0,5$ mm b) $f=0,2$ mm/rev $a_p=1,0$ mm c) $f=0,3$ mm/rev $a_p=0,5$ mm d) $f=0,3$ mm/rev $a_p=1,0$ mm	83
Figura 5.23: Influência das condições de torneamento e do roleteamento sobre a vida em fadiga	84
Figura 5.24: Marca de catraca na amostra torneada	88
Figura 5.25: <i>Dimples</i> observados na região de fratura final.....	88
Figura B.0.1: Fratura para amostra apenas torneada ($V_c= 30$ m/min, $f= 0,3$ mm/rev, $a_p= 0,5$ mm).....	106
Figura B.0.2: Fratura para amostra roleteada ($V_c= 30$ m/min, $f= 0,3$ mm/rev, $a_p= 0,5$ mm).....	106
Figura B.0.3: Fratura para amostra apenas torneada ($V_c= 45$ m/min, $f= 0,2$ mm/rev, $a_p= 0,5$ mm).....	107
Figura B.0.4: Fratura para amostra roleteada ($V_c= 45$ m/min, $f= 0,2$ mm/rev, $a_p= 0,5$ mm).....	107
Figura B.0.5: Fratura para amostra apenas torneada ($V_c= 30$ m/min, $f= 0,3$ mm/rev, $a_p= 0,5$ mm).....	108
Figura B.0.6: Fratura para amostra roleteada ($V_c= 30$ m/min, $f= 0,3$ mm/rev, $a_p= 0,5$ mm).....	108
Figura B.0.7: Fratura para amostra apenas torneada ($V_c= 30$ m/min, $f= 0,2$ mm/rev, $a_p= 1,0$ mm).....	109
Figura B.0.8: Fratura para amostra roleteada ($V_c= 30$ m/min, $f= 0,2$ mm/rev, $a_p= 1,0$ mm).....	109
Figura B.0.9: Fratura para amostra apenas torneada ($V_c= 45$ m/min, $f= 0,3$ mm/rev, $a_p= 1,0$ mm).....	110
Figura B.0.10: Fratura para amostra roleteada ($V_c= 45$ m/min, $f= 0,3$ mm/rev, $a_p= 1,0$ mm).....	110

LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1 : Resumo das técnicas de medição das tensões residuais	48
Tabela 4.1 : Composição nominal do aço ABNT 4140 (% em peso)	52
Tabela 4.2 : Parâmetros utilizados nos testes	56
Tabela 5.1 : Valores para análise de R_q	65
Tabela 5.2 : Valores para análise do R_t	68
Tabela 5.3 : Valores para análise do R_v e R_p	71
Tabela 5.4 : Valores para análise de R_{pk} , R_{vk} e R_k	76
Tabela 5.5 : Contribuições dos fatores significativos de R_{vk} , R_k e R_{pk}	77
Tabela 5.6 : Fraturas dos corpos de prova	87
Tabela A.1 : Tabela do planejamento fatorial	104
Tabela A.2 : Valores medidos para todos os corpos de prova.....	105

RESUMO

Os componentes de equipamentos estão muitas vezes sujeitos a esforços cíclicos, capazes de provocar falhas, mesmo quando submetidos apenas a deformações elásticas. A falha ocasionada nessa situação é definida como falha por fadiga mecânica. Os processos de fabricação são capazes de deformar plasticamente e induzir tensões nos materiais de diferentes formas, podendo afetar a capacidade do componente de resistir aos esforços cíclicos. Além da natureza do processo, os parâmetros utilizados na operação também são capazes de influenciar a resistência à fadiga mecânica do material. Neste trabalho foi avaliada a influência dos parâmetros de torneamento e do roleteamento, sobre a vida em fadiga e rugosidade do aço ABNT 4140 endurecido (40 HRC), além da influência do torneamento sobre as tensões residuais. O material foi usinado variando-se os valores de velocidade de corte, avanço e profundidade de usinagem. Além disso, o material também foi tratado superficialmente por meio do roleteamento sob parâmetros constantes. A vida em fadiga do material foi avaliada por meio do teste de fadiga por flexão rotativa. No caso das amostras torneadas, observou-se que os parâmetros de usinagem foram capazes de alterar o perfil das tensões residuais, sendo trativas e de maior intensidade para o maior valor de velocidade de corte e trativas em profundidades maiores para a condição de menor profundidade de usinagem e maior avanço. Foi possível perceber a influência dos parâmetros de torneamento utilizados sobre a resistência à fadiga do material, tanto para as amostras apenas torneadas como para as torneadas e roleteadas. Para a vida em fadiga das amostras torneadas, houve uma influência combinada do avanço com a profundidade de usinagem, pois a influência do aumento da profundidade de usinagem ocorre de maneira diferente para cada valor de avanço. Nas amostras roleteadas foi percebida a influência do avanço de torneamento sobre a vida em fadiga, que tendeu a ser maior para maiores avanços. O processo de roleteamento, por sua vez, foi capaz de influenciar todos os parâmetros avaliados, levando a uma redução na amplitude dos parâmetros de rugosidade e ao aumento da vida em fadiga.

Palavras chaves: Torneamento; roleteamento; qualidade superficial; rugosidade; vida em fadiga; aço ABNT 4140.

1. INTRODUÇÃO

O desempenho de um componente mecânico e/ou estrutural está relacionado com as propriedades mecânicas que o material utilizado em sua fabricação apresenta após cada etapa de processamento. Esse desempenho também está ligado ao tipo de esforço ao qual o componente está sujeito. Quando componentes submetidos a esforços mecânicos cíclicos são estudados deve-se considerar, portanto, a capacidade desses componentes de resistir a esse tipo de esforço. Essa capacidade é a resistência à fadiga mecânica. O estudo da fadiga é importante porque esse tipo de falha ocorre quando o material está submetido a esforços abaixo de sua tensão de escoamento.

Dentre os diversos componentes que estão submetidos a esforços cíclicos, existem os que são chamados sólidos de revolução; estes são normalmente produzidos pela operação de torneamento. Dentre os parâmetros de entrada da operação de torneamento, existem aqueles que são capazes de alterar a resistência à fadiga do material, como avanço, raio de ponta e condição da ferramenta. A operação de torneamento é capaz de provocar modificações na rugosidade e nas tensões residuais, além de provocar alterações metalúrgicas. As características finais dos componentes são definidas pelas propriedades dos materiais e pelos parâmetros empregados. Diferentes parâmetros são capazes de alterar os esforços durante a usinagem e as temperaturas envolvidas no processo. As alterações geradas durante o torneamento podem levar a um aumento ou a uma diminuição da resistência à fadiga dos materiais. Desta maneira, deve-se sempre escolher os parâmetros de forma que as características finais sejam benéficas, como menor rugosidade e tensões residuais de caráter menos trativo ou, preferencialmente, compressivo.

Além dos parâmetros utilizados em cada processo de fabricação, a natureza da operação também é capaz de provocar diferentes alterações superficiais. Existem tratamentos superficiais que são capazes de alterar as características que interferem na resistência à fadiga, como dureza e tensões residuais. Dentre esses processos se encontra o roleteamento, que por meio de uma deformação plástica localizada é capaz de reduzir a rugosidade superficial, alterar a microestrutura e induzir tensões residuais de natureza compressivas, ampliando portanto, a resistência à fadiga do componente. Esse processo

também possui vários parâmetros de entrada que modificam o material de diferentes formas, fazendo também necessário o estudo da melhor combinação destes parâmetros de entrada. Essa combinação de parâmetros deve também levar em conta que um tratamento excessivo da superfície pode prejudicar a resistência à fadiga do material, podendo torná-la inferior à do material sem tratamento. Além da escolha dos parâmetros adequados, uma combinação de processos também pode ser benéfica para a resistência à fadiga mecânica do material.

2. OBJETIVOS

O objetivo geral deste trabalho é avaliar a influência dos parâmetros de torneamento sobre a rugosidade, tensões residuais e vida em fadiga do aço ABNT 4140 temperado e investigar a influência da operação subsequente de roleteamento sobre a rugosidade e vida em fadiga do mesmo aço. O trabalho pretende compreender até que ponto o roleteamento é capaz de alterar os efeitos do torneamento sobre a vida em fadiga e rugosidade.

Mais especificamente, serão avaliados os parâmetros de velocidade de corte, avanço e profundidade de usinagem durante o torneamento e sua influência sobre a vida em fadiga, rugosidade e tensões residuais. Com relação ao roleteamento, ele será realizado sob condições constantes e será avaliada sua influência sobre a rugosidade e a vida em fadiga.

3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Neste capítulo são abordados conceitos referentes à resistência à fadiga dos materiais metálicos, além das operações de torneamento e roleteamento e sua influência sobre qualidade superficial, tensão residual e vida em fadiga de diversos materiais aplicados na indústria metal-mecânica.

3.1 Fadiga

Os primeiros estudos sobre fadiga foram realizados no século XIX durante a Revolução Industrial. Esses estudos começaram quando peças utilizadas principalmente em locomotivas começaram a falhar sob carregamentos cíclicos (BHAT e PATIBANDLA, 2011). A fadiga mecânica é um dano progressivo que ocorre em materiais sujeitos a cargas cíclicas repetidas, que muitas vezes possuem valores máximos inferiores à tensão de escoamento do material (LEE *et al.*, 2005). Além disso, para que a falha por fadiga ocorra é necessário que as tensões sejam trativas em pelo menos algum instante de tempo (CETLIN e SILVA, 1988; COURTNEY, 2000). A fadiga é o resultado de um processo cumulativo que pode ser dividido nas etapas de início da trinca, propagação e ruptura final. A etapa de início da trinca normalmente acontece em um local de concentração de tensões. Durante a etapa de propagação, o avanço da trinca é relacionado com a frequência dos esforços cíclicos e com a carga aplicada (BHAT e PATIBANDLA, 2011; COURTNEY, 2000). O estágio de ruptura final ocorre quando a área da seção transversal não é mais capaz de resistir ao maior valor da tensão trativa (COURTNEY, 2000).

O período de início de trinca é o responsável pela maior parte da vida em fadiga até a falha, principalmente para componentes de aço (LEE *et al.*, 2005; SCHIJVE, 2008). Além disso, ele é considerado como um fenômeno ligado à superfície do material (SCHIJVE, 2008). Esse período inicial representa a deformação plástica localizada que ocorre normalmente à superfície. Esse comportamento acontece porque para os grãos da superfície, não existe a restrição de deformação gerada pelos grãos vizinhos, fazendo com que a deformação plástica possa ocorrer com valores menores de tensão (BHAT e

PATIBANDLA, 2011; COURTNEY, 2000; SCHIJVE, 2008). Além disso, a região da superfície é a que está em contato com a atmosfera, podendo estar sujeita a seus efeitos. Já para o caso de materiais que possuam defeitos internos, tais como inclusões ou poros, as regiões de início de trinca podem estar mais distantes da superfície (ELLYIN, 1997; SCHIJVE, 2008).

Por sua vez, a propagação da trinca já não é mais um fenômeno de superfície, sendo influenciada pelas propriedades da região interna do material, como forma, tamanho e orientação dos grãos (LEE *et al.*, 2005; SCHIJVE, 2008). Os contornos de grão podem atuar como barreiras para a propagação das trincas, porém para ambientes corrosivos e altas temperaturas as trincas podem se propagar pelos contornos de grão (ELLYIN, 1997). Além desses fatores, o próprio tamanho da trinca afeta a sua propagação. Segundo Courtney (2000) e Rosa (2002), a taxa de crescimento de uma trinca aumenta proporcionalmente com o seu tamanho. Essa propagação ocorre até que a trinca ocasione a falha do material (LEE *et al.*, 2005).

Uma separação entre os diferentes níveis de vida em fadiga também ocorre em função do número de ciclos até a falha. Na chamada fadiga de alto ciclo (maior que 10^3 ciclos), o nível da tensão aplicada submete o componente como um todo apenas a deformações elásticas. Já na chamada fadiga de baixo ciclo (menor que 10^3 ciclos), o material é submetido a deformações plásticas não somente microscópicas mas também macroscópicas (COURTNEY, 2000, MILELLA, 2013).

3.1.1 Tipos de ensaio

Os ensaios de fadiga mecânica podem ser classificados de acordo com o parâmetro a ser controlado durante os testes (tensão ou deformação), segundo Bannantine, Comer e Handrock (1989), e do tipo de esforço ao qual o corpo de prova está submetido (flexão rotativa, tração-compressão, tração-tração, torção e flexão plana), segundo Milella (2013) e Rosa (2002). Os testes de fadiga normalmente submetem os corpos de prova a esforços até que ocorra a ruptura.

Nos testes em que se controla a deformação plástica são normalmente utilizados corpos de prova polidos, submetidos a deformações controladas dando origem a uma curva de deformação aplicada *versus* vida em fadiga (LEE *et al.*, 2005). Esses testes são normalmente utilizados em situações em que se espera a fadiga de baixo ciclo,

ou quando deve ser avaliada a influência da temperatura no processo (BANNANTINE, COMER e HANDROCK, 1989).

Os testes que controlam a tensão são mais adequados para situações de fadiga de alto ciclo (BANNANTINE, COMER e HANDROCK, 1989). O primeiro dos testes que controlam a tensão foi o de fadiga rotativa. Estes submetem os corpos de prova a esforços de flexão ao serem colocados para girar. Nos ensaios de flexão rotativa o material é submetido a um momento fletor constante que é capaz de submeter o material a uma tensão cíclica alternante (ROSA, 2002). Os materiais são então submetidos aos esforços até que ocorra a ruptura e o número de ciclos correspondente é chamado de vida em fadiga. Normalmente vários corpos de prova de um mesmo material são submetidos a diferentes valores de tensões, dando origem a gráficos semelhantes ao apresentado na Figura 3.1. Esses gráficos são conhecidos como curva S-N ou curva de Wöhler (LEE *et al.*, 2005).

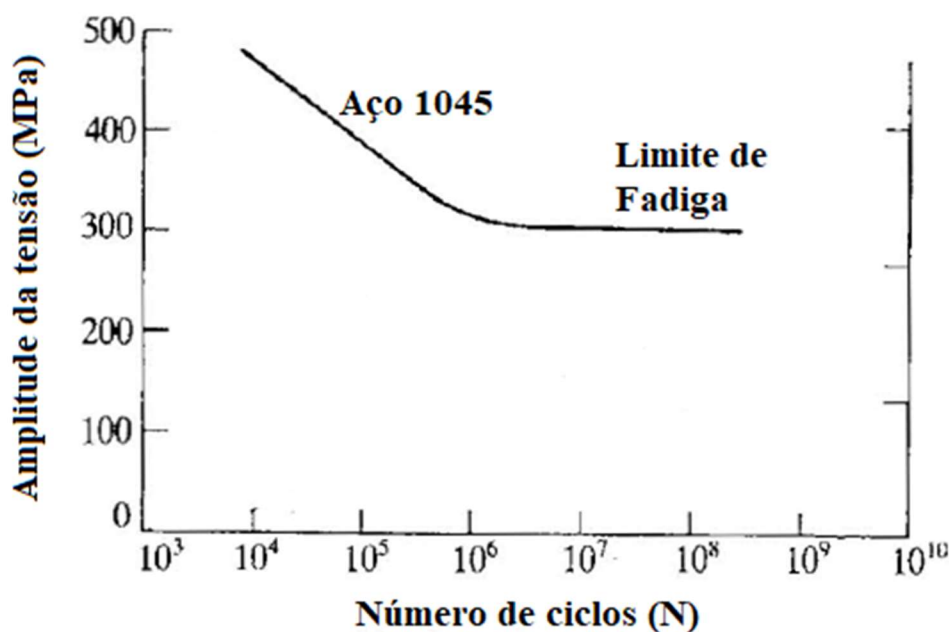


Figura 3.1: Exemplo de curva S-N

Fonte: adaptado de Courtney (2000),

Para que os testes de fadiga apresentem resultados satisfatórios, os esforços aplicados devem representar os esforços aos quais o componente real será submetido, desta maneira são necessários diferentes tipos de teste. Para cada um dos diferentes tipos de esforços que podem ser estudados existem diferentes geometrias de corpos de prova (MILELLA, 2013). Além dos tipos de ensaios anteriormente citados, existem ainda

ensaios para esforços combinados como tração-flexão e tração-torção (ROSA, 2002). Exemplos de corpos de prova normalmente utilizados em alguns dos testes estão presentes na Figura 3.2 onde R, d, D, L, T e W representam as dimensões controladas em cada corpo de prova.

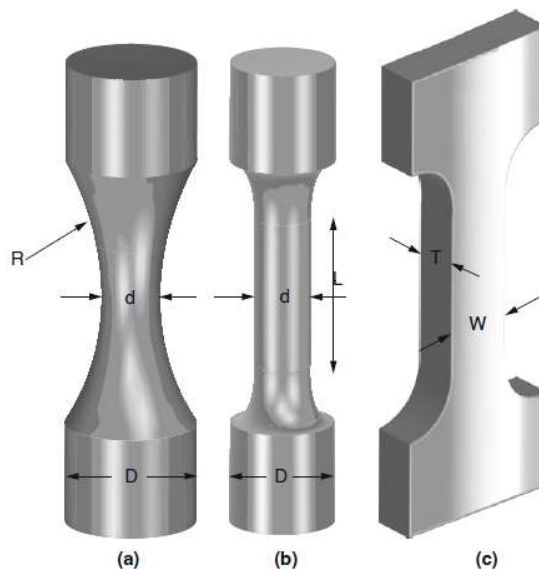


Figura 3.2: Corpos de prova para fadiga a) flexão rotativa b) tração-compressão c) flexão. Fonte: adaptado de Milella (2013).

3.1.2 Fatores de influência sobre a fadiga

Como a fadiga é um processo que normalmente tem início na superfície livre do material, a condição desta região possui grande influência. Os principais fatores considerados para a caracterização superficial são a rugosidade e as tensões superficiais (LEE *et al.*, 2005). Além da condição superficial, são citados ainda como fatores que influenciam a resistência a fadiga: o tamanho da peça, o tipo de carregamento, a temperatura e a condição do ambiente em que a peça se encontra (MILELLA, 2013; ROSA, 2002).

Considerando a rugosidade, tem-se uma redução do limite de fadiga com um aumento da rugosidade (ROSA, 2002; SEEMIKERI, BRAHMANKAR e MAHAGAONKAR, 2008). Um exemplo da influência da rugosidade na vida em fadiga do aço SAE 1045 é apresentado na Figura 3.3. A rugosidade passa a afetar a vida em fadiga por introduzir concentradores de tensão que facilitam a nucleação de trincas (SCHIJEVE, 2008). Além disso, para materiais duros e com altos valores de resistência à ruptura, o efeito da rugosidade é ainda maior. Considera-se ainda que existe um valor

mínimo de rugosidade, que funciona como um limite a partir do qual existe influência sobre a vida em fadiga (MILELLA, 2013). Novovic *et al.*(2004) destacam ainda que a influência da rugosidade na vida em fadiga pode variar em função do material.

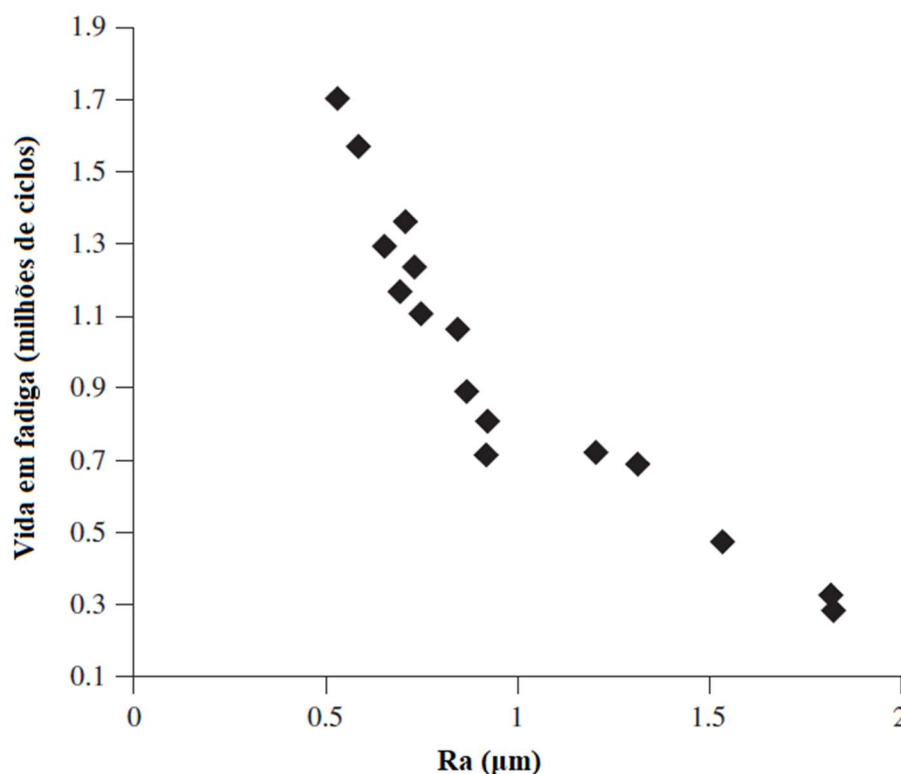


Figura 3.3: Influência da rugosidade sobre a vida em fadiga

Fonte: adaptado de Seemikeri, Brahmanekar e Mahagaonkar (2008)

As tensões residuais, aquelas que segundo Kandil *et al.* (2001) estão presentes no material quando ele está em equilíbrio térmico e de forças, certamente influenciam a vida em fadiga (MILELLA, 2013). As tensões compressivas são benéficas e aumentam a resistência em fadiga dos materiais, já as tensões trativas são prejudiciais porque podem facilitar a propagação das trincas (MILELLA, 2013; LUONG e HILL, 2010). Deve-se considerar que as tensões residuais compressivas e trativas sempre ocorrem juntas, já que na ausência de cargas externas as tensões trativas e compressivas devem estar balanceadas (SCHIJVE, 2008). Desta forma, tem-se que as tensões trativas, que são prejudiciais, devem ser afastadas da superfície das peças. Matsumoto, Hashimoto e Lahoti (1999) afirmam que tensões compressivas em maiores profundidades são mais benéficas que tensões compressivas de maior amplitude em profundidades menores. O comportamento da resistência à fadiga em relação à tensão residual na superfície pode ser visualizado na Figura 3.4. O gráfico evidencia o papel prejudicial das tensões trativas e também o

aumento da resistência a fadiga com a amplitude das tensões compressivas. Deve-se ainda considerar que as tensões residuais não são permanentes e que seus efeitos podem ser eliminados ao submeter o material a altas temperaturas ou sobrecargas (BANNANTINE, COMER e HANDROCK, 1989; ZHOU *et al.*, 2018). Segundo Liu *et al.* (2011), os carregamentos cíclicos são capazes de induzir o relaxamento de tensões residuais mesmo quando as tensões aplicadas não são suficientes para causar uma deformação macroscópica. Ainda segundo esses autores, o relaxamento das tensões pode ocorrer de forma diferente em função da microestrutura do material, sendo que grãos menores ocasionam relaxamentos menores.

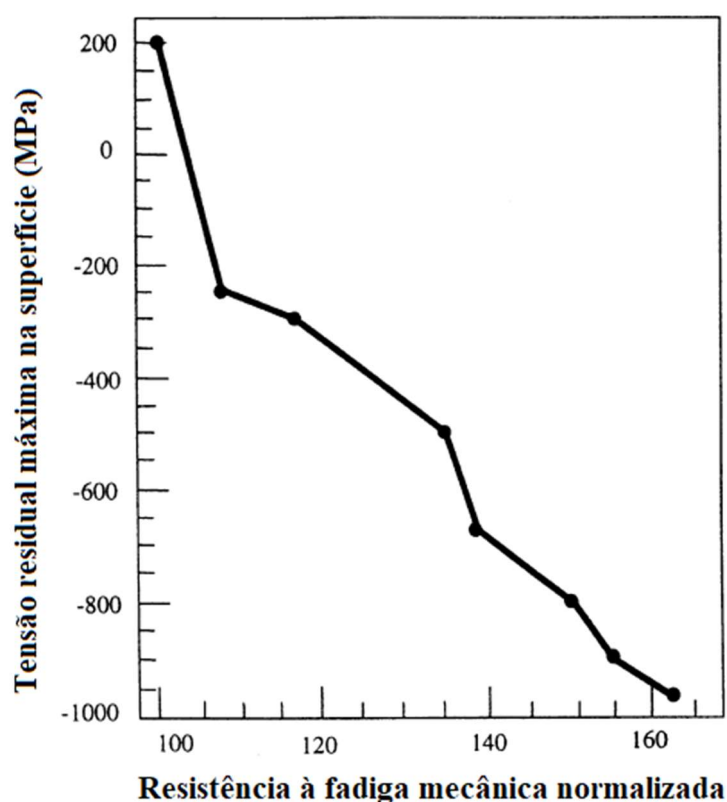


Figura 3.4: Variação da resistência a fadiga com a tensão residual superficial

Fonte: adaptado de Webster e Ezeilo (2001).

Os testes realizados por Chomienne *et al.* (2013) indicam que tanto as tensões compressivas quanto a rugosidade realmente são capazes de influenciar a vida em fadiga, sendo que vida mais longa ocorre para rugosidade baixa e maiores tensões compressivas. Esses autores destacam ainda que valores altos de rugosidade interferem no resultado, mesmo que as tensões compressivas sejam de maior amplitude, e que a influência das tensões residuais tende a diminuir para os maiores valores de rugosidade.

Já a influência das dimensões da peça se dá pelo fato de um componente maior possivelmente possuir um número maior de heterogeneidades, com maior probabilidade de gerar uma região de ligação mais fraca (ROSA, 2002). Considerando que a resistência à fadiga é controlada por essas regiões, pode-se levar a uma modificação dos valores de vida. Além disso, deve-se considerar que esse efeito é mais facilmente percebido para vidas em fadiga mais longas (BANNANTINE, COMER e HANDROCK, 1989). Novovic *et al.*(2004) afirmam que a presença de inclusões pode até eliminar a influência da rugosidade sobre a vida em fadiga, já que as inclusões são regiões de ligação mais fraca e funcionam como concentradores de tensão. Lee *et al.* (2005) consideram ainda que para um mesmo valor de tensão de flexão, o aumento do diâmetro de um corpo de prova aumenta o volume de material submetido a uma tensão crítica, levando a um menor limite de resistência a fadiga.

Quando se considera o tipo de carregamento, deve-se ter em mente que a maioria dos componentes mecânicos é submetido a uma série de esforços simultaneamente. Além disso, para diferentes tipos de carregamento existem diferentes valores de resistência a fadiga. Lee *et al.* (2005) afirmam que para a mesma tensão nominal, a resistência à fadiga de um material submetido a cargas axiais é menor do que de um submetido a flexão. De acordo com Bannantine, Comer e Handrock (1989) e Milella (2013), essa diferença pode variar entre 60 e 90%. Essas considerações evidenciam, portanto, a necessidade de conhecer o tipo de esforço a que o seu componente será submetido na hora de selecionar o tipo de teste a ser utilizado.

Segundo Milella (2013), qualquer fator capaz de modificar o limite de resistência é capaz de afetar a resistência a fadiga. Um aumento na temperatura, portanto, pode levar a uma diminuição dessa resistência. Segundo Rosa (2002), essa variação ocorre de forma diferente dependendo da faixa de temperaturas. A queda na resistência é pequena para temperaturas inferiores a 250 °C, sendo mais acentuada para valores acima deste limite. Um exemplo da variação da resistência à fadiga com a temperatura pode ser visualizado na Figura 3.5, onde pode ser observada a diminuição da resistência com a temperatura para o aço AISI 4340. Foss *et al.* (2013) indicam ainda que quando um material está sujeito a ação da temperatura ou de esforços cíclicos, o relaxamento das tensões residuais ocorre, sendo que esse relaxamento é ainda maior quando as duas condições ocorrem simultaneamente. Segundo Novovic *et al.*(2004), altas temperaturas podem eliminar os efeitos de uma região encruada e de alta resistência na superfície devido a possível recristalização.

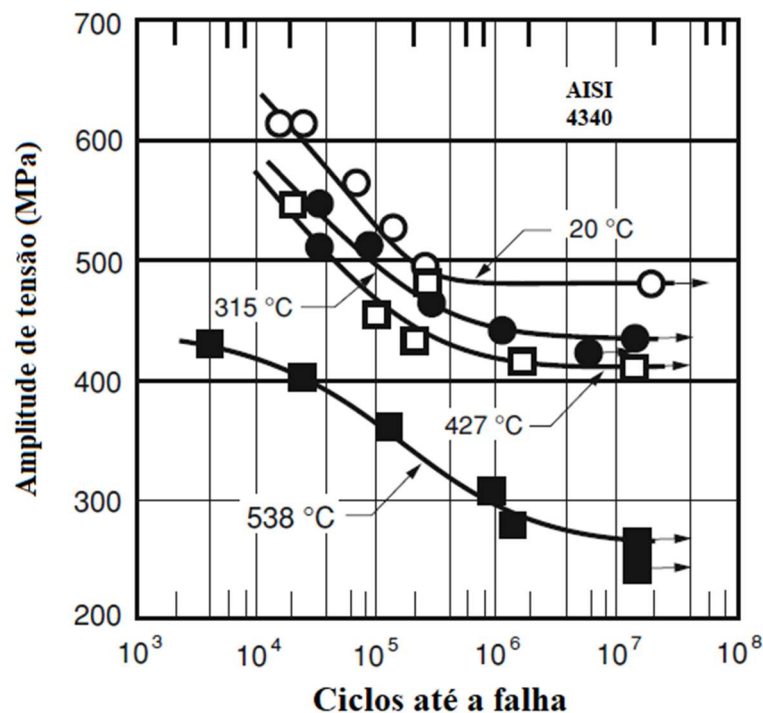


Figura 3.5: Comportamento da fadiga com a temperatura

Fonte: adaptado de Milella (2013).

Ao considerar a influência do ambiente, duas características se destacam: a corrosão e a oxidação. Bannantine, Comer e Handrock (1989) afirmam que o ambiente em que exista a presença de oxigênio pode levar a uma diminuição da resistência à fadiga. Segundo Ellyin (1997), quando uma nova região do material metálico é exposta ao ambiente, ela é localmente oxidada podendo agir como um concentrador de tensões e levando a uma diminuição da resistência a fadiga.

Já com relação à corrosão, considera-se que quando a fadiga ocorre em um ambiente corrosivo os efeitos prejudiciais são bem maiores do que aqueles que ocorreriam quando o material está submetido somente a fadiga ou somente a corrosão (BANNANTINE, COMER e HANDROCK, 1989). A união dos esforços cíclicos com a corrosão faz com que a cada ciclo uma nova região do material seja exposta, ampliando o efeito da corrosão e levando a falha da superfície para o interior do material, auxiliando tanto na etapa de nucleação de trinca quanto na propagação (ELLYIN, 1997; PISTOCHINI e HILL, 2011).

3.1.3 Análise da fratura por fadiga

As fraturas por fadiga possuem características que podem ser divididas em dois grupos: macroscópicas e microscópicas (SCHIJVE, 2008). As características macroscópicas de uma fratura por fadiga pode ser visualizadas na Figura 3.6. A fratura por fadiga pode ser separada em duas regiões, a primeira delas em que estão presentes as marcas de praia onde a propagação da fratura ocorre de forma gradual, e a segunda, onde a ruptura final ocorre de forma rápida, deixando uma região rugosa (COURTNEY, 2000). Segundo Lund e Sheybany (2002), as marcas de praia são causadas por modificações nas condições de propagação da trinca, podendo não ser observadas em testes em laboratório, onde o material é submetido a condições de carregamento uniforme. Esses autores afirmam ainda que a propagação da trinca, apesar de não ser responsável pela maior parte da vida em fadiga do material, é normalmente responsável pela maior área da região de fratura. O tamanho da região de ruptura final está relacionado com a magnitude das tensões a que o material está submetido. Quanto maior essa região maior a carga a que o material estava submetido no momento da ruptura final (SACHS, 2005).

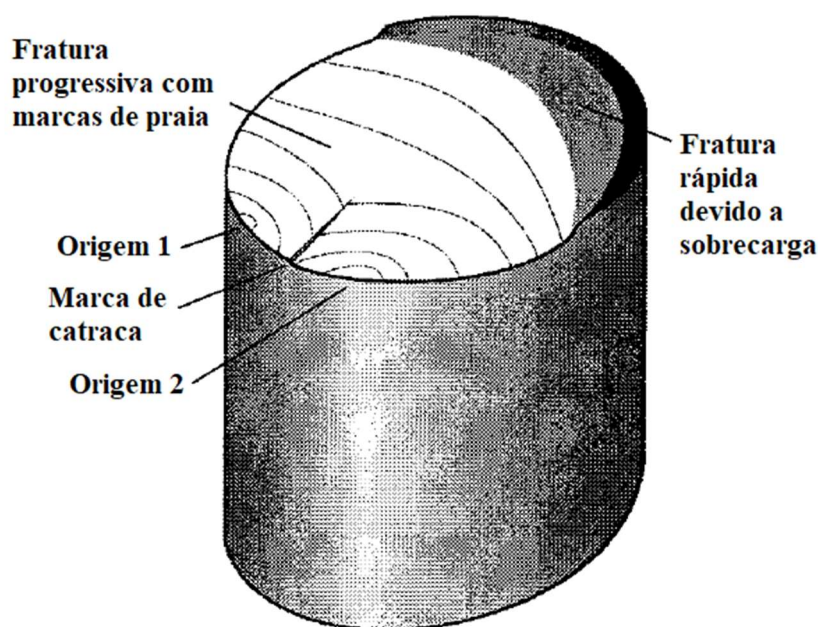


Figura 3.6: Características macroscópicas de uma falha por fadiga

Fonte: adaptado de Lund e Sheybany (2002).

Outra característica das falhas por fadiga são as marcas de catraca (Figura 3.6). Elas ocorrem quando falhas de diferentes origens se encontram (SACHS, 2005). Segundo Lund e Sheybany (2002) e Milella (2013), a ampliação das forças pode provocar o surgimento de mais marcas de catraca, já que permite um aumento no número de regiões de nucleação.

Dentro das características microscópicas são citadas as estrias, que estão relacionadas com a propagação da trinca a cada ciclo de tensão. (BHAT e PATIBANDLA, 2011; SACHS, 2005), entretanto, Courtney (2000) e Schijve (2008) afirmam que a ausência dessas marcas não significa que a falha não tenha ocorrido por fadiga. Bhat e Patibandla (2011) e Milella (2013) destacam ainda que entre duas marcas de praia podem existir milhares de estrias.

Além das estrias, Griebel (2009) cita ainda que as fraturas por fadiga podem possuir os chamados *dimples*, que são microcavidades hemisféricas ou parabólicas formadas durante a fratura dúctil de componentes metálicos (CETLIN e SILVA, 1988). Griebel (2009) afirma que enquanto a região de propagação da falha pode apresentar estrias, a região de sobrecarga apresenta *dimples* (Figura 3.7). Esse autor afirma ainda, que nem sempre estrias e *dimples* estão presentes nas falhas por fadiga.

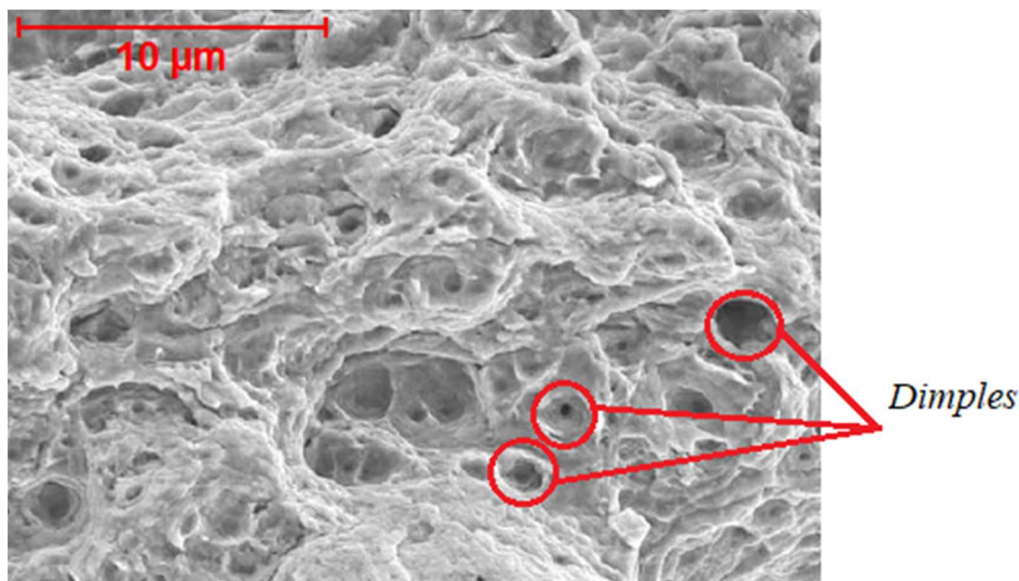


Figura 3.7: *Dimples* na região de sobrecarga da fratura por fadiga

Fonte: adaptado de Griebel (2009).

Além da amplitude dos esforços, a fratura por fadiga também é influenciada pelo tipo de esforço a que o material está submetido, modificando tanto a região de propagação de trinca quanto a de falha final (LUND e SHEYBANY, 2002; SACHS, 2005). Para o caso da flexão rotativa, Sachs (2005) apresenta duas possíveis falhas (Figura 3.8). Para o caso da falha presente na Figura 3.8 (a), considera-se que ocorreu uma falha para baixos valores de tensão, já para a Figura 3.8 (b), existem duas possíveis causas: ou uma tensão de maior amplitude ou a presença de vários concentradores de tensão. Em ambos os casos as fraturas se originam na superfície, comportamento que pode ser modificado pelos tratamentos superficiais (LUND e SHEYBANY, 2002).

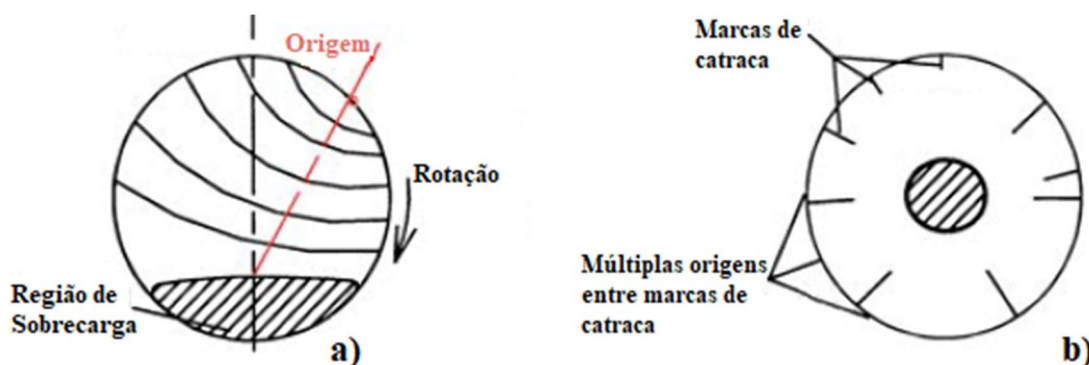


Figura 3.8: Falha de fadiga por flexão rotativa

Fonte: adaptado de Sachs (2005)

3.2 Influência do processo de usinagem sobre a fadiga

Os processos de fabricação são capazes de afetar a resistência a fadiga de um componente devido à sua influência sobre a rugosidade superficial e principalmente na geração de tensões residuais (BHAT E PATIBANDLA, 2011; ELLYIN, 1997). A seguir são discutidos os parâmetros de torneamento, operação utilizada neste trabalho, capazes de alterar características que afetam a resistência a fadiga

Segundo Javidi, Rieger e Eichlseder (2008), os parâmetros de usinagem tais como velocidade de corte, avanço e raio de ponta da ferramenta são conhecidos por afetar a integridade superficial da peça, afetando a rugosidade e as tensões superficiais.

3.2.1 Acabamento

Ao considerar a influência dos parâmetros de usinagem sobre rugosidade, tem-se que o avanço e o raio de ponta da ferramenta são os parâmetros mais influentes, de forma que a rugosidade tende a aumentar com o quadrado do avanço e a ser inversamente proporcional ao raio de ponta (RECH e MOISAN, 2003; MEDDOUR *et al.*, 2018). Rech e Moisan (2003) ainda atentam para o fato de que a diminuição da rugosidade com a diminuição do avanço não é contínua, existindo portanto um valor mínimo de avanço que deve ser utilizado. Segundo os autores, esse comportamento acontece porque para valores muito pequenos de avanço não se atinge a espessura mínima para a formação do cavaco, fazendo com que ocorra sulcamento e levando a um fluxo lateral de material que prejudica a rugosidade.

Cakan e Evrendilek (2017) e Das, Dhupal e Kumar (2015) avaliaram a influência dos parâmetros de torneamento do aço AISI 4140 e também observaram um aumento da rugosidade com o avanço. Segundo Das, Dhupal e Kumar (2015), o aumento do avanço eleva as forças de usinagem, aumentando as forças de atrito e a deformação plástica, gerando um aumento na rugosidade. Além disso, o aumento do avanço provoca ainda uma ampliação da altura das irregularidades, levando à intensificação de marcas de avanço.

A influência da geometria da ferramenta sobre rugosidade foi estudada por Yao *et al.* (2018). Estes autores tornearam ligas de titânio utilizando ferramentas com diferentes quebra cavacos e concluíram que a geometria do quebra cavaco foi capaz de alterar a rugosidade da peça. Esse comportamento ocorreu devido às diferentes capacidades de quebra e remoção do cavaco, sendo que a condição de melhor remoção do cavaco provocou menores valores de rugosidade. Os autores consideraram ainda que a profundidade de usinagem também foi capaz de interferir na força de usinagem, podendo levar a um aumento das vibrações e, conseqüente, ao aumento da rugosidade. Outra variação na geometria da ferramenta que já é amplamente conhecida por afetar a rugosidade é o raio de ponta. Segundo Meddour *et al.* (2018), para maiores valores de raio de ponta os picos de rugosidade são esmagados, diminuindo a rugosidade após o torneamento.

Branco *et al.* (2018) e Yao *et al.* (2018) consideraram que a velocidade de corte também influencia a rugosidade, provavelmente devido à sua influência sobre a temperatura. O aumento inicial da velocidade tende a diminuir a resistência ao

cisalhamento do material mas uma maior ampliação da velocidade pode, no entanto, aumentar o nível de vibração e prejudicar a rugosidade. A influência da velocidade de corte sobre a rugosidade também foi percebida por Navas, Gonzalo e Bengoetxea (2012). Ao analisar os dados da Figura 3.9, os autores observaram que maiores valores de velocidade de corte proporcionam um aumento mais acentuado da rugosidade com o aumento do avanço. A influência da velocidade de corte sobre a rugosidade também foi observada por Cakan e Evrendilek (2017), que justificaram a ampliação da rugosidade pelo aumento no desgaste da ferramenta para maiores temperaturas.

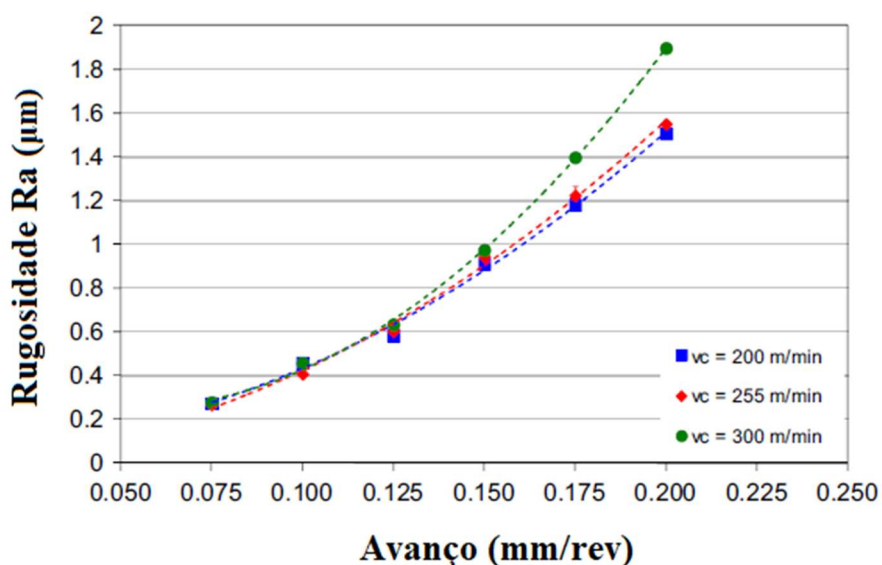


Figura 3.9: Variação da rugosidade com o avanço e a velocidade de corte

Fonte: adaptado de Navas, Gonzalo e Bengoetxea (2012).

A influência da velocidade de corte sobre a rugosidade também foi observada por Das, Dhupal e Kumar (2015) no torneamento do aço AISI 4140. Um aumento inicial da velocidade de corte tende a melhorar a rugosidade superficial devido a eliminação da aresta postiça de corte (APC). Após a eliminação da APC, uma elevada ampliação da velocidade leva ao aumento da rugosidade, possivelmente devido as vibrações geradas no processo. Esses autores relataram que para valores mais altos de velocidade de corte o atrito da superfície de folga da ferramenta com a peça é suficiente para influenciar a estabilidade térmica da ferramenta, acelerando o desgaste.

Outro parâmetro influente sobre a rugosidade é o comprimento em balanço da ferramenta. Segundo El-Axir, Elkhabeery e Okasha (2017), um comprimento em balanço curto aliado a um pequeno avanço proporciona valores menores de rugosidade,

já com o aumento do comprimento em balanço e um mesmo valor de avanço foi percebida uma elevação nos valores da rugosidade, provavelmente devido à uma ampliação nas vibrações durante o processo.

3.2.2 Tensões residuais e alterações microestruturais

Com relação à influência dos parâmetros de torneamento sobre as tensões residuais, Javidi, Rieger e Eichlseder (2008) afirmam que as tensões residuais dependem não somente dos parâmetros utilizados, mas também do tipo de material. Segundo El-Axir, Elkhabeery e Okasha (2017), a geração de tensões residuais não pode ser evitada após os processos de usinagem, podendo ser trativas ou compressivas dependendo dos parâmetros utilizados.

Segundo Pawade, Joshi e Brahmankar (2008) e Jacobus *et al.* (2001), quando a deformação plástica durante a usinagem é termicamente dominante, as tensões residuais geradas são trativas. Já quando o processo de deformação plástica é mecanicamente dominante, as tensões são compressivas. Essa mesma consideração foi feita por Rami *et al.* (2017), que afirmam ainda que o estado final das tensões residuais vai depender do predomínio de um fenômeno em relação ao outro.

Nos testes de torneamento de aço endurecido feitos por Rech e Moisan (2003) foi verificada a influência da velocidade de corte sobre a tensão residual superficial, que também foi comentada por Wiesner (1992) e Jacobus *et al.* (2001). Essa influência foi verificada também por Outeiro, Umbrello e M'Saoubi (2006), que estudaram o corte ortogonal do aço inoxidável AISI 316L. Durante a utilização de uma ferramenta sem revestimento, as tensões residuais trativas aumentaram de amplitude com o aumento da velocidade. Já para as ferramentas revestidas, esse comportamento não foi observado. A comparação do comportamento para os dois casos pode ser observada na Figura 3.10. Esse comportamento distinto para cada ferramenta provavelmente se deve à diferente condição de atrito entre o material usinado e a superfície da ferramenta, já que, como destacado por Wiesner (1992), os efeitos tribológicos também devem ser considerados durante o estudo das tensões residuais geradas na usinagem.

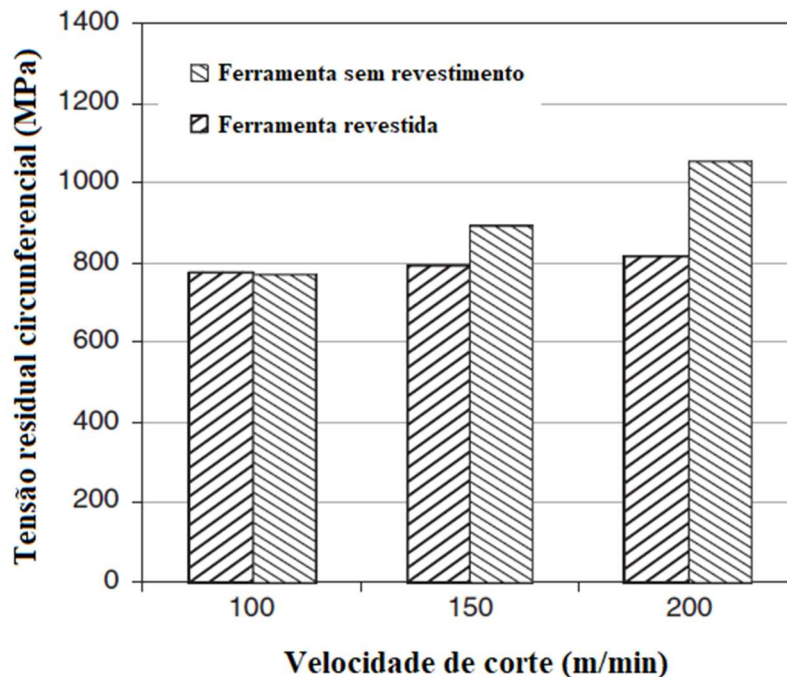


Figura 3.10: Variação da tensão residual com a velocidade.

Fonte: adaptado de Outeiro, Umbrello e M'Saoubi (2006)

Mamalis, Kundrak e Gyani (2002) também relataram a influência da velocidade de corte sobre o perfil de tensões residuais. Segundo esses autores, o aumento da velocidade de corte no torneamento de aços endurecidos gera uma diminuição na amplitude máxima das tensões compressivas e também na profundidade onde ocorrem os valores máximos.

Para o caso da liga de níquel Inconel 718, Pawade, Joshi e Brahmanekar (2008) perceberam que o aumento inicial dos valores de velocidade de corte promoveu a elevação das tensões trativas, sendo que o aumento da temperatura interferiu no processo. Porém, uma nova elevação da velocidade de corte levou a uma mudança nas tensões de trativas para compressivas. Os autores atribuíram esse comportamento à baixa capacidade de dissipar calor do material, que tendeu a ser ainda menor para taxas de remoção de material mais baixas e ampliou a influência da temperatura, pois para maiores valores de taxa de remoção a dissipação de calor foi maior, fazendo com que a deformação sofresse menor influência da temperatura. Esse trabalho destaca também a influência das propriedades do material trabalhado no comportamento da tensão residual com a variação da velocidade de corte.

Considerando o avanço, tem-se os estudos feitos por Navas, Gonzalo e Bengoetxea (2012) e Coto *et al.* (2011) sobre torneamento do aço AISI 4340, Mondelin

et al. (2012) para o torneamento do aço 15-4PH, Sharman, Hughes e Ridgway (2015) para o torneamento do Inconel 718 e Matsumoto, Hashimoto e Lahoti (1999) para um aço cementado. Todos esses trabalhos indicam um aumento das tensões residuais trativas na superfície com o aumento do avanço. Coto *et al.* (2011), Navas, Gonzalo e Bengoetxea (2012) e Sharman, Hughes e Ridgway (2015) justificam esse comportamento pela aumento da temperatura de usinagem com o aumento do avanço. Matsumoto, Hashimoto e Lahoti (1999), indicam ainda que a variação das tensões com o avanço ocorre apenas para regiões próximas à superfície, sendo que para profundidades maiores que 0,04 mm já não existe mais diferença.

Já os estudos feitos por Valiorgue *et al.* (2012) durante o torneamento de acabamento do aço inoxidável AISI 304L concluíram que apesar de não ocorrer uma modificação dos valores de tensões residuais na superfície do material, que foram sempre trativas, os valores altos de avanço foram capazes de alterar a profundidade da região afetada pelas tensões compressivas abaixo da superfície.

Outro estudo que avaliou a influência do avanço sobre as tensões residuais após torneamento foi o de Sasahara (2005), que realizou o torneamento do aço AISI 1045 e percebeu que com o aumento do avanço as tensões residuais se modificaram, podendo variar de tensões compressivas com avanços menores para tensões trativas com avanços maiores. Esse autor estudou ainda o efeito da geometria da ferramenta e percebeu que ferramentas com raios diferentes induziam valores diferentes de tensões residuais. O comportamento das tensões residuais nas direções axial e circunferencial pode ser visualizado na Figura 3.11. Percebe-se que a influência do avanço foi maior para a ferramenta com raio de ponta de 0,8 mm.

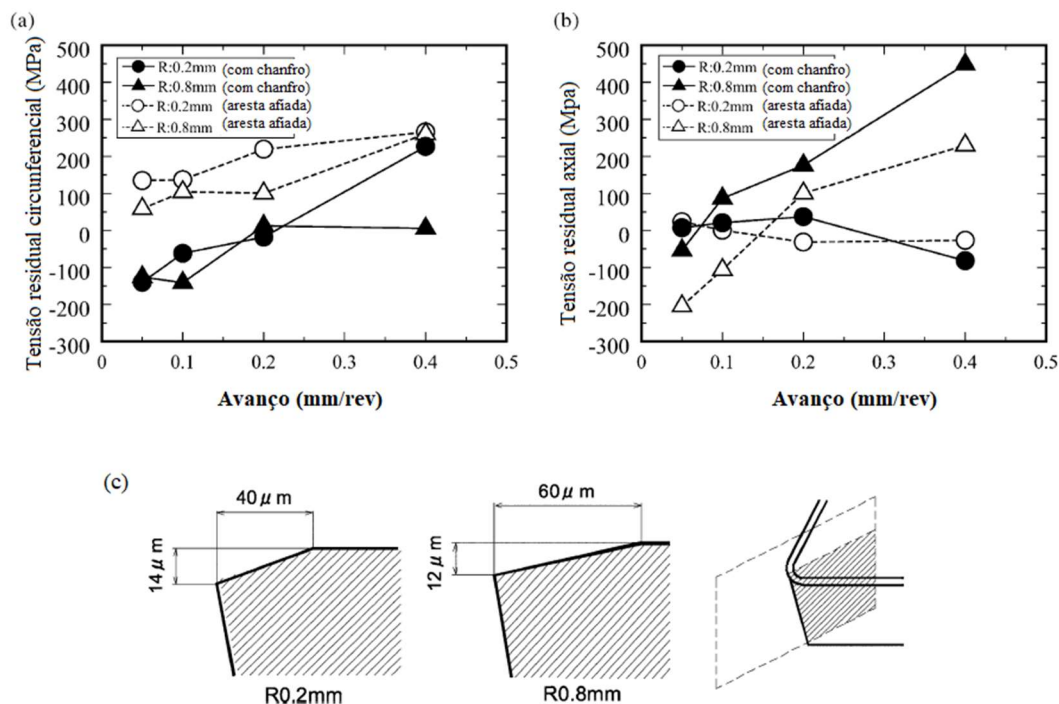


Figura 3.11: Variação das tensões com o avanço e raio da ferramenta a) tensão residual circunferencial b) tensão residual axial c) detalhe do chanfro na aresta

Fonte: adaptado de Sasahara (2005).

Sasahara (2005) indica que a diferença de comportamento em relação às tensões ocorre devido à variação na formação do cavaco com a diminuição do raio de ponta. Para valores menores de raio de ponta, a região de contato da superfície usinada com a ferramenta é menor, levando a menos deformações. Outro comportamento que pode ser percebido na Figura 3.11 é a diferença entre os valores de tensão para as ferramentas com arestas afiadas e com chanfro, provavelmente devido aos maiores esforços de corte. Existe ainda a diferença de comportamento das tensões em função da direção de medição. Para a direção circunferencial, tanto a variação de raio de ponta quanto a de condição da aresta foi influente nos valores de tensão. Já para direção axial, o estado da aresta da ferramenta não afetou os valores de tensão para o raio de ponta de 0,2 mm, provavelmente devido à menor região de contato ferramenta-peça para esse raio, que diminuiu a influência da variação de aresta sobre os esforços de usinagem.

O comportamento das tensões residuais com o avanço também foi estudado por Rech e Moisan (2003). Além de observar uma variação de tensão residual com o avanço, esses autores perceberam também uma diferente tendência dos valores de tensão residual com a faixa de avanço utilizado. Quando o avanço foi elevado de 0,05 para 0,1

mm/rev, as tensões residuais tenderam a ser mais compressivas, já para o aumento de 0,1 para 0,2 mm/rev, as tensões tenderam a ser mais trativas. De acordo com os autores esse comportamento se deve à deformação que ocorreu para o caso de avanços menores que 0,1 mm/rev. Essa condição levou a maiores valores de coeficiente de atrito, pois parte do material que não foi removido ficou em contato com a superfície de folga da ferramenta e foi pressionado contra a peça.

Outro parâmetro que teve sua influência sobre as tensões residuais estudada foi o comprimento da região em balanço da ferramenta. Segundo El-Axir, Elkhabeery e Okasha (2017), o aumento do comprimento em balanço da ferramenta inicialmente diminuiu os valores de tensão trativa, porém após um valor específico do balanço, as tensões se ampliaram novamente devido à uma menor estabilidade da ferramenta de corte. Esse comportamento indica, portanto, que existe uma condição ótima de comprimento em balanço da ferramenta para o caso estudado.

A influência da profundidade de usinagem sobre as tensões residuais superficiais foi observada por Pawade, Joshi e Brahmankar (2008) durante a usinagem do Inconel 718. Um aumento inicial da profundidade de 0,5 para 0,75 mm fez com que as tensões deixassem de ser trativas e passassem a ser compressivas. Um novo aumento para 1 mm ampliou o caráter compressivo das tensões. Os autores atribuem esse comportamento ao aumento da taxa de remoção da material, que leva a uma ampliação dos esforços de corte. Além disso, eles indicam também que o aumento da profundidade é capaz de aumentar o grau de encruamento do material. O aumento do caráter compressivo das tensões residuais subsuperficiais com o aumento da profundidade de usinagem também foi observado por Jacobus *et al.* (2001) no torneamento de acabamento do aço AISI 4340. O aumento da profundidade de usinagem leva a uma ampliação das forças de usinagem e, conseqüentemente a um aumento dos efeitos mecânicos.

O efeito do raio de ponta da ferramenta foi estudado por Navas, Gonzalo e Bengoetxea (2012) e por Sharman, Hughes e Ridgway (2015). Esses autores relatam que as tensões residuais tendem a ser mais compressivas para maiores raios de ponta. Esse comportamento ocorre provavelmente devido ao aumento dos esforços na usinagem, que colaboram com o caráter mecânico do processo. Com maiores raios de ponta ocorre a ampliação da força passiva, que contribui para o caráter mecânico.

O desgaste da ferramenta também é capaz de influenciar a integridade superficial. Ferramentas desgastadas tendem a gerar tensões residuais trativas. Esse comportamento foi observado por Liu, Takagi e Tskuda (2004), Rech e Moisan (2003) e

Sharman, Hughes e Ridgway (2015). Esses autores perceberam que com o aumento do tempo de usinagem e, portanto, com um maior desgaste da ferramenta, as tensões superficiais passaram a ser trativas (Figura 3.12), pois com o desgaste da ferramenta aumenta-se o atrito no processo, provocando um aquecimento e gerando as tensões trativas na superfície.

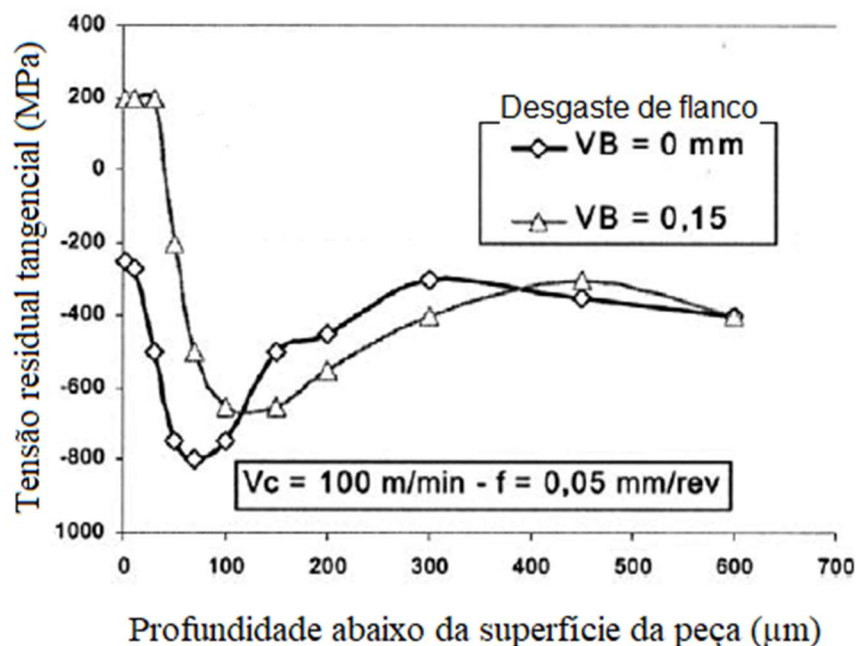


Figura 3.12: Variação da tensão superficial abaixo da superfície com o desgaste da ferramenta
Fonte: adaptado de Rech e Moisan (2003)

Ao comparar o comportamento para diferentes raios de ponta, Liu, Takagi e Tskuda (2004) perceberam que o desgaste diminui a variação dos perfis de tensão entre as ferramentas. A variação das tensões com a geometria da ferramenta foi também observada por Matsumoto, Hashimoto e Lahoti (1999) e Pawade, Joshi e Brahmankar (2008). A utilização de ferramentas com preparadas com chanfros fez com que aumentasse o sulcamento e a deformação na superfície do material, proporcionando a geração de tensões residuais compressivas. Esse mesmo efeito do sulcamento também foi observado por Chomienne *et al.* (2013).

Os testes e simulações numéricas feitos por Rami *et al.* (2017) no torneamento do aço AISI 4140 mostraram que as tensões residuais na superfície foram sempre trativas, passando para valores compressivos a partir de uma certa profundidade. Esse comportamento também foi observado por Valiorgue *et al.* (2012) no torneamento

do aço inoxidável AISI 304L e por Mondelin *et al.* (2012) no torneamento do aço 15-5PH. Segundo Rami *et al.* (2017), esse perfil de tensões é gerado pela ação conjunta da temperatura e das forças durante o processo de torneamento.

Os parâmetros de usinagem também são capazes de alterar a microestrutura na superfície dos materiais metálicos. Após a usinagem de uma liga de titânio sob diferentes condições, Yao *et al.* (2018) verificaram que para valores maiores de velocidade de corte e profundidade de usinagem se obteve uma camada superficial de maior profundidade na qual foram encontrados grãos deformados. Com o aumento da velocidade de corte e da profundidade de usinagem a temperatura e o esforço de corte aumentam, provocando uma maior deformação plástica. Na mesma profundidade dessa camada deformada foram detectados os maiores valores de dureza devido ao encruamento.

Uma camada superficial que sofreu alta deformação plástica no torneamento também foi obtida por Javidi, Rieger e Eichlseder (2008). Após a usinagem do aço AISI 4340 foi encontrada uma camada de material deformado na direção do avanço, onde não foi mais possível visualizar os contornos dos grãos originais do material (Figura 3.13). Novamente, a explicação para esse comportamento foi o nível mais alto de temperatura e dos esforços ligados a usinagem.

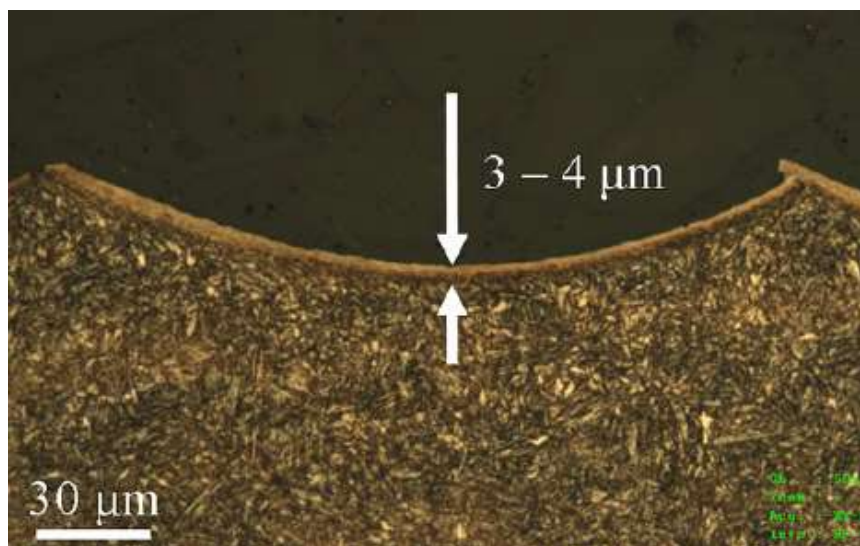


Figura 3.13: Microestrutura do aço AISI 4340 após o torneamento

Fonte: Javidi, Rieger e Eichlseder (2008)

Alterações na microestrutura após o torneamento também foram percebidas por Branco *et al.* (2018) na usinagem do AISI 4317, que observaram a existência de uma

camada branca exceto para a condição de menores velocidade de corte, avanço e profundidade de usinagem. A camada branca é formada na superfície do material por uma transformação de fase que ocorre devido à variações de temperatura e deformação dos grãos (SAUVAGE *et al.*, 2003). Segundo Poulachon *et al.* (2005), a camada branca é o resultado de uma alteração microestrutural de uma estrutura martensítica. Barry e Byrne (2002) e Guo e Sahni (2004) afirmam que a camada branca possui alta dureza e grãos muito pequenos. Segundo esses autores, a camada branca tem esse nome devido a aparência que ela apresenta após ataque químico realizado para a observação da microestrutura. Essa camada é formada por martensita e austenita (POULACHON *et al.*, 2005; BARRY e BYRNE, 2002; e GUO E SAHNI, 2004) Por meio de análise estatística, Branco *et al.* (2018) verificaram que o avanço foi o parâmetro mais influente para a formação da camada branca. Segundo os autores, essa camada surge devido ao rápido aquecimento e resfriamento do material que acontece quando são utilizados os valores mais altos dos parâmetros de usinagem.

Testes de fadiga por flexão rotativa foram feitos por Javadi *et al.* (2018), Javidi, Rieger e Eichlseder (2008) e Yao *et al.* (2018). Javidi, Rieger e Eichlseder (2008) observaram que amostras de aço AISI 4340 torneadas com rugosidades mais elevadas nem sempre apresentaram vidas em fadiga mais curtas. Os autores explicaram esse comportamento pela maior influência das tensões residuais do que da rugosidade sobre vida em fadiga. A maior influência das tensões residuais sobre vida em fadiga também foi percebida por Javadi *et al.* (2018), que prepararam vários corpos de prova de Inconel 718 por meio do torneamento, chegando a condições com tensões compressivas e trativas e diferentes rugosidades, as rugosidades foram sempre baixas e variaram em uma faixa pequena de valores (R_a sempre abaixo de $1 \mu m$). Já os testes de Yao *et al.* (2018) em uma liga de titânio mostraram que nem sempre as tensões residuais dominam o comportamento sob fadiga. Nesse caso, a variação de rugosidade foi de cerca de três vezes de uma condição para outra. A condição de menor rugosidade foi a que propiciou menor amplitude de tensões compressivas mas mesmo assim, proporcionou vida em fadiga mais longa. Esse comportamento indica que a influência de cada uma das características depende também da amplitude e da faixa de variação entre um caso e outro.

Testes de fadiga por flexão rotativa também foram realizados por Sasahara (2005), que concluíram que além das tensões superficiais, o encruamento também possui grande importância sobre a resistência à fadiga dos materiais. A combinação de tensões compressivas e alta dureza superficial acarretou em vida em fadiga mais longa, porém,

com tensões residuais próximas a zero e encruamento superficial os valores de vida também foram satisfatórios.

3.3 Tratamentos superficiais

Os tratamentos superficiais são capazes de influenciar a vida em fadiga, já que alteram as propriedades dos materiais (ROSA, 2002). Segundo Bannantine, Comer e Handrock (1989), os tratamentos superficiais podem ser divididos em três categorias: revestimentos, térmicos e mecânicos.

Os processos de eletrodeposição são capazes de provocar uma redução de até 60% na resistência à fadiga, sendo que quanto maior a espessura da camada afetada, maior o efeito. Esse comportamento é atribuído à indução de tensões residuais de tração na superfície (BANNANTINE, COMER e HANDROCK, 1989; MILELLA, 2013). Deve-se destacar porém, que em ambientes agressivos, a melhoria da resistência a corrosão gerada pela deposição possa superar a diminuição da resistência à fadiga (BANNANTINE, COMER e HANDROCK, 1989).

Os tratamentos térmicos causam alterações metalúrgicas capazes de influenciar a vida em fadiga dos materiais. Tratamentos que aumentam a dureza e a resistência do material, como a têmpera seguida de revenimento, são capazes de aumentar a resistência à fadiga (MILELLA, 2013). Os tratamentos termoquímicos, que proporcionam aumento da resistência na superfície sem afetar as propriedades do interior do material, também são capazes de ampliar a resistência à fadiga. Os tratamentos termoquímicos, tais como nitretação e cementação, além de aumentar a resistência da camada superficial ainda induzem tensões compressivas na superfície (MILELLA, 2013).

Os tratamentos mecânicos deformam plasticamente a superfície dos materiais, provocando um encruamento e induzindo tensões residuais compressivas. Os tratamentos mecânicos mais importantes são jateamento e o roleteamento (BANNANTINE, COMER e HANDROCK, 1989). Schulze (2006) destaca ainda que além do tipo de modificação superficial gerada por esses processos, é importante que essas modificações sejam o mais estáveis possível para que suas influências não sejam reduzidas durante carregamentos. Dalaei, Karlsson e Svensson (2011) afirmaram que a amplitude desses carregamentos modifica a amplitude de relaxamento das tensões

residuais, sendo que para carregamentos mais elevados as tensões residuais podem ser eliminadas ainda no primeiro ciclo.

Defeitos nos materiais, como a existência de poros e inclusões, são capazes de afetar a influência dos tratamentos superficiais sobre a resistência em fadiga já que como citado anteriormente, modificam a região de início de trinca, agindo como concentradores de tensão (podendo ocorrer em regiões mais internas). As características dos tratamentos mecânicos são abordados nos itens a seguir.

3.3.1 Jateamento

O jateamento é um processo no qual materiais duros com uma geometria específica são acelerados contra o material a ser tratado. Esse processo gera tensões superficiais de compressão aumentando a resistência à fadiga. As tensões residuais são geradas pela diferença entre a deformação plástica sofrida pela superfície e pela região interna do material (FOSS *et al.* 2013; SCHULZE 2006). Esse tratamento, no entanto, possui efeitos prejudiciais sobre a qualidade superficial (DALAEI, KARLSSON e SVENSSON, 2011; LUONG e HILL, 2010).

O jateamento é muito versátil e pode ser utilizado em quase todos os materiais e formas, tendo como principal desvantagem a degradação da rugosidade do material (BANNANTINE, COMER e HANDROCK, 1989; MILELLA, 2013). Podem ser utilizados diversos materiais duros que são classificados em função do tamanho, forma, dureza, densidade e composição, sendo que a dureza deve ser próxima a do material a ser tratado (LUONG e HILL, 2010).

Segundo Azar, Hashemi e Yazdi (2010), com o aumento do tempo de tratamento a rugosidade tende a diminuir, mas em qualquer superfície tratada a rugosidade é superior a das peças sem tratamento. A rugosidade após o jateamento é relacionada ainda ao material tratado, segundo Liu *et al.* (2011), materiais com maior dureza e grãos menores tendem a apresentar menor rugosidade.

Partículas de menores tamanhos conseguem acessar melhor descontinuidades geométricas das peças, enquanto partículas maiores conseguem gerar tensões residuais compressivas em profundidades maiores. Esse ponto de maior tensão compressiva ocorre normalmente logo abaixo da superfície do material tratado (MILELLA, 2013).

Segundo Schulze (2006), existem vários métodos para a aceleração das partículas que serão arremessadas contra o material a ser tratado. Entre eles podem ser

citados os métodos que utilizam rotor, ar comprimido ou a própria gravidade (Figura 3.14). Segundo Soady *et al.* (2011), as partículas podem ser aceleradas à altas velocidades, atingindo de 40 a 70 m/s.

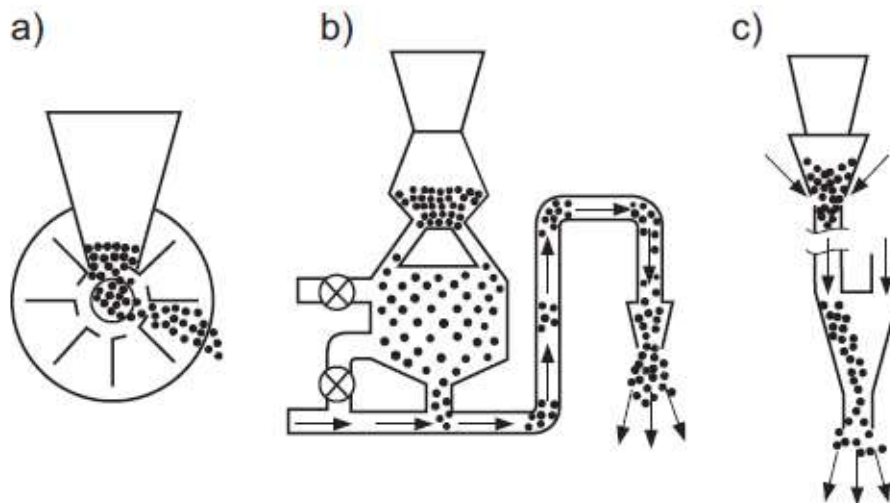


Figura 3.14: Métodos de aceleração de partículas: a) rotor b) ar comprimido c) gravidade

Fonte: adaptado de Schulze (2006)

O processo de jateamento é capaz de aumentar a dureza nas regiões próximas à superfície (SONG *et al.*, 2012) e provocar refinamento dos grãos (SOADY *et al.*, 2011). O encruamento superficial foi observado nos testes de jateamento realizados por Foss *et al.* (2013) em uma liga de níquel. A máxima dureza superficial aconteceu na superfície e foi se reduzindo em função da profundidade até atingir, para profundidades entre 0,10 e 0,125 mm, os mesmos valores do material sem tratamento. Esse mesmo comportamento foi observado por Azar, Hashemi e Yazdi (2010) ao analisarem amostras de aço inoxidável 316L que passaram pelo processo de jateamento. Além do encruamento, Zammit *et al.* (2012) observaram que o tratamento de jateamento também foi capaz de provocar mudanças de fase, aumentando a dureza superficial de 370 HV para 535 HV.

Deve-se ainda considerar que existe uma combinação ótima de parâmetros para o jateamento, pois uma condição severa pode levar à uma diminuição da resistência à fadiga (BANNANTINE, COMER e HANDROCK, 1989). Segundo Song *et al.* (2012) e Zammit *et al.* (2012), para os casos de tratamento muito severo são geradas microtrincas superficiais que eliminam os efeitos benéficos do encruamento e das tensões residuais compressivas.

Song *et al.* (2012) realizaram testes de fadiga por flexão rotativa em amostras de liga de magnésio GW103 com e sem o tratamento de jateamento. As amostras tratadas

tiveram seus limites de fadiga elevados. Segundo os autores, para as amostras sem tratamento as trincas de fadiga tiveram origem na superfície, já nas amostras tratadas as trincas ocorreram em regiões subsuperficiais. Testes de fadiga por flexão rotativa também foram realizados por Yu *et al.* (2015) após jateamento da liga de titânio Ti6Al4V. A vida em fadiga do material quase dobrou para o mesmo nível de tensões aplicado e a nucleação da trinca se deslocou para regiões mais internas dos corpos de prova. Os autores justificaram esse comportamento pela ação das tensões compressivas que retardaram a propagação das trincas. Essa mesma explicação para o aumento da resistência à fadiga das amostras tratadas por jateamento foi utilizada por Zammit *et al.* (2012).

O aumento da resistência à fadiga após o jateamento depende dos efeitos combinados das tensões residuais, encruamento superficial e do aumento da rugosidade (SOADY *et al.*, 2011; LIU *et al.*, 2011). Os parâmetros de jateamento devem ser escolhidos de forma que os efeitos das tensões compressivas e do encruamento superficial sejam mais significativos do que os efeitos negativos ligados à rugosidade (SONG *et al.*, 2012). Além disso, deve-se considerar também o tipo de material a ser tratado, já que como foi percebido por Uematsu *et al.* (2013), os resultados do jateamento podem ser satisfatórios ou não em função do material. No caso dos testes realizados por esses autores, apesar da indução de tensões compressivas e do encruamento, o tratamento não foi capaz de melhorar a resistência à fadiga do ferro fundido, pois os vazios existentes no material não foram eliminados pelo processo e continuaram a funcionar como concentradores de tensões. Já para o caso do aço rápido, o tratamento foi capaz de aumentar a resistência à fadiga.

3.3.2 Laser shot peening

Neste processo, a superfície do material é exposta a pulsos *laser* que atravessam uma camada de confinamento e atingem uma camada de absorção, criando um plasma (SCHULZE, 2006). O plasma se expande rapidamente criando uma onda de choque que deforma o material e é capaz de gerar tensões residuais compressivas (DORMAN *et al.*, 2012; SINGH *et al.*, 2012). Este processo é capaz de provocar alterações superficiais nos materiais aumentando a resistência à fadiga, ao desgaste e à corrosão (LI *et al.*, 2018, PISTOCHINI e HILL, 2011; ZHOU *et al.*, 2018). Segundo Chang *et al.* (2011), o encruamento e as tensões compressivas na superfície dificultam o início e a propagação das trincas.

Este processo já foi aplicado com sucesso nas indústrias automotiva, aeroespacial e médica (LI *et al.*, 2018, SCHULZE, 2006; SINGH *et al.*, 2012) e seu esquema está representado na Figura 3.15.

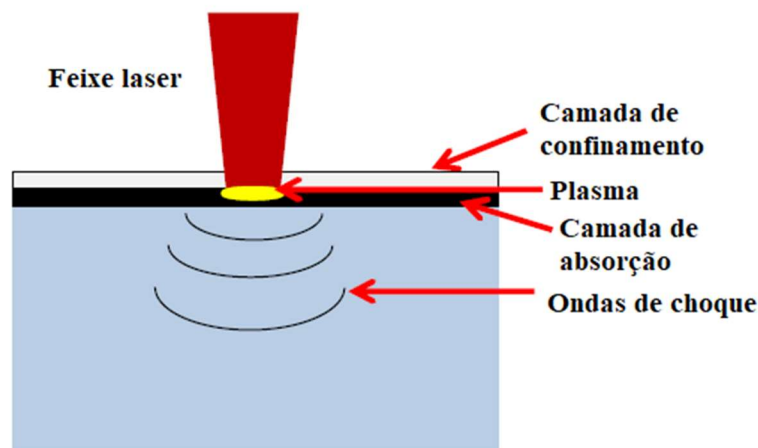


Figura 3.15: Esquema do *laser shot peening*

Fonte: adaptado de Bhamare *et al.* (2013)

São considerados como parâmetros importantes a largura do pulso laser, a duração do pulso, a trajetória dos pulsos, o número de pulsos por unidade de área, a sobreposição dos pulsos, as propriedades mecânicas do material a ser tratado e o material da camada de absorção (BHAMARE *et al.*, 2013; LUONG e HILL, 2010; SCHULZE, 2006; SINGH *et al.*, 2012).

O *laser shot peening* é considerado um tratamento mecânico superficial porque a camada de absorção é a única afetada pelos efeitos térmicos do *laser* (BHAMARE *et al.*, 2013). O aumento da resistência à fadiga dos materiais que passam por esse processo se deve às tensões residuais compressivas e à maior resistência da superfície do material em razão do encruamento. Devido às altas taxas de deformação, a profundidade das tensões residuais e o encruamento podem ser maiores do que em outros tratamentos superficiais (DORMAN *et al.*, 2012, LIAO *et al.*, 2012). Além disso, as tensões compressivas podem se estender por profundidades maiores do que aquelas onde ocorreu a deformação (LIAO *et al.*, 2012). Como os pulsos são gerados um a um, a superfície do material tratado tende a ficar com irregularidades de tamanho proporcional as regiões atingidas por um pulsos do *laser* (SCHULZE, 2006).

Considerando a influência dos parâmetros do processo sobre a resistência à fadiga mecânica, Pistochini e Hill (2011) afirmaram que maiores valores de fadiga foram observados para materiais tratados com uma maior sobreposição de pulsos. Segundo Bhamare *et al.* (2013), o aumento da sobreposição dos pulsos pode aumentar o caráter compressivo das tensões residuais, porém uma sobreposição muito alta pode causar distorções nas peças, principalmente no caso de peças esbeltas. Segundo Luong e Hill (2010), a sobreposição de pulsos em uma área tratada é capaz de induzir uma camada de tensões residuais compressivas em profundidades maiores, além de produzir uma camada mais uniforme. Um aumento da intensidade das tensões compressivas também foi percebido por Dorman *et al.* (2012) ao aumentar a potência do pulso, porém foi também percebida uma possibilidade de um tratamento excessivo levar a uma diminuição da vida em fadiga.

Um estudo do efeito do *laser shot peening* sobre o aço AISI 4140 foi realizado por Chang *et al.* (2011), que constataram um aumento na resistência à fadiga do material atribuído às tensões residuais compressivas e ao encruamento superficial.

3.3.3 Roleteamento

O processo de roleteamento também é capaz de gerar tensões residuais compressivas e encruamento na superfície. Neste processo, um elemento rolante feito de um material com alto módulo de elasticidade é pressionado contra a peça (Figura 3.16) sob uma pressão definida, deformando-a plasticamente e aumentando a resistência à fadiga do material. (MUÑOZ-CUBILLOS, CORONADO e RODRÍGUEZ, 2017; MAGALHÃES *et al.* 2017). Na Figura 3.16 são mostradas as direções de aplicação da força de roleteamento (F_n) e da velocidade de roleteamento (V). Segundo Hassani-Gangaraj, Carboni e Guagliano (2015) e Prabhu *et al.* (2012), as tensões residuais são criadas após a recuperação elástica do material nas regiões próximas às que foram plasticamente deformadas.

O contato existente entre a ferramenta e a superfície tratada durante roleteamento é normalmente estudado por meio da teoria de Hertz. Esta teoria fornece as tensões na região de contato em função da geometria e das propriedades elásticas dos corpos em estudo (SARITHA, 2014).

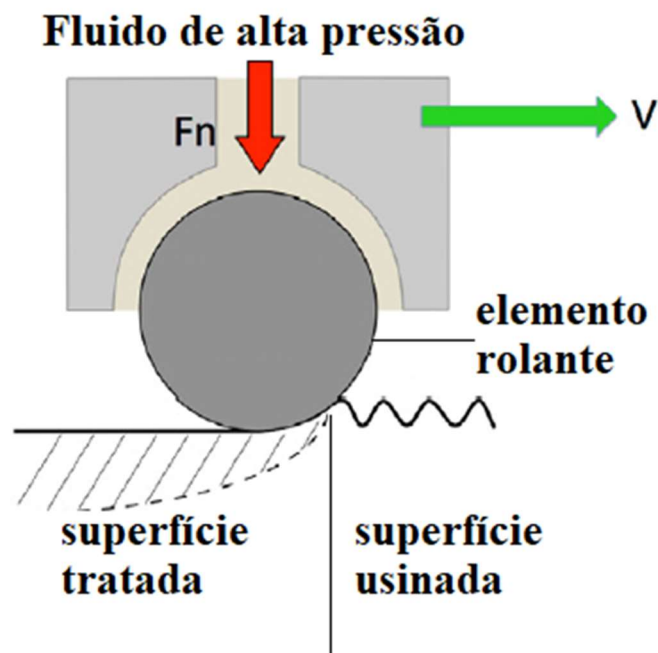


Figura 3.16: Esquema do roleteamento

Fonte: adaptado de Chomienne *et al.* (2016)

Segundo Klocke e Liermann (1998), a pressão de Hertz (p_o) pode ser calculada por meio da Eq. (1). As Equações (2) e (3) representam as relações de geometria e propriedades dos dois materiais em contato.

$$p_o = \frac{1}{\pi} \cdot \sqrt[3]{\frac{1,5 \cdot Fn \cdot E_{eq}^2}{r_{eq}^2 (1-\nu^2)^2}} \quad (1)$$

Onde:

$$E_{eq} = \frac{2 \cdot E_1 \cdot E_2}{E_1 + E_2} \quad (2)$$

$$r_{eq} = \frac{r_1 \cdot r_2}{r_1 + r_2} \quad (3)$$

Onde que F_n é a força do roleteamento, E_1 e E_2 são os módulos de elasticidade dos dois materiais em contato, E_{eq} é o módulo de elasticidade equivalente, ν é o coeficiente de Poisson do material e r_1 e r_2 são os raios da peça e da ferramenta, respectivamente e r_{eq} é o raio equivalente.

Segundo Klocke e Liermann (1998), os valores de pressão de Hertz podem ser altos mesmo para forças relativamente menores devido ao pequeno diâmetro das

ferramentas. Esses autores destacam ainda que segundo a teoria de Hertz, a região que está submetida aos maiores valores de pressão se encontra abaixo da superfície. Este comportamento gera maiores deformações logo abaixo da superfície, o que induz tensões residuais compressivas de maior intensidade nessa região. (SAYAH, SGHAIER e BELHADJALAH, 2013)

O processo de roleteamento pode ainda aumentar a resistência à corrosão dos materiais (ALTENBERGER, 2005). Nos testes feitos por Denkena e Lucas (2007), amostras torneadas e roleteadas de ligas de magnésio foram submetidas a um ambiente corrosivo. Ao avaliar a progressão da corrosão, os autores verificaram que as amostras apenas torneadas apresentaram taxas de corrosão cerca de 100 vezes maiores que as roleteadas.

Este processo é aplicado a componentes das indústrias automotiva, aviação, mecânica em geral e até no tratamento superficial de implantes médicos (ALTENBERGER, 2005; SCHULZE, 2006). Ele pode ser aplicado em máquinas ferramenta convencionais, fazendo uso dos mesmos métodos de fixação das peças utilizados na usinagem (SCHULZE 2006). Segundo Regazzi, Beretta e Carboni (2014), o processo pode ser aplicado em todo o componente ou somente nas regiões em que são desejadas as tensões residuais compressivas.

Durante o roleteamento o elemento rolante deforma os picos de rugosidade e desloca o material para os vales (ABRÃO *et al.*, 2014; CHOMIENNE *et al.*, 2016). Sendo assim, quando comparado aos outros tratamentos superficiais, o roleteamento tem como principal vantagem a profundidade da camada alterada, induzindo encruamento e tensões compressivas em maiores profundidades, além da diminuição da rugosidade superficial. O processo de roleteamento tem, portanto, como benefícios o aumento da resistência à fadiga, diminuição dos efeitos da corrosão além da melhoria do acabamento superficial (ALTENBERGER, 2005).

Segundo Abrão *et al.* (2014), o elemento rolante pode ser pressionado contra a peça por meio de molas ou outros elementos mecânicos, porém o uso de pressão hidrostática é um dos métodos mais usados. Os autores indicam como vantagem desse método a diminuição do desgaste do ferramental, já o número de peças em contato é menor.

Os parâmetros que podem ser controlados no roleteamento são força ou pressão, velocidade, avanço, número de passes e diâmetro do elemento rolante (HASSANI-GANGARAJ, CARBONI e GUAGLIANO 2015; SCHULZE 2006), sendo

que a força (pressão) é o parâmetro mais importante (MAJZOBI, JOUNEGHANI e KHADEMI 2016; MUÑOZ-CUBILLOS, CORONADO e RODRÍGUEZ 2017). No caso das ferramentas que usam a pressão hidrostática, a força do roleteamento está relacionada à pressão utilizada. Segundo Klocke e Liermann (1998) e Sayahi, Sghaier e Belhadjsalah (2013), a força do roleteamento é definida pela razão entre a pressão utilizada e a área da seção do elemento rolante.

Valores altos de força (pressão) podem prejudicar a resistência à fadiga mecânica por alterar a característica das tensões residuais, tornando-as menos compressivas (HASSANI-GANGARAJ, CARBONI e GUAGLIANO 2015) e por introduzir pequenas falhas na superfície (ALTENBERGER, 2005).

3.3.3.1 Influência sobre acabamento

Considerando a influência dos parâmetros de roleteamento sobre a rugosidade, o estudo feito por Magalhães *et al.* (2017) com o aço AISI 1060 sob diferentes tratamentos térmicos constatou que a pressão máxima que pode ser aplicada para que ainda se consiga um bom acabamento superficial está ligada à resistência mecânica do material trabalhado. No caso do material recozido, o aumento da pressão prejudicou a rugosidade final, porque ocorreu uma deformação plástica excessiva. Já nos estudos feitos por Prabhu *et al* (2014) sobre o roleteamento do aço AISI 4140, a rugosidade tendeu a diminuir com o aumento da força na faixa utilizada. Esses autores conseguiram reduções próximas de 95 % nos valores de rugosidade entre as amostras torneadas e roleteadas.

Klocke e Liermann (1998) afirmam que o avanço do roleteamento deve ser diferente daquele utilizado na usinagem precedente para que se consiga deformar os picos de rugosidade de uma forma adequada, atingindo uma melhora na rugosidade superficial. Nos testes feitos por Majzoobi, Jouneghani e Khademi (2016) com a liga de alumínio Al7075, a diminuição do avanço de roleteamento foi capaz de gerar valores menores de rugosidade.

Já em relação ao diâmetro do elemento rolante, o uso de maiores diâmetros foi considerado positivo por Prabhu *et al* (2012). Com o aumento do diâmetro ocorreu uma diminuição da rugosidade, comportamento explicado pelo aumento da área de contato entre a ferramenta e a peça.

Majzoobi, Jouneghani e Khademi (2016) afirmaram que um aumento no número de passes foi responsável por uma diminuição da rugosidade, que resultou em um aumento da vida em fadiga do material. Essa mesma diminuição da rugosidade com o número de passes foi observada por Prabhu *et al.* (2012) no roleteamento do aço AISI 4140. Chomienne *et al.* (2016) afirmam que o número de passes pode levar à uma diminuição da rugosidade, porém em alguns casos o aumento do número de passes pode ser prejudicial por promover uma deformação excessiva da superfície.

3.3.3.2 Alterações subsuperficiais

Abrão *et al.* (2014) avaliaram a influência da pressão no roleteamento do aço AISI 1060 endurecido e observaram um aumento na amplitude das tensões compressivas com a pressão. Magalhães *et al.* (2017) afirmam que, independentemente da combinação de parâmetros utilizada, tensões residuais compressivas são sempre induzidas no roleteamento. O aumento da profundidade das tensões compressivas sob forças mais altas de roleteamento também foi registrado por Beghini *et al.* (2014) no roleteamento da liga de alumínio 7075-T6. O mesmo comportamento foi verificado por Denkena e Lucas (2007), Majzoobi, Jouneghani e Khademi (2016), Chomienne *et al.* (2016) e Prabhu *et al.* (2014). Os últimos mostraram ainda que o roleteamento foi capaz de alterar o caráter das tensões de trativas após o torneamento para compressivas após o roleteamento.

Quando considera-se o avanço de roleteamento, Hassani-Gangaraj, Carboni e Guagliano (2015) afirmam que tensões residuais compressivas de maior intensidade são induzidas com a diminuição do avanço, porém esse comportamento não é contínuo e caso o avanço seja diminuído abaixo de um valor crítico as tensões são reduzidas. Nos testes feitos por Majzoobi, Jouneghani e Khademi (2016) com a liga de alumínio Al7075, a diminuição do avanço foi capaz de induzir valores maiores de tensão compressiva, levando a vida em fadiga mais longa. Beghini *et al.* (2014) observaram que o avanço foi capaz de afetar os valores das tensões que estavam próximas a superfície, porém em profundidades maiores a variação do avanço não teve influência. Para as tensões próximas a superfície os autores observaram que a diminuição do avanço provocou valores levemente mais compressivos.

Considerando o diâmetro do elemento rolante, Hassani-Gangaraj, Carboni e Guagliano (2015) afirmaram que houve um aumento das profundidades onde ocorriam as

maiores tensões residuais compressivas quando se empregou elementos com maior diâmetro, devido ao aumento da sobreposição entre os passes de roleteamento.

A influência do número de passes de roleteamento foi estudada por Abrão *et al.* (2014), que perceberam uma pequena influência na intensidade das tensões compressivas, que aumentaram marginalmente com o aumento do número de passes, visto que para um maior número de passes ocorre um maior encruamento, induzindo tensões residuais mais compressivas.

Abrão *et al.* (2014) identificaram que a microdureza do aço AISI 1060 aumentou após o roleteamento e tendeu a alcançar valores maiores quando utilizadas maiores pressões de roleteamento. A influência do roleteamento no encruamento superficial foi estudada por Beghini *et al.* (2014). Esses autores afirmam que o avanço é capaz de influenciar o encruamento superficial, isto é, um avanço menor levou a valores maiores de dureza na superfície. O encruamento superficial após o roleteamento do aço rápido também foi observado por Klocke *et al.* (2016), que perceberam que o encruamento superficial foi capaz de inibir a nucleação e propagação de trincas por fadiga. O encruamento da superfície também foi detectado por Chomienne *et al.* (2016), que perceberam um aumento da dureza superficial do material com o roleteamento. Segundo esses autores, esse aumento alcançou profundidades próximas a 0,3 mm, a partir das quais a dureza não apresentou diferença em relação à condição não roleteada.

Ao avaliar a microestrutura após o roleteamento, Chomienne *et al.* (2016) observaram uma camada recristalizada na superfície, abaixo da qual se encontravam grãos altamente deformados até uma profundidade de 10 μm . Para valores maiores de profundidade não foi notada diferença microestrutural. Essa deformação dos grãos mais próximos às camadas superficiais também foi observada por Prabhu *et al.* (2014) após o roleteamento do aço AISI 4140 (Figura 3.17), que perceberam que a quantidade de grãos ultrafinos foi reduzida com o aumento da profundidade abaixo da superfície.

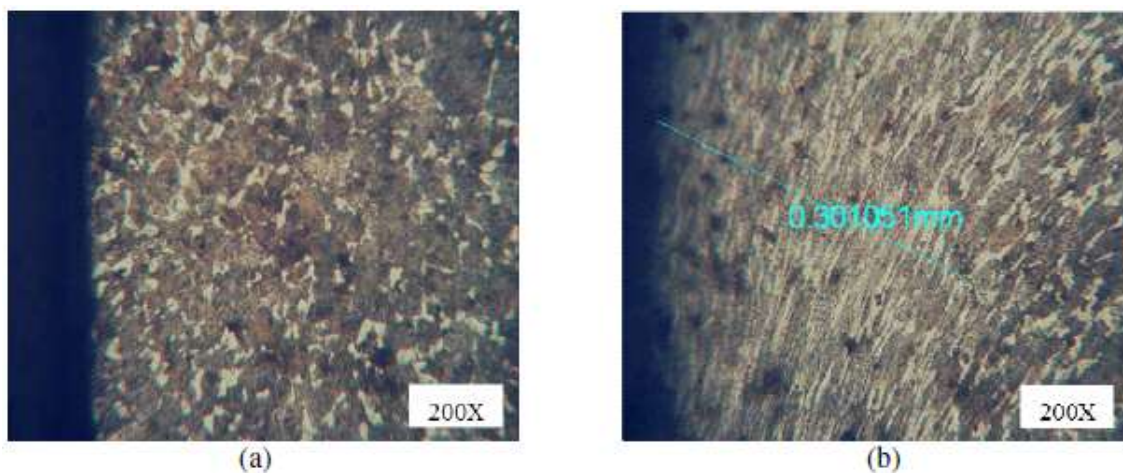


Figura 3.17: Deformação da camada superficial: (a) corpo de prova torneado e (b) corpo de prova roleteado. Fonte: adaptado de Prabhu *et al.* (2014)

A deformação plástica gerada pelo roleteamento também é capaz de provocar transformação de fase. Muñoz-Cubillos, Coronado e Rodríguez (2017) perceberam a geração de martensita após o roleteamento de aço inoxidável. Essa formação foi observada também por Abrão *et al.* (2014) após o roleteamento do aço AISI 1060 temperado e revenido. Segundo esses autores, a formação da camada branca ocorre devido a deformação plástica severa e sem que seja alcançada a temperatura de austenitização.

Segundo Altenberger *et al.* (2003), mesmo em temperaturas mais altas onde as tensões residuais já sofreram relaxamento, o roleteamento ainda é capaz de auxiliar na resistência à fadiga mecânica dos materiais, já que a camada que sofreu o encruamento ainda está presente nas faixas de temperatura em que as tensões são relaxadas. A comparação entre os valores do número de ciclos até a falha em função da temperatura para uma amplitude de tensão aplicada de 360 MPa, pode ser visualizada na Figura 3.18. Observa-se que ao contrário da amostra sem tratamento, a amostra roleteada manteve o número de ciclos constante para uma grande faixa de ampliação da temperatura, provavelmente devido a presença da camada encruada.

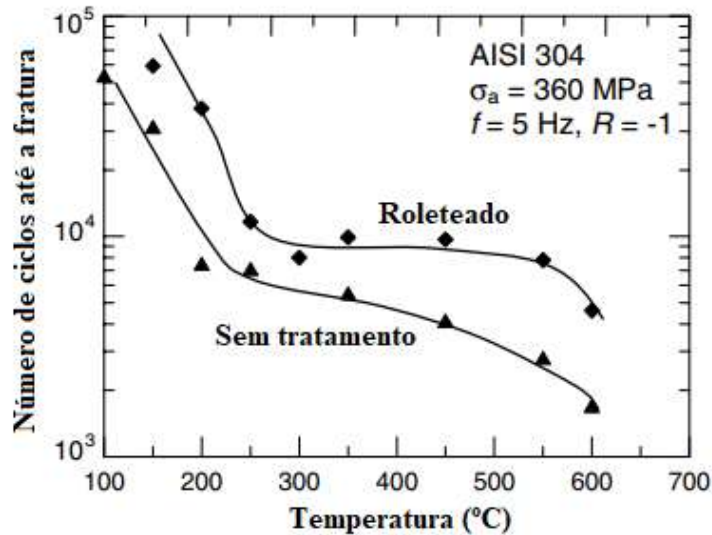


Figura 3.18: Influência da temperatura sobre o número de ciclos até a fratura para amostras roleteadas e não roleteadas.

Fonte: adaptado de Altenberger *et al.* (2003)

O material da peça também pode afetar o resultado do roleteamento, já que os demais parâmetros devem ser escolhidos em função das propriedades do material. Além disso, Altenberger (2005) afirma que para materiais com baixo limite de escoamento a influência na vida em fadiga se dá pelo encruamento superficial, já para materiais com limite de escoamento mais elevado a principal causa do aumento da fadiga é a indução de tensões residuais compressivas.

Os estudos feitos por Muñoz-Cubillos, Coronado e Rodríguez (2017), mostraram que o aumento da dureza superficial com o processo de roleteamento foi diferente para cada material testado, sendo maior para o aço AISI 304 do que para o aço AISI 316. A diferença de resposta de materiais diferentes também foi percebida por Magalhães *et al.* (2017), que observaram que para o mesmo material com durezas diferentes a condição de melhor acabamento e valores maiores de dureza superficial eram obtidas com valores diferentes de pressão.

3.4 Tensões residuais e métodos de medição

Tensões residuais são aquelas que estão presentes em um material quando ele está em equilíbrio com o seu entorno, ou seja, na ausência de forças externas ou gradientes térmicos (KANDIL *et al.*, 2001; WITHERS e BHADESHIA, 2001). As tensões residuais

podem ser classificadas como de origem mecânica, térmica ou química (HUANG, LIU e XIE, 2013; KANDIL *et al.*, 2001).

As tensões residuais de origem mecânica são normalmente o resultado de deformações plásticas não uniformes causadas pelos processos de fabricação. Já as tensões de origem térmica são geradas por operações de aquecimento ou resfriamento não uniforme. Por sua vez, as de origem química são geradas pelas variações de volume que podem ocorrer durante as reações químicas ou transformações de fase (KANDIL *et al.*, 2001).

As deformações não uniformes que causam tensões residuais de origem mecânica podem ser causadas pela diferença no comportamento de deslizamento entre grãos distintamente orientados, existência de concentradores de tensão ou a aplicação de cargas não uniformes. No caso das transformações de origem térmica, a própria diferença de velocidade de resfriamento entre a parte externa do material e a parte interna já é suficiente para causar contrações diferentes que provocam tensões residuais. Já para as transformações de fase, uma rápida deformação da estrutura cristalina do material gera um desarranjo entre as regiões transformadas e não transformadas, provocando tensões residuais (WITHERS, 2007).

As técnicas de medição de tensão residual normalmente medem deformações em vez de tensões. As tensões são deduzidas usando as propriedades dos materiais, tais como módulo de elasticidade e coeficiente de poisson (KANDIL *et al.*, 2001). Essas técnicas de medição podem ser divididas em duas categorias cuja principal diferença é se a peça irá ou não sofrer danos com a medição (HUANG, LIU e XIE, 2013). Os métodos mecânicos, que causam danos aos materiais, funcionam pelo monitoramento da distorção dos componentes durante o relaxamento das tensões residuais provocado pela remoção de parte do material (WITHERS e BHADESHIA, 2001). Já os demais métodos se baseiam em diferentes propriedades que o material possui quando está submetido às tensões residuais, como a variação de distância interplanar para os métodos de difração, ou as variações de propriedades magnéticas e ultrasônicas nos demais métodos (KANDIL *et al.* 2001). Um resumo de algumas técnicas, suas vantagens e desvantagens pode ser visualizado na Tabela 3.1

Os métodos mecânicos são normalmente mais usados devido à sua versatilidade. Dentre os métodos mecânicos pode-se citar o método do furo cego e o de remoção de camadas, sendo o primeiro o mais usado para as medições de tensão residual (HUANG, LIU e XIE, 2013) e utilizado nesse trabalho.

Tabela 3.1: Resumo das técnicas de medição das tensões residuais

Técnica	Vantagens	Desvantagens
Furo Cego	<ul style="list-style-type: none"> • Baixo custo • Portátil • Grande variedade de materiais 	<ul style="list-style-type: none"> • Requer interpretação dos dados • Semidestrutiva • Limitada pela resolução do extensômetro
Difração de Raios X	<ul style="list-style-type: none"> • Versátil • Grande variedade de materiais • Macro e microtensões 	<ul style="list-style-type: none"> • Deve ser feita em laboratório • Mede apenas pequenos componentes
Difração de Nêutrons	<ul style="list-style-type: none"> • Excelente penetração e resolução • Macro e microtensões 	<ul style="list-style-type: none"> • Presente apenas em locais especializados • Deve ser feita em laboratório
Remoção de Camadas	<ul style="list-style-type: none"> • Relativamente simples • Grande variedade de materiais • Pode ser combinado com outras técnicas 	<ul style="list-style-type: none"> • Limitada a formatos simples • Medições devem ser feitas em laboratórios
Magnético	<ul style="list-style-type: none"> • Muito rápido • Portátil 	<ul style="list-style-type: none"> • Pode ser aplicada somente em materiais ferromagnéticos • Precisa separar o sinal da microestrutura do da tensão
Ultrassônico	<ul style="list-style-type: none"> • Amplamente disponível • Portátil • Muito rápida 	<ul style="list-style-type: none"> • Resolução limitada • Medição de massa sobre o volume

Fonte: adaptado de Kandil *et al.* (2001)

3.4.1 Método do furo cego

Neste método de medição, um furo é usinado na superfície da peça enquanto as deformações são medidas. Rosetas de extensômetros, interferometria a laser ou métodos holográficos podem ser utilizados como método de medição das deformações (WITHERS e BHADESHIA, 2001). Esta técnica consegue realizar a medição de tensões residuais com mínimo distúrbio causado na remoção de material (HOFFMANN, 1989). Dentre as diversas técnicas para a medição das deformações, a mais comum é a que aplica rosetas de extensômetros. Os extensômetros são componentes capazes de converter deformações plásticas em modificações de resistência elétrica (HOFFMANN, 1989).

Nos métodos em que se utiliza a roseta (Figura 3.19), ela é colocada na superfície da peça que se encontra em equilíbrio de tensões. Após a usinagem do furo, o estado de equilíbrio é alterado, acarretando o relaxamento das tensões que provoca as deformações que são medidas pelos extensômetros (HUANG, LIU e XIE, 2013). Com uma roseta de três extensômetros é possível medir as tensões em duas direções de um plano (KANDIL *et al.*, 2001).

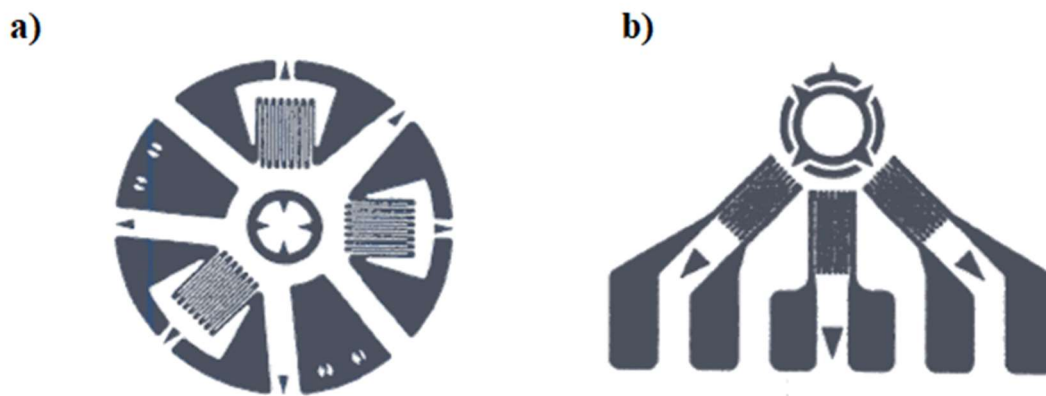


Figura 3.19: Exemplos de tipos de rosetas: a) geometria mais comum (uso geral) b) utilizada em medições próximas a obstáculos

Fonte: adaptado de Kandil *et al.* (2001)

Com os valores de deformação e características dos materiais é possível determinar os valores de tensões (KANDIL *et al.*, 2001). Uma das vantagens desse processo é a possibilidade de se gerar um perfil de tensões abaixo da superfície do material por meio do aumento incremental da profundidade do furo (HUANG, LIU e XIE, 2013; WITHERS, 2007). Apesar dessa vantagem, existe uma dificuldade em se obter

medidas confiáveis para profundidades iguais ou maiores do que o diâmetro das ferramentas utilizadas. Já o diâmetro do furo é limitado entre 0,8 e 4,8 mm para que a usinagem durante a medição não venha a induzir tensões residuais (WITHERS, 2007; WITHERS e BHADESHIA, 2001; MICRO-MEASUREMENTS, 2010).

4. METODOLOGIA

Neste capítulo são descritos os materiais e equipamentos utilizados, além dos procedimentos realizados durante a preparação dos corpos de prova, medições de rugosidade e tensões residuais e realização dos testes de fadiga. Na Figura 4.1 está apresentado um fluxograma da metodologia que será descrita nos itens a seguir.

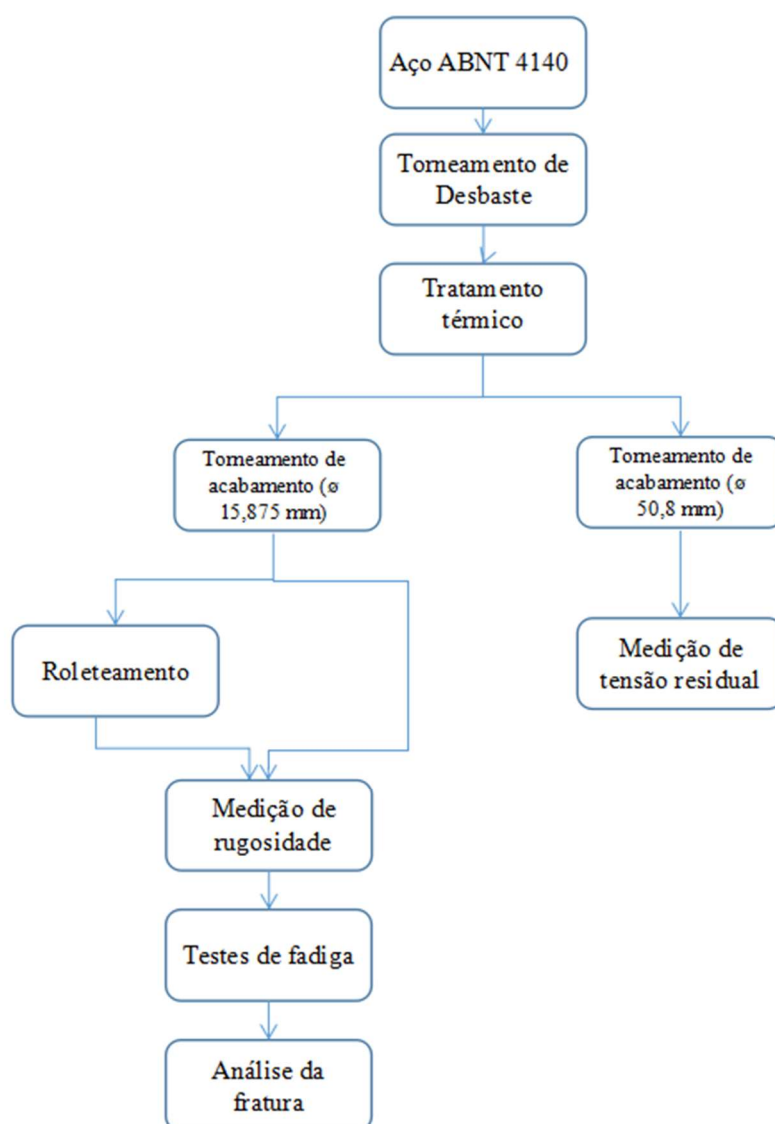


Figura 4.1: Fluxograma com etapas da metodologia

4.1 Materiais

O material estudado foi o aço ABNT 4140, cuja composição nominal é apresentada na Tabela 4.1. O material foi adquirido em barras cilíndricas com dois diâmetros diferentes (15,875 e 50,8 mm). O diâmetro de 15,875 mm foi selecionado para possibilitar a fabricação dos corpos de prova de fadiga de acordo com a geometria estabelecida no manual da máquina de ensaios de fadiga. O diâmetro de 50,8 mm foi escolhido para possibilitar a confecção de corpos de prova para a medição das tensões residuais pelo método do furo cego.

Tabela 4.1: Composição nominal do aço ABNT 4140 (% em peso)

C	Mn	P	S	Si	Cr	Mo
0,38 - 0,43	0,75 – 1,00	0,035	0,040	0,15 – 0,35	0,80-1,10	0,15 – 0,25

Fonte: ASM International (1990)

O material com diâmetro de 15,875 mm foi adquirido em barras de aproximadamente um metro e separado em peças menores com 100 mm de comprimento, enquanto as barras de 50,8 mm foram adquiridas com 30 mm de comprimento. Os materiais passaram pelos tratamentos de têmpera e revenimento para que atingissem uma dureza de 40 ± 2 HRC. (temperatura de têmpera de 880 °C e de revenimento a 360 °C).

Durante a operação de torneamento foi utilizado o suporte de tornear externo Mitsubishi Carbide código ISO SVVCN 2020-K16N e insertos VCMT 160408 UE6110 (metal duro classe ISO P10 com revestimento multicamada TiCN-Al₂O₃-Composto de Ti), (MITSUBISHI MATERIALS, 2016).

Para a operação de roleteamento, foi utilizada a ferramenta de roletear hidrostática Ecoroll modelo HG6-20 e fluido sintético Petronas Mecafluid S3000 com concentração de 10% em água.

4.2 Equipamentos

A operação de torneamento foi realizada no torno CNC ROMI Centur 30 S (potência do motor principal de 7,5CV e rotação máxima de 3500 rpm). Esse mesmo torno foi utilizado para a operação de roleteamento por meio da fixação da ferramenta adequada. A ferramenta de roleteamento possui três esferas, igualmente espaçadas entre si. Essas esferas são pressionadas contra o corpo de prova quando a bomba hidráulica de alta pressão é acionada. Para que seja possível acionar a bomba de alta pressão é necessário acionar primeiro a bomba auxiliar, que é responsável por levar o fluido até a bomba de alta pressão. Um esquema do sistema do equipamento de roleteamento (setas indicam sentido de deslocamento do fluido) pode ser visualizado na Figura 4.2

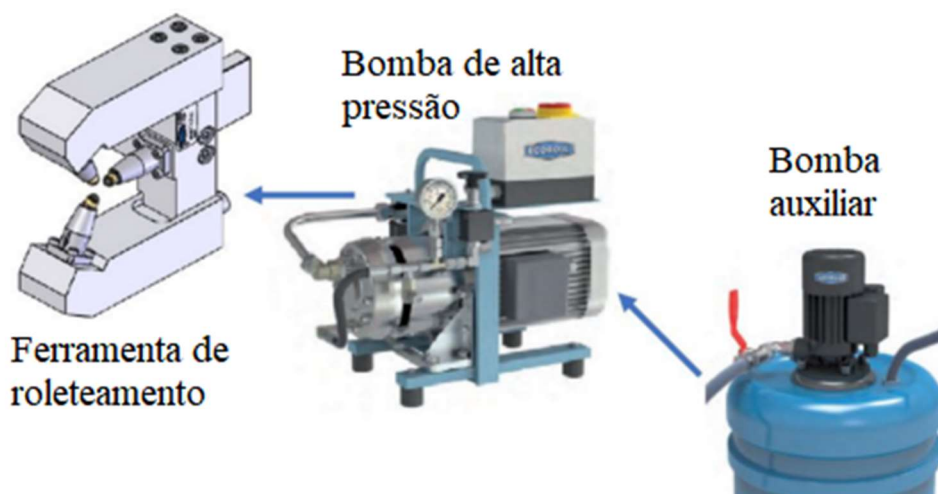


Figura 4.2: Esquema do sistema de roleteamento
Fonte: adaptado de Ecoroll (2015)

Para a medição da rugosidade foi utilizado o perfilômetro Hommel Etamic T8000 da Hommelwerke. Esse equipamento é um perfilômetro por contato, cuja ponta cônica de diamante (90° e raio de $5\mu\text{m}$), varre a superfície da peça (Figura 4.3) A amplitude do deslocamento é detectada pelo apalpador Tku 300/600. A movimentação da ponta é controlada por um software específico (*Turbo Wave*) que também é responsável pela interface com o usuário.

Para o levantamento da resistência à fadiga mecânica foi utilizada a máquina de fadiga rotativa Fatigue Dynamics RBF – 200 (Figura 4.4). Esta máquina possui uma massa que ao ser deslocada define a tensão a ser aplicada durante o ensaio (momento máximo de 22,6 N.m). Esse valor é definido pelas indicações existentes em uma escala.

A máquina possui ainda um potenciômetro que permite a seleção da rotação a ser utilizada durante os testes. Além disso, um mostrador digital indica o número de ciclos realizados até o rompimento do corpo de prova.



Figura 4.3: Medição no perfilômetro

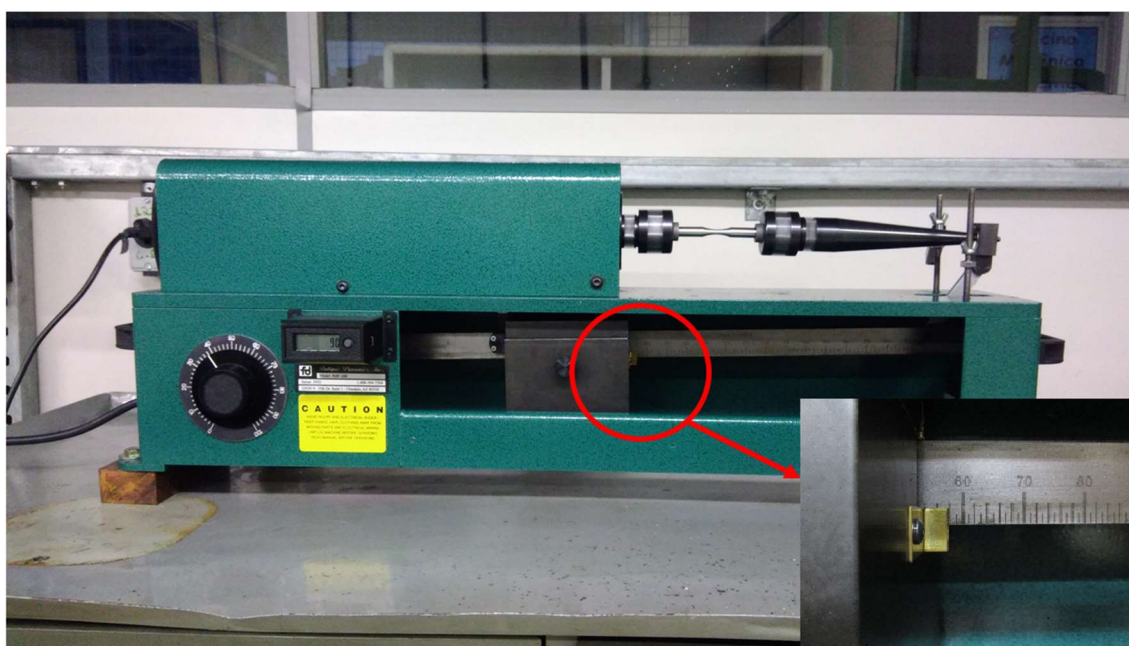


Figura 4.4: Máquina de fadiga com carga definida

Para as medições de tensões residuais foram utilizadas fresas JET FG 38 (diâmetro de 1,6 mm) e rosetas extensométricas EA-06-062RE-120 compostas por três extensômetros, fabricadas pela Excel (São Paulo), e o equipamento RS-200 Milling

Guide (Figura 4.5) da Vishay Precision Group. Esse equipamento possui uma turbina de alta rotação, e um micrômetro acoplado, utilizados para a realização da furação.



Figura 4.5: RS-200 Milling Guide usado para medição das tensões residuais

Fonte: Adaptado de Vishay Precision Group (2014)

Para a análise da fratura dos corpos de prova após os testes de fadiga mecânica foi utilizado o microscópio eletrônico Jeol JSM-IT300 da Pontifícia Universidade Católica de Minas Gerais (Campus Coração Eucarístico).

4.3 Métodos

A seguir são descritas cada uma das etapas desenvolvidas durante a metodologia, segundo a ordem em que foram realizadas.

4.3.1 Torneamento dos corpos de prova

Antes de realizar o tratamento térmico, os corpos de prova para os testes de fadiga passaram por uma operação de desbaste para atingir uma geometria próxima à geometria final do corpo de prova (Figura 4.6). Foram utilizados como parâmetros no torneamento cilíndrico uma velocidade de corte 40 m/min, um avanço de 0,2 mm/rev e uma profundidade de usinagem de 1,0875 mm. Para o torneamento do perfil, foram utilizados avanços menores (0,03 mm/rev) para evitar a falha da ferramenta, já que para

a produção do perfil foi necessária inicialmente uma profundidade de usinagem variável, que poderia atingir valores de até 1,66 mm. O torneamento foi realizado à seco.



Figura 4.6: Geometria dos corpos de prova após desbaste (comprimento total de 100 mm)

Os parâmetros de torneamento foram variados na etapa de acabamento dos corpos de prova e selecionados com o auxílio do catálogo de ferramentas do fabricante das ferramentas de corte (MITSUBISHI MATERIALS, 2016), respeitando as recomendações bem como a limitação dos equipamentos disponíveis. Além disso, metade dos corpos de prova deveria passar ainda pelo processo de roleteamento, acrescentando então mais um fator. Partindo portanto, de um planejamento experimental fatorial completo, com quatro fatores (velocidade de corte, avanço, profundidade de usinagem e roleteamento) em dois níveis e utilizando duas réplicas (teste mais duas réplicas), tem-se 48 ensaios. Na Tabela 4.2 podem ser visualizados os valores utilizados para cada fator.

Tabela 4.2: Parâmetros utilizados nos testes

Fator	Níveis	
	-	+
Velocidade de corte V_c [m/min]	30	45
Avanço f [mm/rev]	0,2	0,3
Profundidade de usinagem a_p [mm]	0,5	1,0
Roleteamento	Não	Sim

Com o auxílio do software Minitab 17 foi gerada uma tabela com todos os parâmetros a serem utilizados no experimento, ordenando os testes de forma aleatória (Apêndice A - Tabela A.1). A trajetória da ferramenta foi definida de modo que a profundidade de usinagem se mantivesse constante durante o passe de acabamento, conforme Tabela 4.2. A Figura 4.7 apresenta um corpo de prova após o desbaste (à esquerda) e após a operação de acabamento (direita).



Figura 4.7: Corpo de prova: a) após desbaste e b) após do acabamento (comprimento de 100 mm)

4.3.2 Roleteamento

Após a etapa de torneamento, metade dos corpos de prova foi roleteada. Esse processo foi realizado para que se pudesse avaliar a influência dos diferentes parâmetros de torneamento sobre a rugosidade e vida em fadiga mecânica do material roleteado. A montagem experimental pode ser visualizada na Figura 4.8.

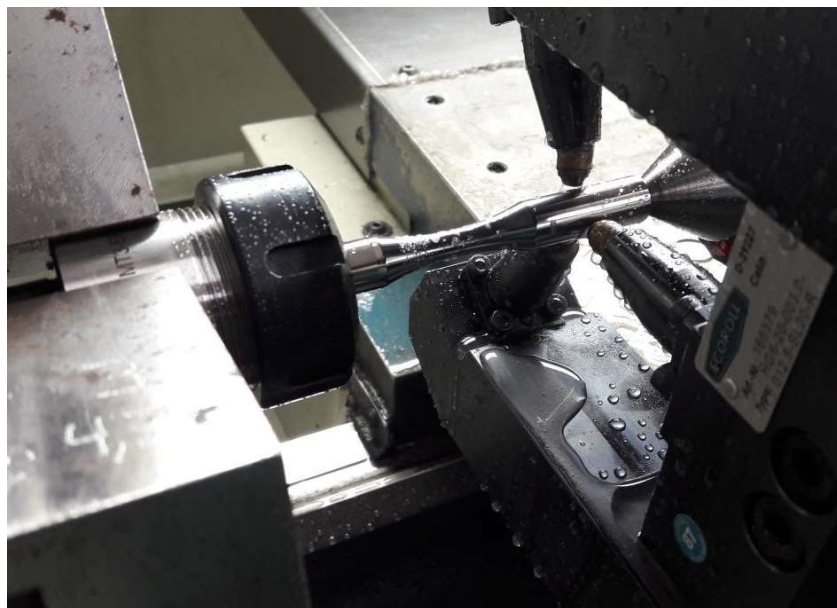


Figura 4.8: Montagem para roleteamento dos corpos de prova

Como o objetivo do trabalho é avaliar a influência da variação dos parâmetros de torneamento, foi utilizada apenas um passe e uma combinação de parâmetros de roleteamento: velocidade de 30 m/min, avanço de 0,07 mm/rev e pressão de 100 bar. A pressão foi escolhida por ser a que alcançou um maior número de ciclos de fadiga com a menor dispersão nos testes realizados por Leal (2018). Apenas a região com variação no diâmetro do corpo de prova (em destaque na Figura 4.9) foi roleteada, já que essa é a região em que se espera que a fratura ocorra durante o teste de fadiga mecânica.



Figura 4.9: Corpo de prova com destaque para região roleteada

4.3.3 Medição da rugosidade

Após a etapa de fabricação dos corpos de prova, realizou-se a medição de rugosidade de todas as peças com a utilização do perfilômetro. Esse equipamento permite

a medição da rugosidade superficial sem que a variação de diâmetro existente no corpo de prova venha a interferir nos resultados. Isso é possível devido a existência da função de nivelamento do software de análise das medições (*Hommelmap Expert 6.2*). Cada corpo de prova foi medido uma vez para que se pudesse gerar um valor de rugosidade para cada uma das combinações de parâmetros utilizada na fabricação. O perfilômetro é também capaz de gerar imagens tridimensionais das superfícies ao se fazer várias varreduras igualmente espaçadas entre si e combiná-las em uma superfície.

4.3.4 Testes de fadiga

Testes de fadiga por flexão rotativa para as diferentes condições de fabricação foram realizados. A tensão a ser aplicada durante os testes de fadiga foi definida como uma porcentagem do limite de escoamento do material. Para obter esse limite de escoamento é então necessária a realização de um ensaio de tração. Após realizar o ensaio de tração com o material, foi definido como valor da tensão de escoamento a tensão relativa a um valor de 0,2% de deformação. Para o material em questão, foi encontrada uma tensão de escoamento de 1181 ± 43 MPa (LEAL, 2018). Partindo desse valor foi definido o momento fletor a ser aplicado na máquina de fadiga para a aplicação da tensão desejada. Inicialmente foram feitos alguns testes com um valor de momento fletor correspondente a 70% da tensão de escoamento para avaliar se o ensaio seria de fadiga de alto ciclo, o que não ocorreu. A partir desse teste inicial a carga foi então reduzida para 50% da tensão de escoamento para que se garantisse a fadiga de alto ciclo para as amostras torneadas.

Para a definição da velocidade de rotação do corpo de prova durante o teste de fadiga, foi considerado um valor que fosse superior ao valor de rotação em que ocorria uma vibração de ressonância da máquina, sendo selecionada uma rotação de 5000 rpm. A verificação da rotação foi conferida com o auxílio do contador da máquina e de um cronômetro. Este valor deve ser conferido principalmente após a aplicação da carga, que pode levar a uma desaceleração do motor. Durante os testes, o valor de rotação foi novamente verificado para evitar que variações de rotação venham a interferir no comportamento em fadiga do material.

Para os testes de fadiga das amostras roleteadas foi detectado que a carga utilizada para uma tensão de 590,5 MPa (50% do escoamento) não foi suficiente para

provocar a falha antes que se atingisse a vida infinita (10^6 ciclos). Desta forma, a tensão utilizada foi de 708,6 MPa (60 % da tensão de escoamento) para as amostras roleteadas.

4.3.5 Medições de tensão residual

Os corpos de prova para medição de tensões residuais foram usinados de forma a gerar uma superfície em que se pudesse realizar as medições pelo método do furo cego. Esses corpos de prova foram faceados sob as mesmas condições usadas nos testes de torneamento (Tabela 4.2), utilizando na programação velocidade de corte constante. O diâmetro dos corpos de prova foi escolhido de forma que a região onde o extensômetro foi colocado tivesse sido usinado com parâmetros constantes sem que a limitação de rotação do torno afetasse a velocidade naquela região. Os corpos de prova para medição de tensão são mostrados na Figura 4.10.



Figura 4.10: Corpos de prova para medição de tensão residual (diâmetro de 50,8 mm)

As medições de tensão residual foram realizadas por meio do método do furo cego incremental. Uma roseta com três extensômetros foi fixada na superfície da peça onde foi realizada a medição. Antes da colocação do extensômetro a superfície foi limpa e atacada com nital, podendo então receber o extensômetro que é unido à superfície com o uso de um adesivo adequado. Os terminais do extensômetro são então conectados ao equipamento responsável por registrar os sinais relativos as deformações sofridas pelos extensômetros. O equipamento é conectado a um computador (Figura 4.11) onde são registrados os valores de deformação e posteriormente obtidos os valores de tensão.

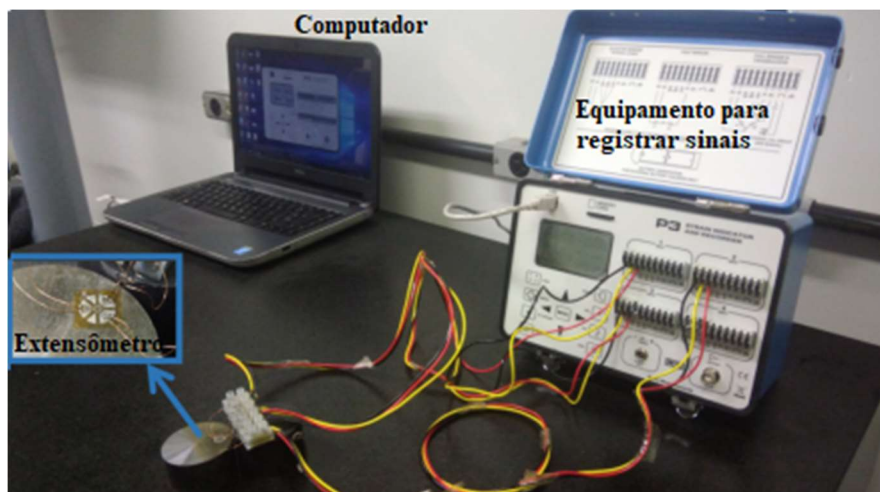


Figura 4.11: Montagem para a medição de tensões residuais com extensômetros em detalhe

Os extensômetros captam a deformação que é produzida pelo alívio das tensões residuais quando parte do material é removido pela furação. Antes da realização do furo é necessário um posicionamento adequado da turbina, que está conectada a ferramenta de corte, para que o furo realmente seja realizado no centro da roseta.

Os valores de deformação são registrados em incrementos de 0,05 mm de profundidade do furo para que seja então possível gerar um perfil de tensão com a profundidade. Os valores de deformação são tratados no *software* H-drill, dando origem aos valores de tensão. O *software* utiliza os valores de deformação e informações sobre as propriedades do material para fornecer os valores de tensão residual.

4.3.6 Análise da fratura

Após a realização dos testes de fadiga foram selecionados alguns corpos de prova para que se pudesse fazer a análise da região fraturada com o auxílio do microscópio eletrônico de varredura. Inicialmente, as imagens foram feitas com a maior ampliação em que ainda era possível observar a fratura como um todo. Após essa imagem inicial, foi feita uma varredura da superfície utilizando ampliações maiores.

5. RESULTADOS E DISCUSSÃO

Nesta seção são mostrados os resultados obtidos nos testes e medições realizados neste trabalho, bem como as análises do comportamento de cada parâmetro medido, na seguinte ordem: rugosidade, tensões residuais, vida em fadiga e região fraturada.

5.1 Rugosidade

Após as medições de rugosidade foram selecionados, dentre os parâmetros medidos, os que seriam abordados na discussão de resultados. Essa seleção foi feita levando em conta a variação desses parâmetros de uma condição de fabricação para a outra. O primeiro parâmetro a ser discutido é o desvio médio quadrático R_q (Figura 5.1). O parâmetro de desvio aritmético médio R_a também foi medido e apresentou o mesmo comportamento de R_q , assim, as considerações feitas a seguir se aplicam aos dois parâmetros.

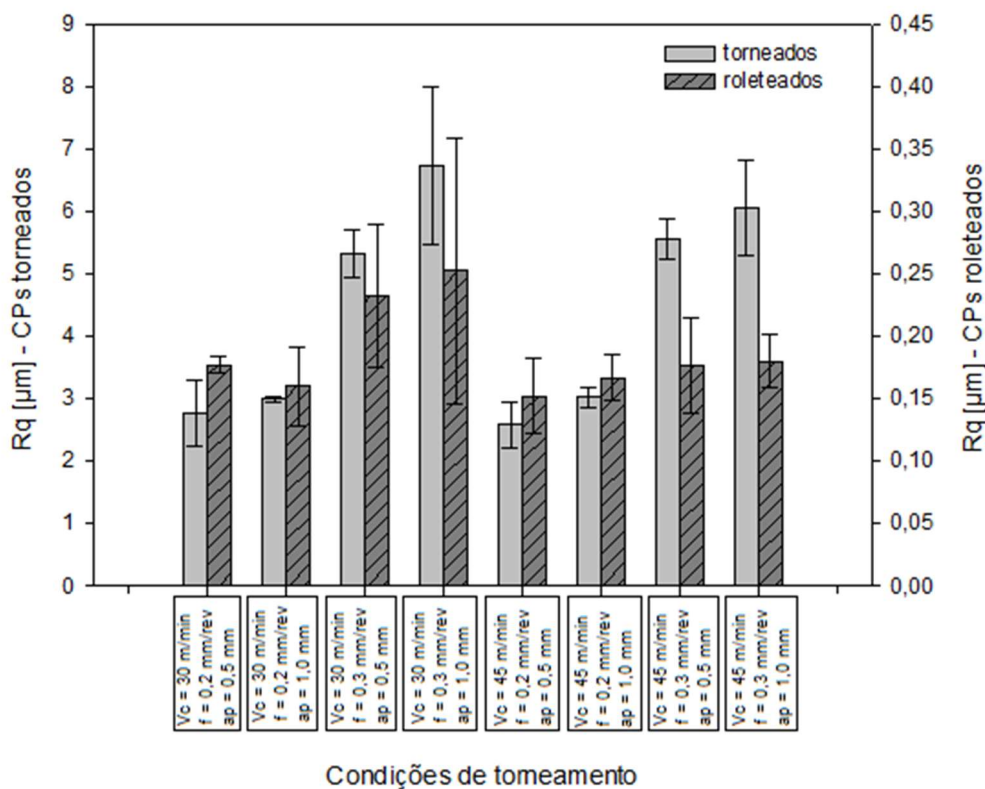


Figura 5.1: Variação do desvio médio quadrático (R_q)

A variação de R_q entre as amostras roleteadas e as torneadas pode ser melhor visualizada pelas duas escalas presentes no gráfico da Figura 5.1. O roleteamento provocou uma diminuição da amplitude do parâmetro para todas as condições de torneamento utilizadas. Além disso, o roleteamento parece diminuir a influência dos parâmetros de torneamento na rugosidade, já que para algumas das combinações de parâmetros os valores passam a ser próximos. Para as amostras torneadas, a maior variação de valores de R_q acontece quando foi modificado o avanço, sendo que os valores mais altos ocorreram para os maiores avanços. A profundidade de usinagem também foi capaz de influenciar os valores de R_q , tendendo a rugosidades mais altas para maiores profundidades de usinagem. A velocidade de corte não pareceu interferir nos valores de R_q .

A partir dos mesmos dados utilizados para a geração dos gráficos mostrados na Figura 5.1 foi feita uma análise estatística por meio do *software* Minitab. O objetivo dessa análise foi estabelecer a influência de cada parâmetro de entrada na resposta estudada. A análise de variância (ANOVA) realizada no Minitab gerou valores que devem ser estudados para atestar a validade das observações. A primeira consideração foi a análise dos resíduos, que devem seguir uma distribuição normal. Para avaliar o comportamento dos resíduos foi feito o teste de Anderson-Darling e considera-se que os resíduos seguem uma distribuição normal se o p-valor for superior ao nível de significância desejado. Ao realizar o teste de Anderson-Darling para os resíduos, foi constatado que eles não seguiam uma distribuição normal. Sendo assim, foi realizada uma transformada de Box-Cox na tentativa de obter resíduos normalizados que permitissem a análise dos parâmetros de resposta. Ao realizar a transformada utilizando um λ ótimo, conseguiu-se resíduos normalizados. Os resultados dos resíduos e do teste de normalidade para eles se encontram nas figuras Figura 5.2 e Figura 5.3, sendo que na última é apresentado o p-valor após o teste de normalidade.

Partindo então da confirmação de que os resíduos seguem uma distribuição normal, deu-se início a análise do coeficiente de correlação R^2 e do coeficiente de correlação R^2 - ajustado do modelo. Para a análise em questão, os valores obtidos foram 99,31% e 98,99%, respectivamente, mostrando então que o modelo obtido representa o comportamento das variáveis.

Após a confirmação de validade do modelo, se faz a análise dos efeitos dos parâmetros de entrada na variável resposta. Inicialmente se considera cada parâmetro de entrada individualmente (efeito principal) e depois as interações entre eles. Para que os

parâmetros sejam considerados estatisticamente significativos, eles devem apresentar um p-valor inferior ao nível de significância pretendido. Em todas as análises deste trabalho foi utilizado um nível de significância de 0,05. Os p-valores para a análise em questão se encontram na Tabela 5.1. Os valores para as interações de ordem superior não foram mostrados na Tabela 5.1, já que nenhuma delas foi significativa. Nessa tabela encontram-se ainda as contribuições de cada parâmetro significativo, sendo o roteamento o parâmetro com maior contribuição.

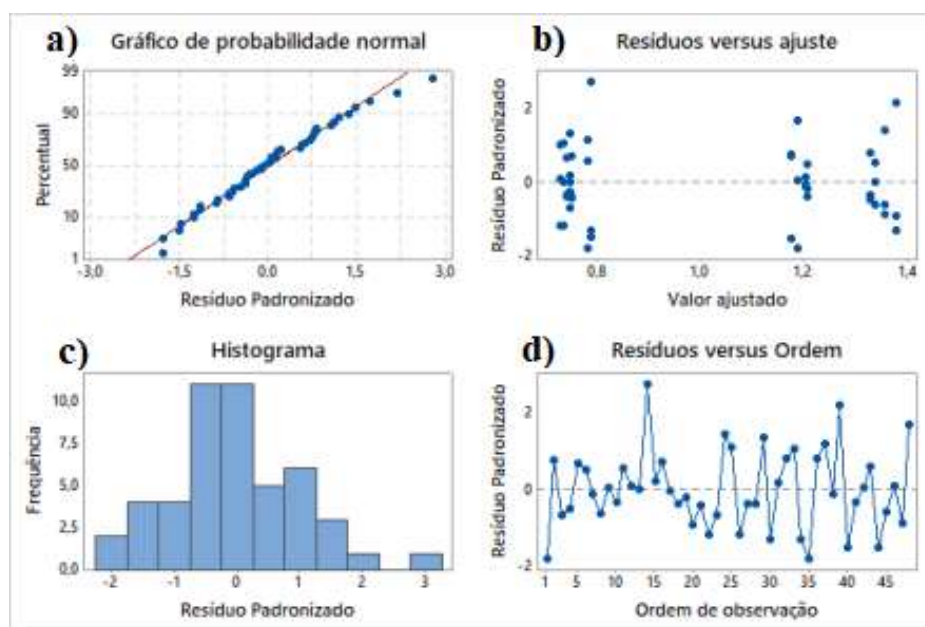


Figura 5.2: Gráfico de resíduos para Rq: a) probabilidade normal b) resíduos versus ajuste c) histograma d) resíduos versus ordem

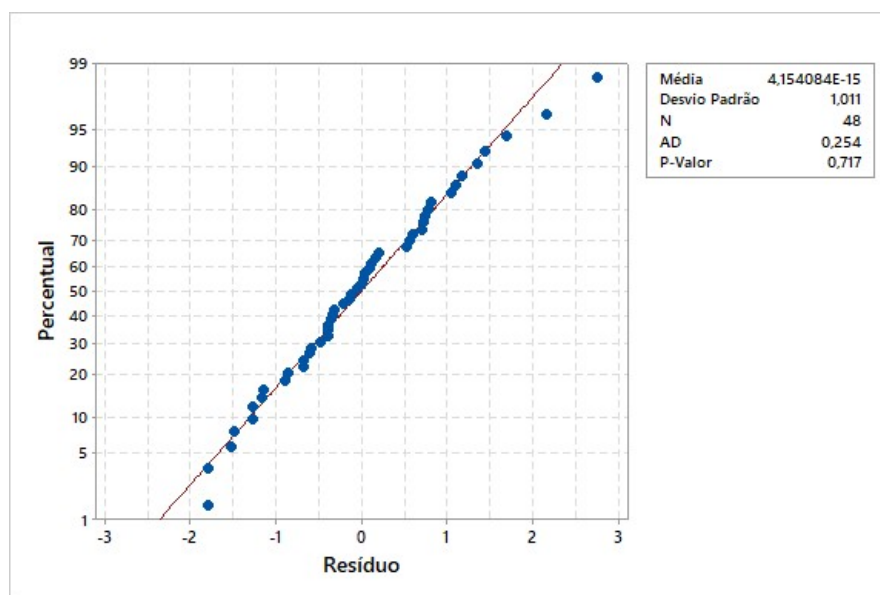


Figura 5.3: Teste de normalidade para os resíduos de Rq

Tabela 5.1: Valores para análise de Rq

Parâmetro/Interação	Soma dos Quadrados	P-valor	Contribuição %
Vc	0,00234	0,085	-
f	0,10408	<u>0,000</u>	3,025
ap	0,00314	<u>0,047</u>	0,0091
Roleteamento	3,25077	<u>0,000</u>	94,5101
Vc * f	0,00070	0,339	-
Vc * ap	0,00000	0,940	-
Vc * Roleteamento	0,00071	0,336	-
f * ap	0,00020	0,606	-
f * Roleteamento	0,04956	<u>0,000</u>	1,4408
ap * Roleteamento	0,00232	0,086	-
Erro	0,02367	-	-
Total	3,43960	-	-

Dessa maneira, foram considerados como significativos os parâmetros avanço, profundidade de usinagem e roleteamento. O gráfico de efeitos principais destes fatores pode ser visualizado na Figura 5.4.

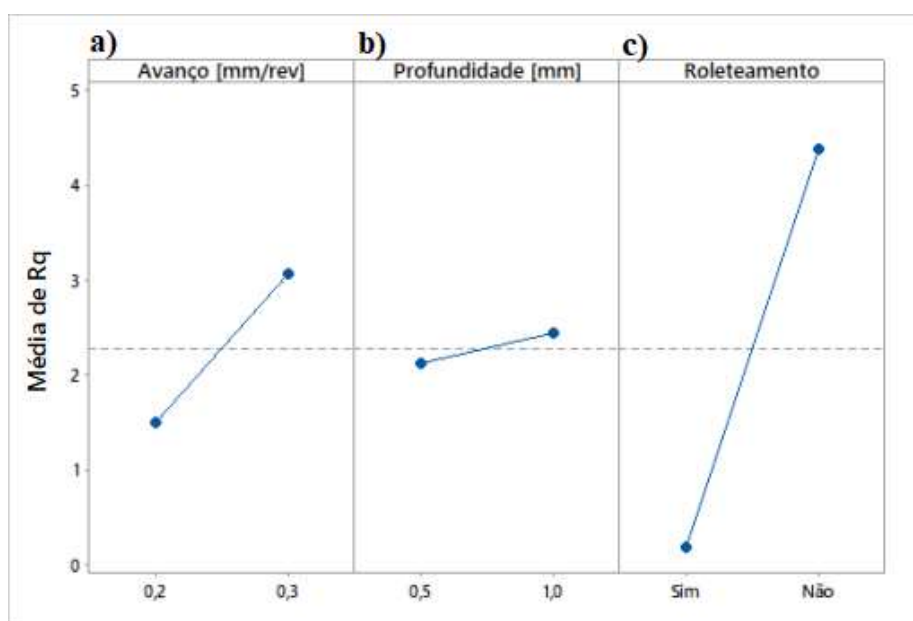


Figura 5.4: Efeitos principais para Rq: a) avanço b) profundidade de usinagem c) roleteamento

O comportamento mostrado na Figura 5.4 está de acordo com o que é observado na Figura 5.1 e com a Tabela 5.1. O processo de roleteamento foi a principal influência nos resultados de R_q . A deformação e achatamento dos picos de rugosidade leva a uma diminuição desses parâmetros. O segundo fator mais influente foi o avanço seguido da profundidade, sendo que ambos tendem a produzir rugosidades maiores quando foram aumentados. A variação da rugosidade com o avanço segue o comportamento descrito na literatura que indica um aumento da rugosidade com o aumento do avanço.

Já no caso das interações, foi considerada como significativa apenas a interação entre o avanço e o roleteamento. O gráfico de interação para esses parâmetros está presente na Figura 5.5. As informações contidas na Figura 5.5 também estão de acordo com aquelas apresentadas pelos gráfico da Figura 5.1, já que mostraram que nos corpos de prova não roleteados a rugosidade teve uma variação grande em função do avanço e que no caso dos roleteados essa variação foi bem menor. A deformação gerada no roleteamento foi, portanto, capaz de diminuir a influência do avanço sobre parâmetros de rugosidade.

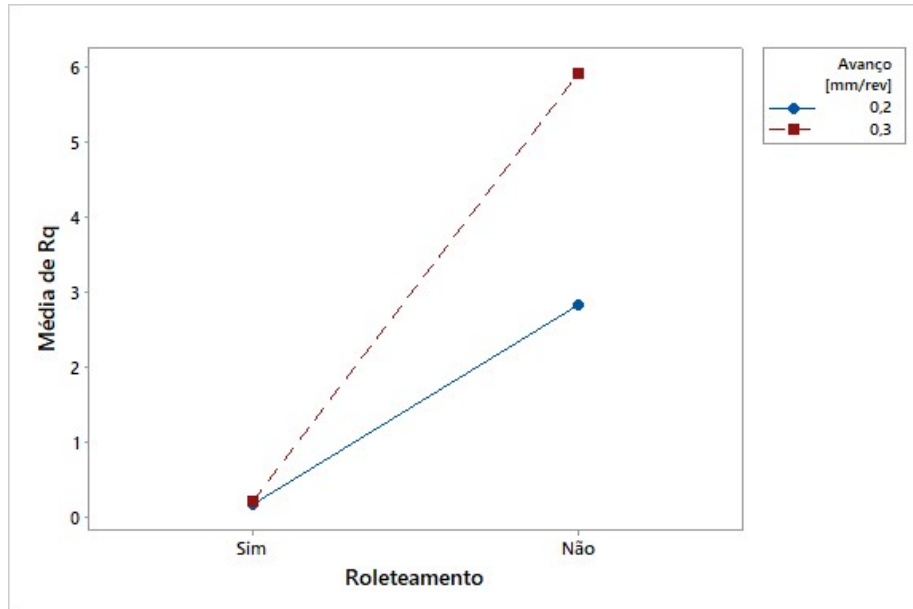


Figura 5.5: Gráfico de interação para (R_q)

Outro parâmetro que também foi avaliado foi a altura total do perfil (R_t). O gráfico com os valores obtidos nas medições se encontra na Figura 5.6. Novamente, para a comparação dos valores roleteados e torneados em um mesmo gráfico se fez necessária

a utilização de uma escala no eixo y para cada condição. O roleteamento é, portanto, a principal influência nos valores de R_t . Ao observar o gráfico da Figura 5.6 pode-se perceber a influência do avanço sobre R_t , principalmente para as amostras torneadas. A profundidade também foi capaz de provocar variações, que foram menores do que aquelas para o avanço. O comportamento da altura total do perfil foi semelhante a aquele apresentado pelo desvio médio quadrático R_q .

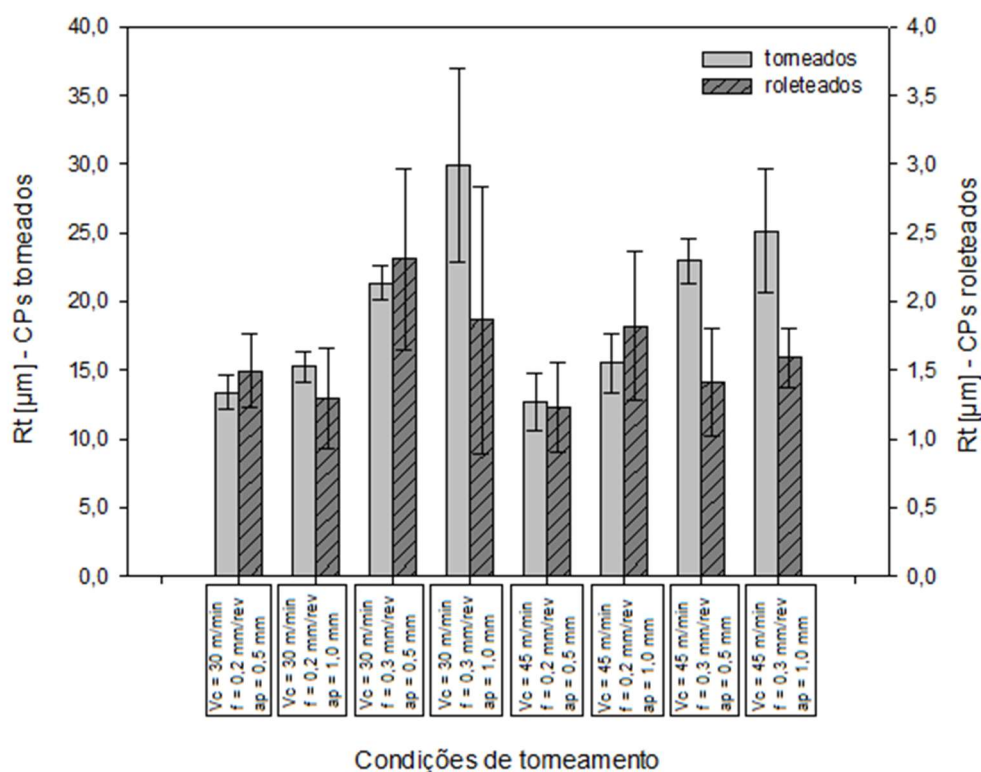


Figura 5.6: Variação da altura total do perfil (R_t)

O parâmetro R_t também foi analisado estatisticamente e da mesma forma que o anteriores, foi necessária uma transformada de Box-Cox para obter resíduos normalizados, utilizando o λ ótimo na transformada. Utilizando o mesmo procedimento para a análise de R_q confirmou-se a normalidade dos resíduos.

Com a confirmação da normalidade dos resíduos passou-se a avaliar os parâmetros de coeficiente de correlação R^2 e coeficiente de correlação R^2 - ajustado do modelo, que foram 98,31% e 97,52%, respectivamente. Sendo assim o modelo foi considerado capaz de representar o comportamento do R_t . Na Tabela 5.2 são apresentados os valores para análise do R_t . Novamente os valores das contribuições foram mostrados

e os valores para as interações de maior ordem foram omitidos por não possuírem significância.

Tabela 5.2: Valores para análise do Rt

Parâmetro/Interação	Soma dos Quadrados	P-valor	Contribuição %
Vc	0,0098	0,259	-
f	0,4227	<u>0,000</u>	2,993
ap	0,0393	<u>0,028</u>	0,278
Roleteamento	13,1033	<u>0,000</u>	92,791
Vc * f	0,0127	0,201	-
Vc * ap	0,0051	0,412	-
Vc * Roleteamento	0,0005	0,807	-
f * ap	0,0002	0,858	-
f * Roleteamento	0,2032	<u>0,000</u>	1,439
ap * Roleteamento	0,0307	0,051	-
Erro	0,2388	-	-
Total	14,1212	-	-

Dessa maneira, foram considerados como significativos os parâmetros avanço, profundidade de usinagem e roleteamento. Os gráficos para os efeitos principais de Rt (Figura 5.7) apresentaram comportamento análogo ao mostrado na Figura 5.4. Pode-se perceber que o roleteamento é o parâmetro mais influente, seguido pelo avanço e depois pela profundidade de usinagem, sendo que o aumento do avanço e da profundidade levam a um aumento de Rt. Novamente, a deformação dos picos de rugosidade causada pelo roleteamento leva a uma diminuição da amplitude dos parâmetros.

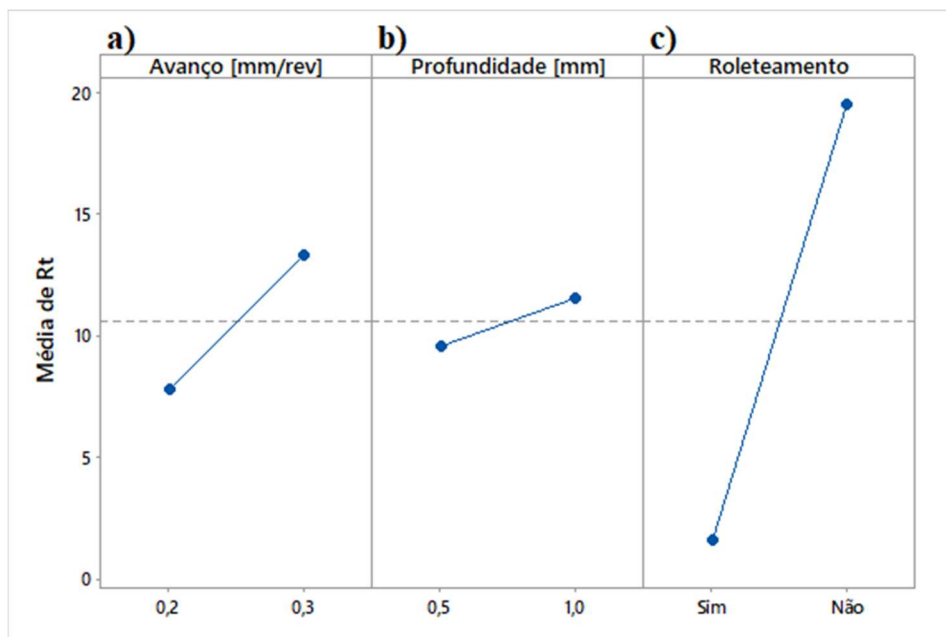


Figura 5.7: Efeitos principais para Rt: a) avanço b) profundidade de usinagem c) roleteamento

Considerando agora a interação entre o avanço e o roleteamento, tem-se na Figura 5.8 um comportamento semelhante ao da Figura 5.5. Da mesma maneira que para o parâmetro R_q , a realização do roleteamento levou praticamente a uma eliminação da influência do avanço no comportamento da rugosidade R_t devido a deformação do perfil de rugosidade.

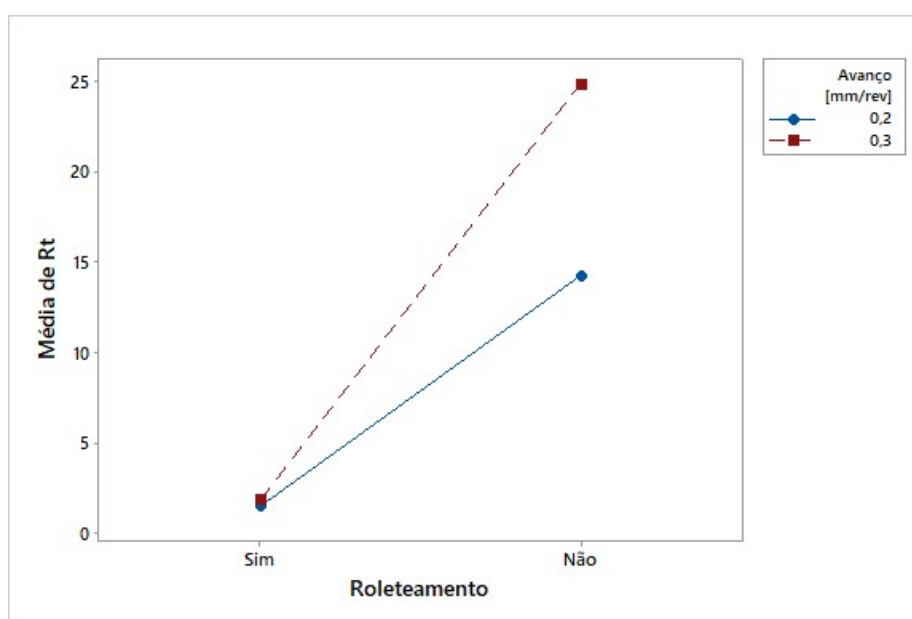


Figura 5.8: Gráfico de interação para (R_t)

Considerando que o parâmetro altura máxima do perfil (R_z) pode ser obtido pela soma dos parâmetros de altura máxima dos picos (R_p) e profundidade máxima dos vales (R_v), foi construído o gráfico da Figura 5.9.

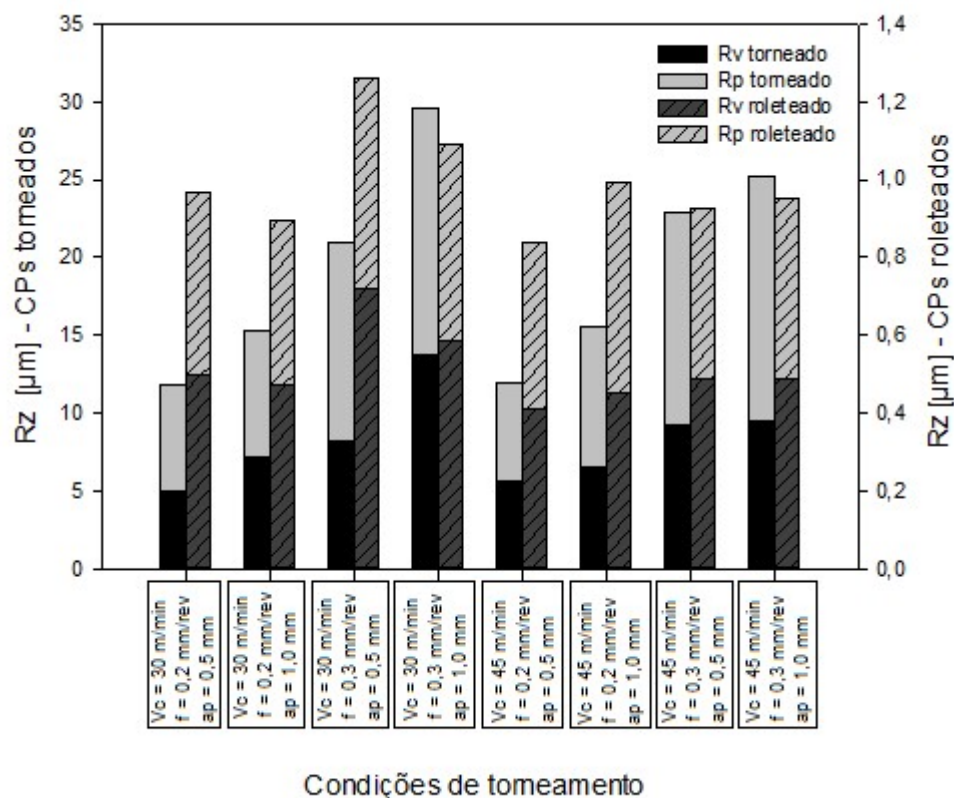


Figura 5.9: Variação dos parâmetros R_z , R_v , R_p

A primeira consideração a feita foi a influência do roleteamento na amplitude dos três parâmetros. Devido à grande variação, foi novamente necessária a criação de uma nova escala no gráfico. O roleteamento foi também capaz de modificar a razão entre R_v e R_p . Para as amostras torneadas, pode-se perceber em alguns dos casos que os valores de R_p foram maiores do que os de R_v . Já para as amostras roleteadas esses parâmetros já são mais próximos. Novamente, foi necessária a utilização da transformada de Box-Cox com λ ótimo para a obtenção de resíduos que seguem uma distribuição normal. Como os valores de coeficiente de correlação R^2 e coeficiente de correlação R^2 - ajustado, foram para os dois parâmetros, próximos de 99% e 98% respectivamente, considera-se que o modelo é válido. Os valores para análise de R_v e R_p estão na Tabela 5.3.

Tabela 5.3: Valores para análise do Rv e Rp

Parâmetro/Interação	Soma dos Quadrados		P-valor		Contribuição %	
	Rv	Rp	Rv	Rp	Rv	Rp
Vc	0,1829	0,001	0,058	0,875	-	-
f	1,5466	1,517	<u>0,000</u>	<u>0,000</u>	1,661	1,282
ap	0,1661	0,169	0,070	<u>0,018</u>	-	0,143
Roletamento	88,7280	114,26	<u>0,000</u>	<u>0,000</u>	95,3173	96,577
Vc * f	0,0563	0,030	0,283	0,301	-	-
Vc * ap	0,0129	0,060	0,604	0,147	-	-
Vc * Roletamento	0,0534	0,010	0,295	0,55	-	-
f * ap	0,0164	0,021	0,560	0,390	-	-
f * Roletamento	0,2822	1,152	<u>0,020</u>	<u>0,000</u>	0,303	0,973
ap * Roletamento	0,2896	0,116	<u>0,019</u>	<u>0,048</u>	0,311	0,098
Erro	1,5115	0,873	-	-	-	-
Total	93,0869	118,309	-	-	-	-

Dessa maneira, para o parâmetro de saída Rp, o gráfico de efeitos principais mostrado na Figura 5.10 segue o mesmo comportamento da Figura 5.4. O roletamento ainda foi o parâmetro de entrada mais influente, levando a uma redução de valores quando o processo é aplicado. O avanço foi o segundo fator mais influente, seguido da profundidade de usinagem. Tanto para o avanço quanto para a profundidade de usinagem, o aumento do parâmetro de entrada leva a um aumento do Rp.

Considerando as interações, a de maior influência foi a que ocorreu entre o avanço e o roletamento, seguido da interação entre a profundidade e o roletamento. Do mesmo modo que aconteceu para o Rq e foi apresentado na Figura 5.5, a variação do parâmetro de rugosidade com o avanço passa a ser praticamente nula após o roletamento (Figura 5.11). No caso do Rp esse comportamento também foi observado para a interação entre a profundidade de usinagem e o roletamento, como observado na Figura 5.12.

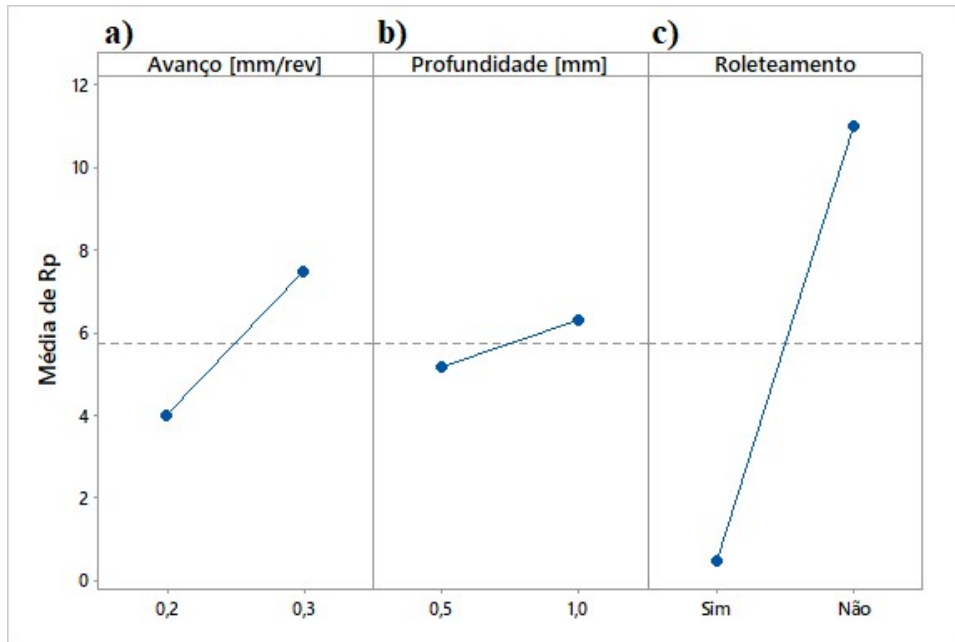


Figura 5.10: Efeitos principais para Rp: a) avanço b) profundidade de usinagem c) roleteamento

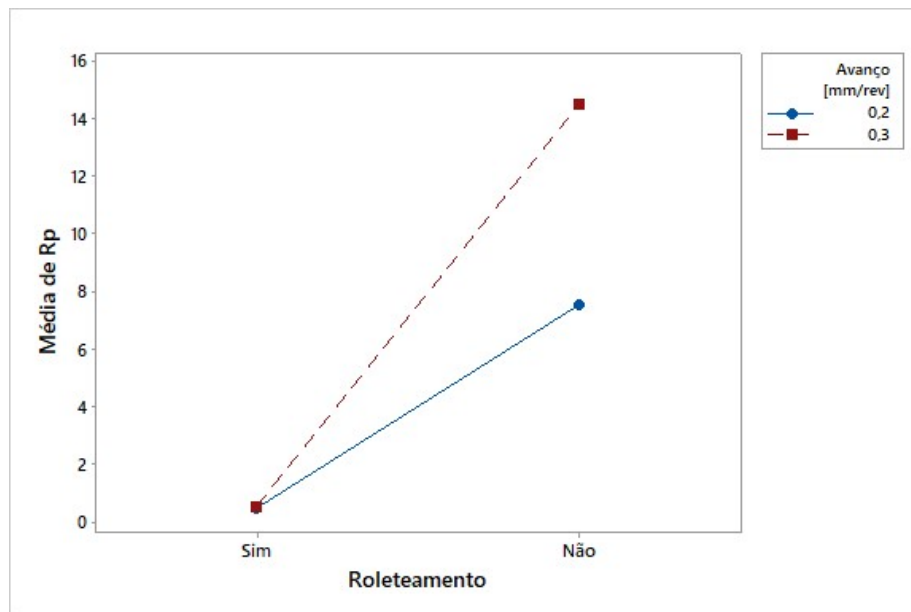


Figura 5.11: Gráfico de interação avanço -roleteamento para o Rp

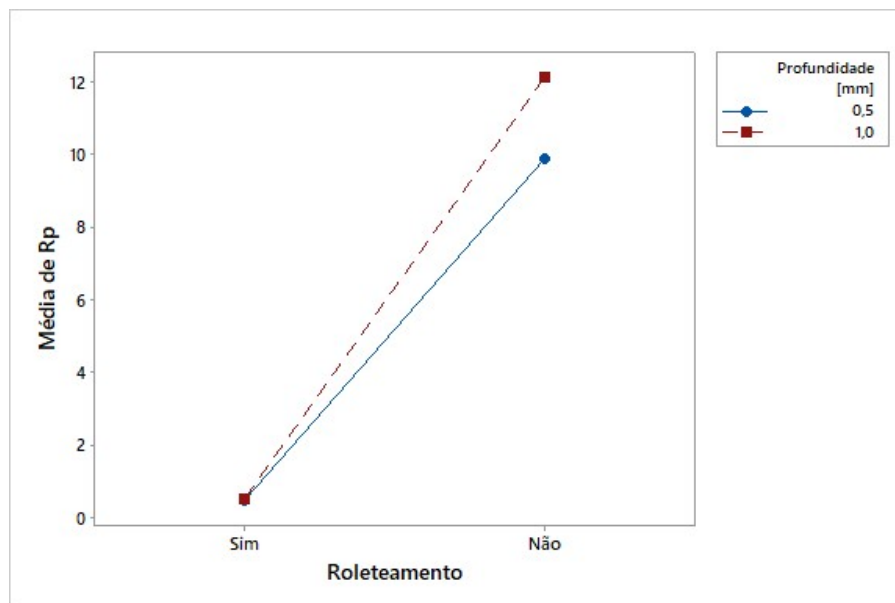


Figura 5.12: Gráfico de interação profundidade -roleteamento para o Rp

Para o parâmetro R_v , os efeitos principais significativos foram apenas os do roleteamento (maior contribuição) e do avanço. A utilização do roleteamento leva a uma redução de valores, já que ocorre uma deformação do perfil. Já um aumento do avanço levou a um aumento da rugosidade. O comportamento foi semelhante ao mostrado nas Figuras Figura 5.10 a) e Figura 5.10 c). Já as interações foram significativas entre o avanço e o roleteamento, e entre a profundidade e o roleteamento, sendo que a interação com a profundidade possui uma contribuição maior. O comportamento de ambas as interações do parâmetro R_v foi o mesmo do que para o R_p , e pode ser visualizado nas figuras Figura 5.11 e Figura 5.12.

Já que a altura máxima do perfil (R_z) pode ser obtida pela soma dos valores de R_p e R_v , as considerações feitas para esses dois parâmetros também se aplicam a R_z . Desta forma, por deformar os picos de rugosidade, o roleteamento levou a uma diminuição de R_z e também uma diminuição da influência dos parâmetros profundidade de usinagem e avanço.

Considerando os parâmetros obtidos por meio da curva de razão de material (Figura 5.13), foram criados os gráficos mostrados nas figuras Figura 5.14 e Figura 5.15. A curva razão de material representa a razão entre o material e o ambiente externo. Ela é iniciada no primeiro contato com um pico do perfil e mostrou a modificação da razão com a profundidade, à medida que se aproxima da região central do material. Essa curva dá origem a três parâmetros, R_{pk} , R_k e R_{vk} , que são relacionados, respectivamente, à altura dos picos, região central do perfil e a profundidade dos vales.

Considerando o contato das superfícies em um motor de combustão se tem que Rpk está relacionado com o material que é rapidamente desgastado quando o motor inicia o funcionamento (amaciamento), Rk determina a vida do cilindro e Rvk representa a capacidade da superfície de reter fluido lubrificante (WHITEHOUSE, 2002).

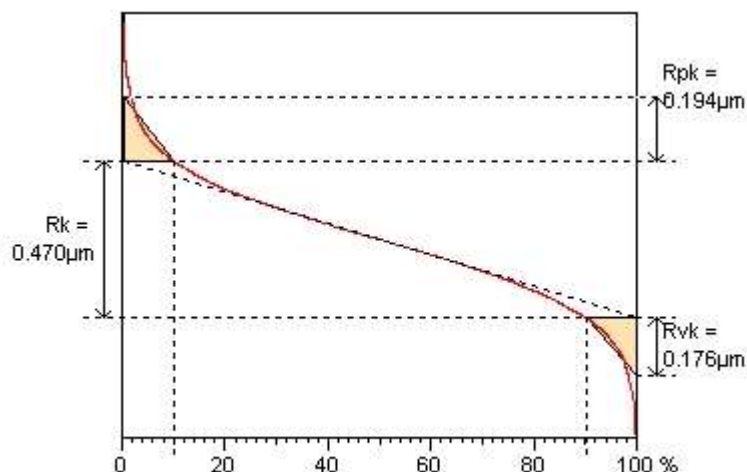


Figura 5.13: Exemplo de curva razão de material

Na Figura 5.14 são apresentados os valores para as peças torneadas e na Figura 5.15 para as peças roleteadas. Esses parâmetros foram separados em dois gráficos diferentes para facilitar a observação e compreensão dos resultados.

Ao observar as figuras Figura 5.14 e Figura 5.15 pode-se perceber que não somente a amplitude dos valores foi afetada pelo roleteamento, mas também a razão entre os parâmetros de rugosidade. Para as amostras torneadas, a variação da amplitude dos parâmetros com a modificação do avanço pode ser observada. Já para as amostras roleteadas, essa variação foi diminuída.

Após o roleteamento, o parâmetro Rvk passou a possuir valores mais próximos dos demais parâmetros, mostrando a maior influência do processo de roleteamento na variação dos parâmetros relacionados aos picos, provavelmente devido a deformação plástica realizada nos mesmos. Além disso, o roleteamento também foi capaz de alterar o comportamento dos parâmetros de rugosidade em função dos parâmetros de entrada. Como pode-se perceber ao observar as figuras Figura 5.14 e Figura 5.15 a variação que existia nos valores de Rvk nas amostras torneadas foi diminuída após o roleteamento, já que para amostras torneadas com profundidades diferentes os valores de Rvk passaram a ser praticamente os mesmos.

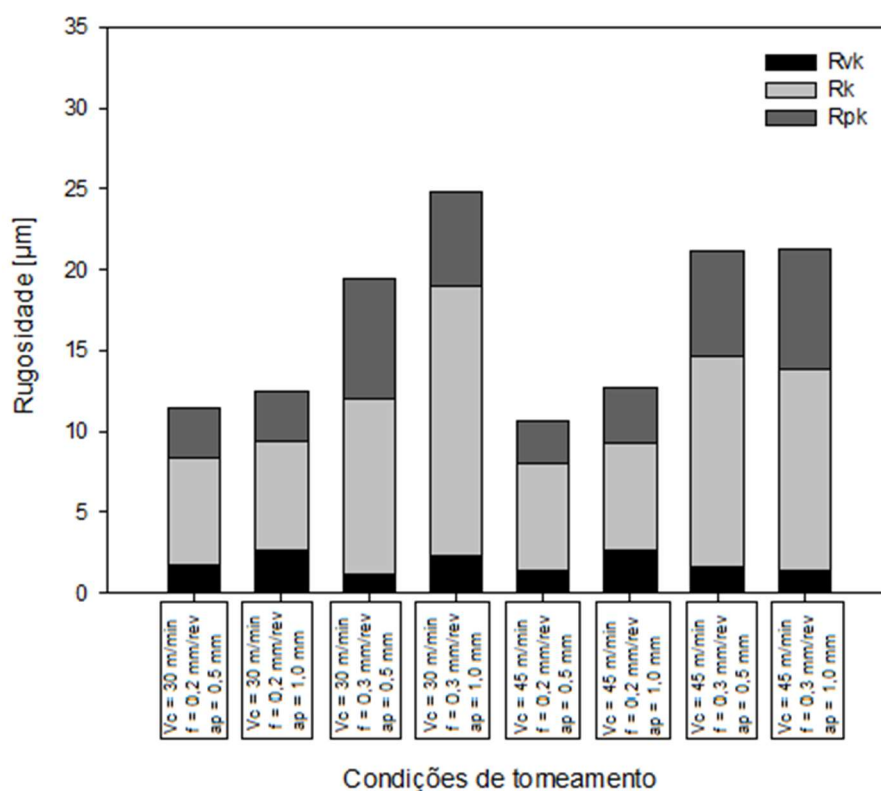


Figura 5.14: Variação de Rpk, Rk e Rvk para as amostras torneadas

As Tabela 5.5 mostram os respectivos p-valores e as contribuições percentuais de cada um dos fatores significativos. Para os parâmetros Rk e Rpk foram considerados como efeitos principais influentes o avanço e o roleteamento, já para o parâmetro Rvk apenas o roleteamento. Como apresentado na Tabela 5.5, para os três parâmetros da curva razão de material a influência maior foi dada o processo de roleteamento. Porém, os demais fatores não influenciaram esses parâmetros da mesma maneira. Já que alguns dos efeitos principais e interações foram diferentes.

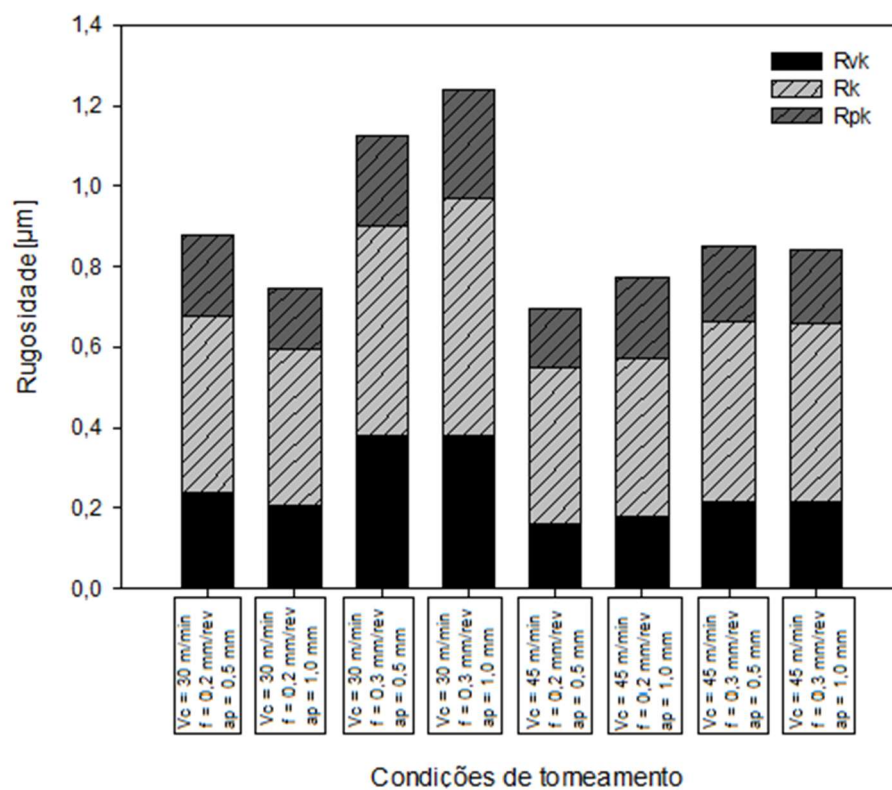


Figura 5.15: Variação de Rpk, Rk e Rvk para as amostras roleteadas sob condições constantes

Tabela 5.4: Valores para análise de Rpk, Rvk e Rk

Parâmetro/ Interação	Soma dos Quadrados			P-valor		
	Rvk	Rk	Rpk	Rvk	Rk	Rpk
Vc	0,5214	0,077	0,0009	0,093	0,128	0,533
f	0,0161	2,359	0,2664	0,762	<u>0,000</u>	<u>0,000</u>
ap	0,5028	0,038	0,0002	0,098	0,278	0,740
Roletamento	49,459	111,23	7,11621	<u>0,000</u>	<u>0,000</u>	<u>0,000</u>
Vc * f	0,0076	0,032	0,00004	0,836	0,323	0,897
Vc * ap	0,0297	0,032	0,01452	0,682	0,320	<u>0,018</u>
Vc * Roletamento	0,1814	0,032	0,00258	0,314	0,324	0,302
f * ap	0,0413	0,055	0,00232	0,629	0,195	0,327
f * Roletamento	1,0225	0,689	0,17207	<u>0,021</u>	<u>0,000</u>	<u>0,000</u>
ap * Roletamento	0,6850	0,028	0,00000	0,056	0,351	0,975
Erro	5,553	1,006	0,07493	-	-	-
Total	58,987	115,75	7,66969	-	-	-

Tabela 5.5: Contribuições dos fatores significativos de Rvk, Rk e Rpk

Parâmetro/ Interação	Contribuição %		
	Rvk	Rk	Rpk
f	-	2,038	3,473
Roletamento	83,847	96,095	92,783
Vc * ap	-	-	0,189
f * Roletamento	1,7334	0,6165	2,243

Considerando os parâmetros Rpk e Rk, tem-se que o avanço e o roletamento foram parâmetros influentes e tiveram o mesmo comportamento para os dois parâmetros da curva. O gráfico desses efeitos se encontra na Figura 5.16.

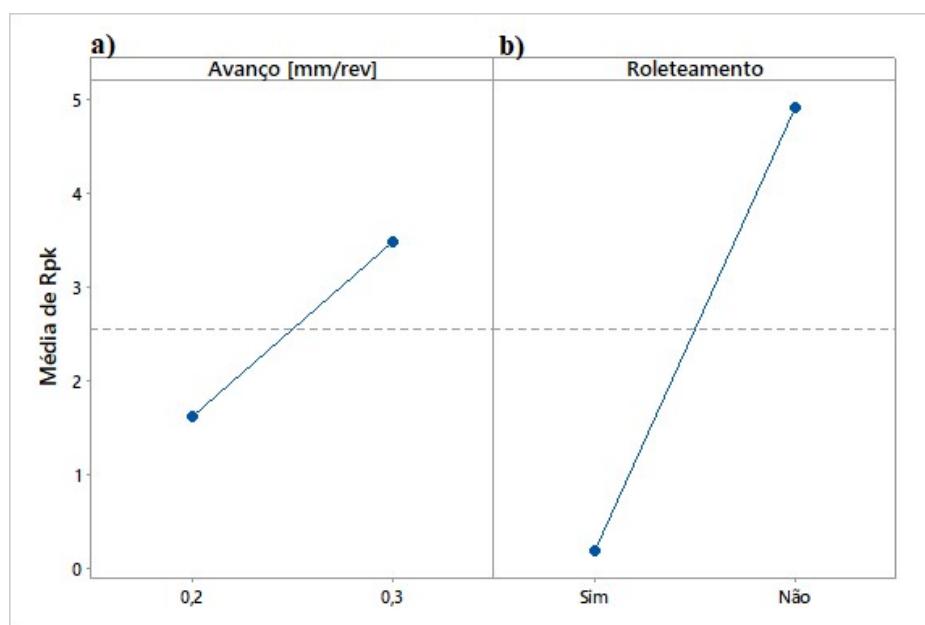


Figura 5.16: Efeitos principais para Rpk a) avanço b) roletamento

Ao se considerar portanto os efeitos principais, o comportamento de Rk e Rpk foi o mesmo. Como mostrado na Figura 5.16, a aplicação do roletamento reduziu os valores. Um aumento no avanço provocou um aumento nos valores de Rk e Rpk, porém em uma amplitude menor do que a influência do roletamento.

No caso do Rvk, o único efeito principal significativo foi o roletamento e da mesma forma mostrada na Figura 5.16 (b), a aplicação desse processo levou a uma redução na amplitude. Apesar de não ter sido estatisticamente significativa para o nível de confiança utilizado, a influência da profundidade de usinagem sobre o parâmetro Rvk

das amostras torneadas pode ser percebida ao observar as variações na Figura 5.14, onde nota-se uma tendência de valores maiores a Rvk para maiores de profundidades de usinagem. Os menores valores de profundidade de usinagem utilizados podem ter ocasionado sulcamento, deformando os picos de rugosidade e gerando valores menores de Rvk .

Ao considerar as interações, verificou-se que a única significativa para os três parâmetros foi a que ocorreu entre o avanço e o roleteamento. Como mostrado na Figura 5.17, a aplicação do roleteamento diminui a influência do avanço sobre os parâmetros de rugosidade. Da mesma forma que para o avanço, a influência da profundidade de usinagem sobre Rvk também foi eliminada quando a peça foi roletada.

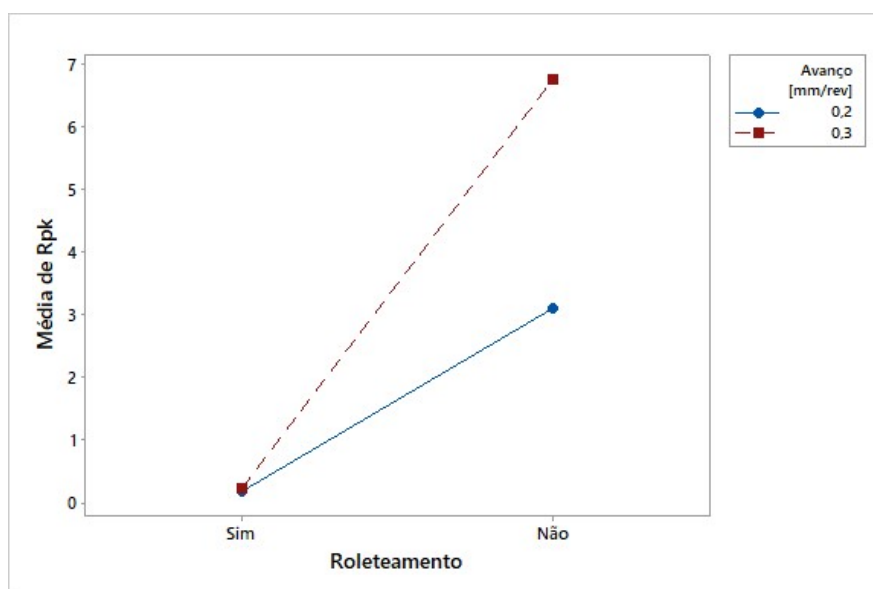


Figura 5.17: Gráfico de interação avanço-roleteamento para Rpk

Para o parâmetro Rpk foi ainda significativa a interação entre a velocidade de corte e a profundidade de usinagem (Figura 5.18). O comportamento de Rpk com a profundidade de usinagem ocorreu de maneira diferente em relação à velocidade de corte. Para a velocidade de corte menor, Rpk foi inversamente proporcional à profundidade, já para a maior velocidade de corte ocorreu um aumento de Rpk ao se aumentar a profundidade de usinagem. Esse comportamento ocorreu provavelmente devido ao aumento da temperatura com o aumento da velocidade, modificando o comportamento da deformação dos picos.

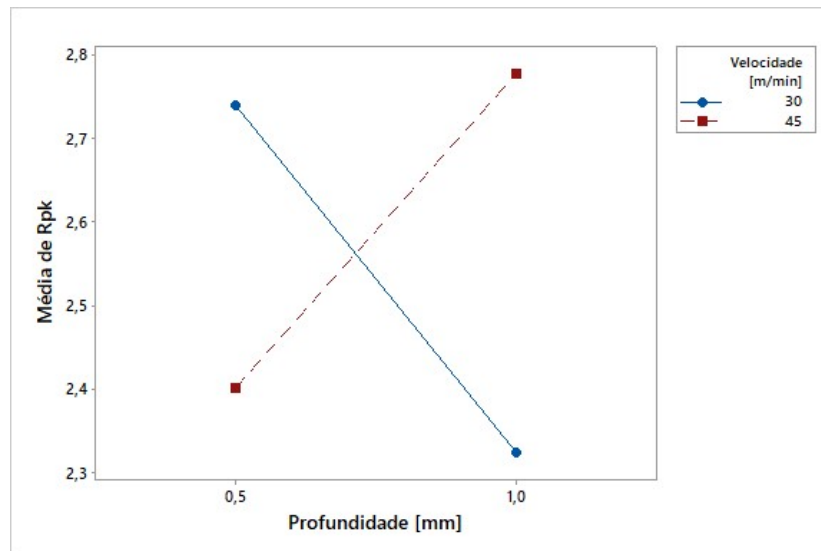


Figura 5.18: Gráfico de interação velocidade-profundidade para Rpk

Com o auxílio do perfilômetro, foram geradas imagens tridimensionais da região central dos corpos de prova (Figura 5.19 (a)) Estas imagens têm como objetivo a comparação entre superfícies torneada e roleteada. Para as duas imagens mostradas na Figura 5.19 (b) e (c) foram utilizados os mesmos parâmetros de varredura. As imagens foram feitas com dois corpos de prova que foram usinados com os mesmos parâmetros, sendo que apenas um deles passou pelo processo de roleteamento.

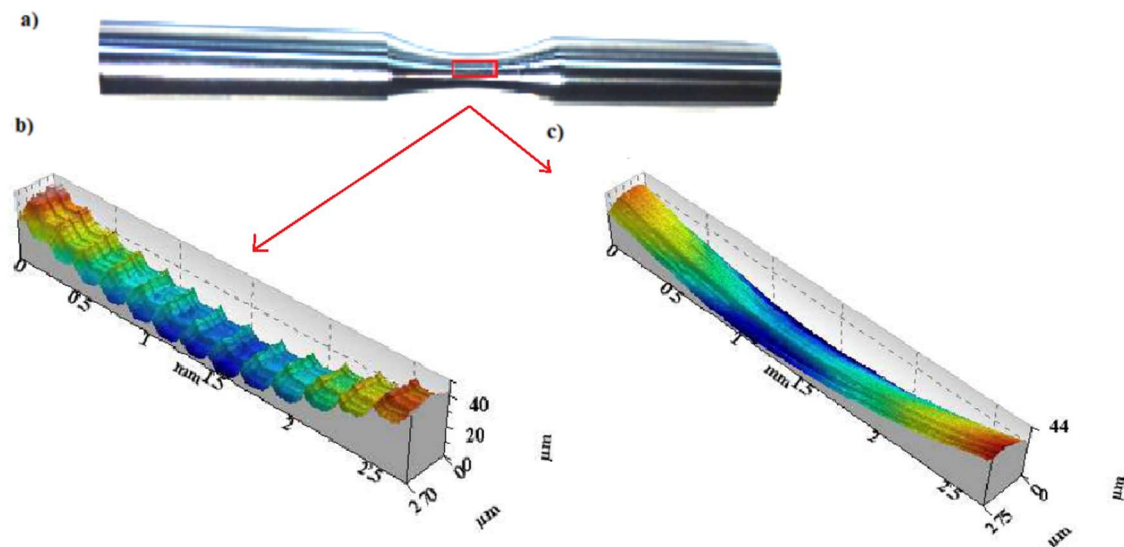


Figura 5.19: Perfis tridimensionais: a) região de medição b) torneado c) roleteado

Ao se observar a Figura 5.19 pode-se perceber que os picos gerados durante a usinagem, que possuem espaçamento relacionado com o avanço utilizado (comportamento confirmado pela medição da distância entre picos do perfil gerado no perfilômetro), não podem ser visualizados na amostra roleteada, indicando novamente uma deformação plástica do perfil pelo processo de roleteamento. Esse mesmo comportamento pode ser visualizado na Figura 5.20, na qual está presente a transição da região roleteada para a apenas torneada. Novamente, pode-se perceber na região torneada as marcas de avanço e a diferença de acabamento entre essa região e a região roleteada.

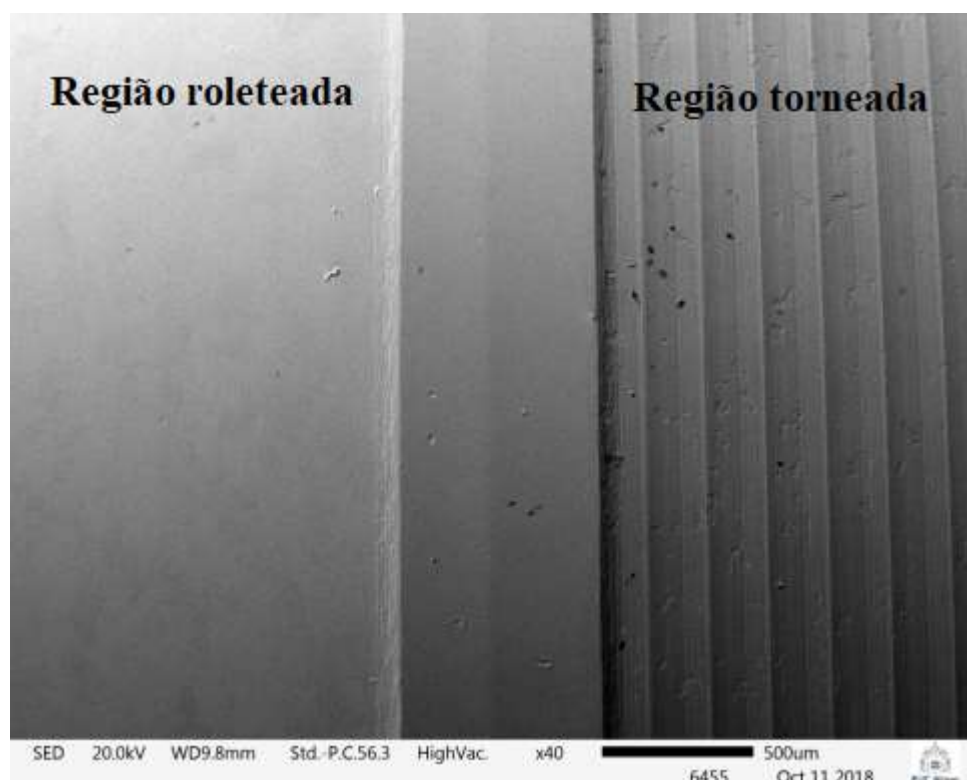


Figura 5.20: Transição da região roleteada para torneada em um corpo de prova

5.2 Tensões residuais

Após as medições de tensão residual foram gerados os gráficos com os valores em função da profundidade para as diferentes combinações de parâmetros de torneamento. Não foram realizadas medições das amostras roleteadas devido à limitação gerada pelo diâmetro dos corpos de prova. Esses gráficos são mostrados nas figuras 5.21 e 5.22. Na Figura 5.21 se encontram os gráficos para a velocidade de corte de 30 m/min

e na Figura 5.22 os gráficos para velocidade de corte de 45 m/min. Os gráficos apresentaram comportamentos próximos dos que foram obtidos nos testes e simulações numéricas feitas por Rami *et al.* (2017) para o aço AISI 4140. As duas direções de medição das tensões foram paralela e perpendicular a direção do avanço, descritas nos gráficos como TR X e TR Y, respectivamente.

Ao se observar os gráficos das figuras 5.21 e 5.22, pode-se perceber que para todos os casos foi constatada tensão residual trativa na superfície. Nas duas figuras existe ainda uma variação na amplitude das tensões compressivas, isto é, para os menores valores de avanço existe um aumento na amplitude das tensões compressivas quando se aumentou a profundidade de usinagem. Comportamento semelhante ao que foi observado por Jacobus *et al.* (2001) e não foi notado, no entanto, para as condições de maior avanço.

Outro comportamento que pode ser observado pelos gráficos foi que para as menores profundidades de usinagem, o aumento do avanço aumentou a profundidade em que as tensões residuais deixaram de ser trativas. Em relação às tensões residuais nas diferentes direções medidas, pode-se perceber que elas foram maiores na direção do avanço.

Ao se comparar os valores para as duas velocidades de corte pode-se perceber que para valores mais altos a intensidade das tensões trativas foi maior. Esse comportamento já havia sido descrito por Outeiro, Umbrello e M'Saoubi (2006) e indica a predominância da influência térmica sobre o processo, proveniente de um aumento de temperatura devido à maior velocidade de corte utilizada.

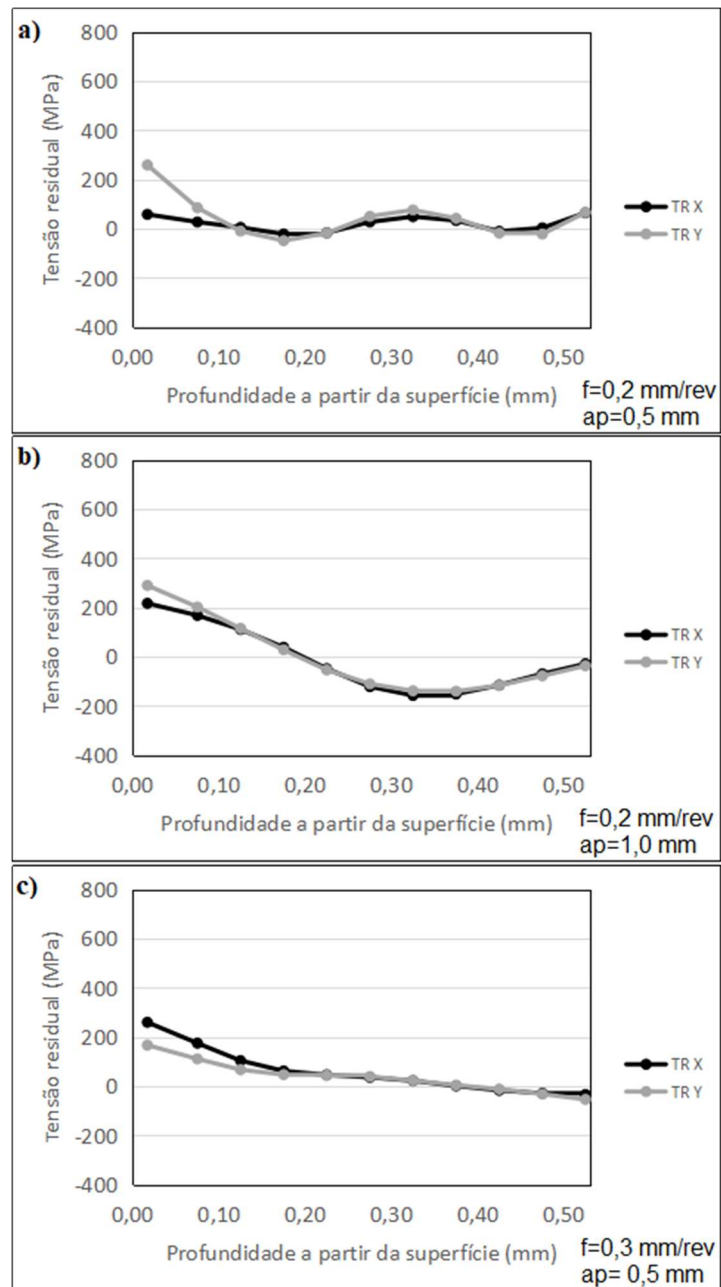


Figura 5.21: Tensões residuais para as amostras torneadas com velocidade de 30 m/min a) $f=0,2 \text{ mm/rev}$ $ap=0,5 \text{ mm}$ b) $f=0,2 \text{ mm/rev}$ $ap=1,0 \text{ mm}$ c) $f=0,3 \text{ mm/rev}$ $ap=0,5 \text{ mm}$

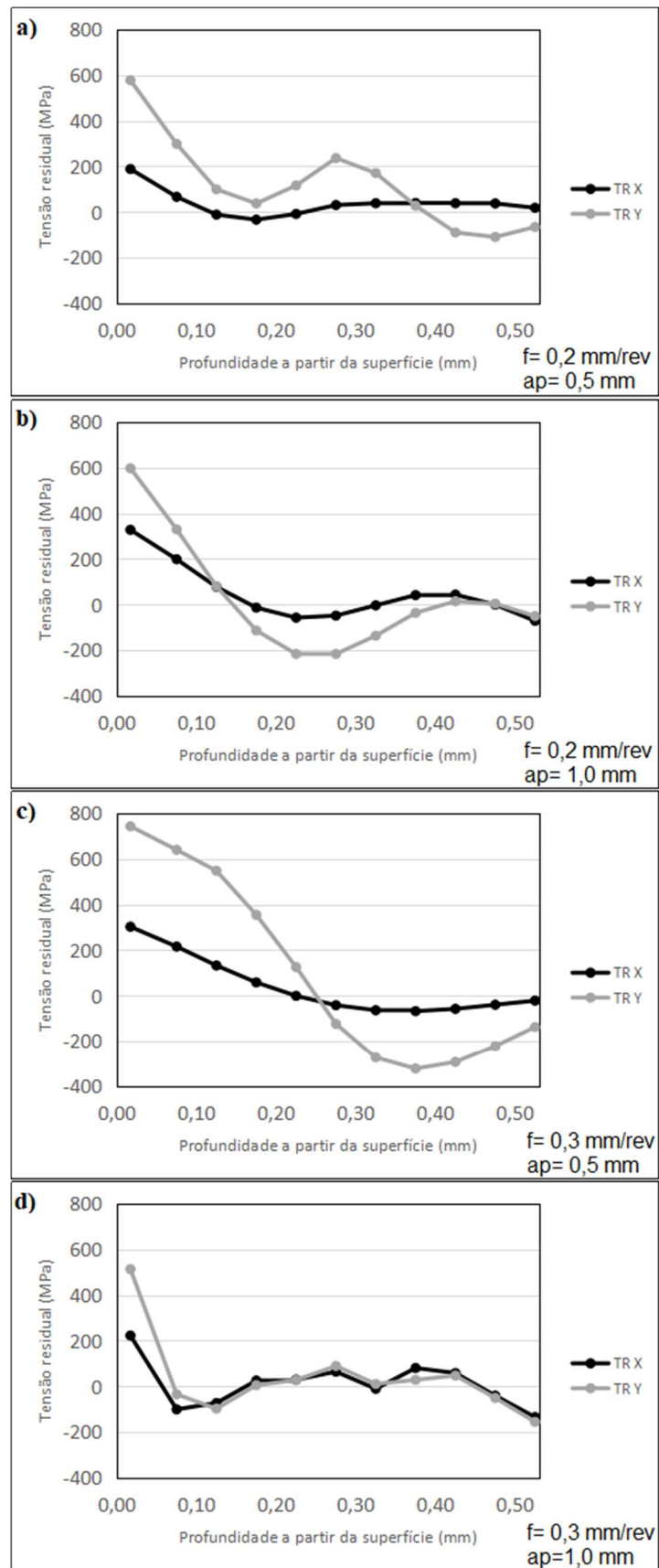


Figura 5.22: Tensões residuais para as amostras torneadas com velocidade de 45 m/min a) $f=0,2 \text{ mm/rev}$ $ap=0,5\text{mm}$ b) $f=0,2 \text{ mm/rev}$ $ap=1,0\text{mm}$ c) $f=0,3 \text{ mm/rev}$ $ap=0,5\text{mm}$ d) $f=0,3 \text{ mm/rev}$ $ap=1,0\text{mm}$

5.3 Vida em fadiga mecânica

Nessa seção são discutidos os resultados obtidos por meio dos testes de fadiga mecânica. Para cada condição foram feitos três testes, em que cada um deles foi registrado o número de ciclos até a ruptura, dando origem ao gráfico mostrado na Figura 5.23, que apresenta os valores médios e o desvios padrões para cada condição.

Como citado anteriormente, as cargas utilizadas nos materiais apenas torneados e nos roleteados foram diferentes (590,5 MPa para os corpos de prova torneados e 708,6 MPa para os corpos de prova torneados e roleteados), já que para as cargas menores os materiais roleteados não romperam. Esse aumento da carga foi capaz de indicar o aumento da resistência à fadiga mecânica a que o material foi submetido ao passar pelo roleteamento, já que mesmo utilizando cargas maiores eles atingiram vida mais longa.

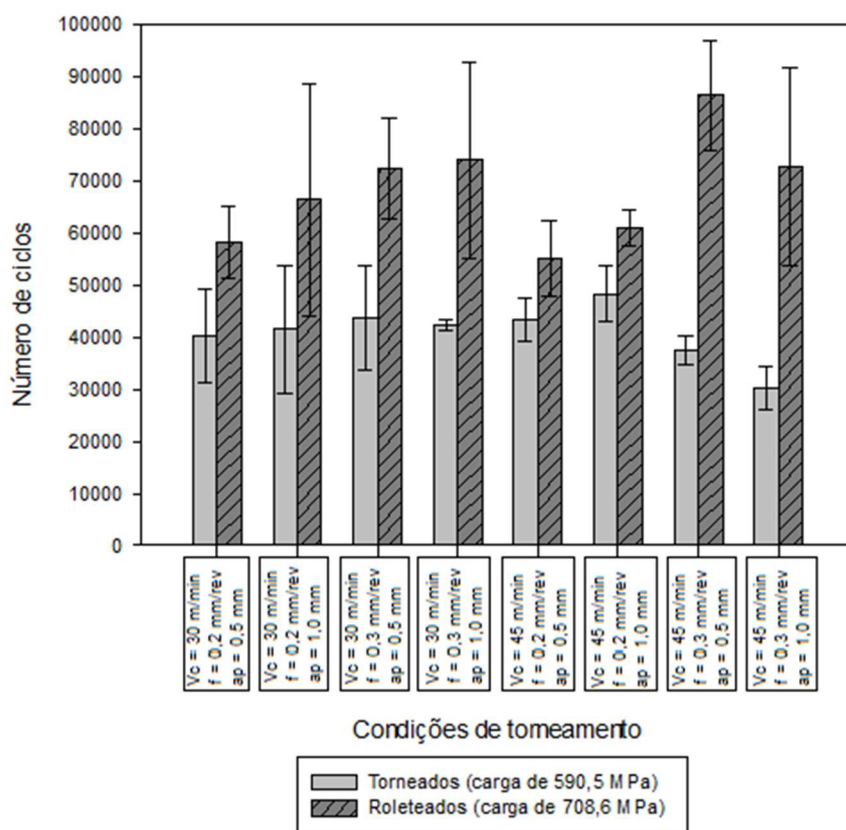


Figura 5.23: Influência das condições de torneamento e do roleteamento sobre a vida em fadiga

Ao comparar as amostras torneadas sob diversas combinações de parâmetros, percebeu-se uma variação de número de ciclos entre as condições. No caso do valor maior

de velocidade e os valores mais baixos de avanço, o aumento da profundidade de usinagem tendeu a aumentar a vida em fadiga mecânica, já para os valores mais altos de avanço o comportamento foi contrário. Esse comportamento provavelmente está ligado aos diferentes perfis de tensões residuais e ao fato do aumento da rugosidade com o avanço ser superior ao aumento da rugosidade com a profundidade.

No caso das amostras torneadas com menor avanço, o aumento da profundidade de usinagem ocasionou menores valores de tensão trativa na superfície, o que pode propiciar uma maior resistência à fadiga mecânica. No caso de avanços mais altos, os valores superiores de rugosidade podem diminuir a influência das tensões residuais superficiais, que além disso não apresentaram o mesmo comportamento indicado anteriormente.

As variações que ocorreram para a velocidade de corte de 30 m/min são bem menores do que aquelas para a velocidade de corte de 45 m/min, sendo que no primeiro caso a dispersão impede a distinção entre as condições de corte. Esse comportamento pode ser devido à influência da temperatura com o aumento da velocidade de corte. Para os maiores valores de velocidade de corte e avanço em que ocorrem simultaneamente tensões trativas de maior intensidade e valores maiores de rugosidade, resultaram em menores valores de vida em fadiga para as amostras torneadas.

A vida mais longa para as amostras roleteadas pode ser explicada pela ação conjunta da baixa rugosidade e a presença de tensões residuais superficiais compressivas que se espera alcançar após a realização do roleteamento. Para as amostras roleteadas existe uma tendência de aumento do número de ciclos com o aumento do avanço, apesar de várias barras de erro estarem sobrepostas. Os valores mais altos de avanço foram os que geraram as maiores rugosidades, deixando portanto uma maior quantidade de material para ser deformado durante o roleteamento. Essa maior deformação pode ter gerado tensões mais compressivas que acarretaram uma vida em fadiga mais longa. Com relação aos demais parâmetros, não existe nenhuma tendência de destaque.

Não parece existir nenhuma relação entre a vida em fadiga do material torneado e a vida após roleteamento, já que as condições que apresentaram vida mais longa não foram as mesmas para os dois processos.

5.4 Fraturas após fadiga

As primeiras imagens foram obtidas com o objetivo de analisar a região de fratura como um todo. Essas imagens foram colocadas na Tabela 5.6 para facilitar a comparação entre as condições. As mesmas imagens em tamanho maior se encontram no Apêndice B.

A primeira diferenciação que pode ser feita em relação às fraturas para as diferentes condições é existência de marcas de catraca nas amostras torneadas. Essas marcas (Figura 5.24) são geradas pelas diferentes falhas que se encontram em uma região após um certo tempo de propagação. Uma das condições que podem levar a geração dessa característica na fratura é a existência de concentradores de tensão. O perfil de rugosidade dos corpos de prova torneados pode, portanto, ter atuado como um concentrador de tensões, facilitando a nucleação de trincas. As regiões de início de trinca parecem estar próximas da superfície do corpo de prova para todas as amostras, comportamento que é mais facilmente percebido para as amostras roleteadas.

Outra diferença entre as fraturas é a região de ruptura final. Para as amostras torneadas, essa região se encontra levemente deslocada do centro da seção transversal, já que foram nucleadas trincas em várias regiões da superfície. Para as amostras roleteadas, a região de fratura final tende a se estender por uma faixa maior, indicando que após o roleteamento, além de uma diferenciação na região de início de trinca, também ocorre uma variação da região de ruptura final. Essa diferenciação da região de ruptura final entre as amostras apenas torneadas e as roleteadas pode ser causada também pelas diferentes cargas aplicadas nos testes de fadiga. Além disso pode-se perceber que a condição de torneamento pode afetar a nucleação de trincas da amostra roleteada. Para a amostra torneada sob $V_c = 45$ m/min $f = 0,2$ mm/rev e $a_p = 0,5$ mm e roleteada (Tabela 5.6 e Figura B.0.4) podem ser percebidas duas regiões de nucleação (regiões esquerda e direita próximo a superfície), comportamento diferente das outras amostras roleteadas.

Também foi realizada a análise de regiões específicas da fratura. Uma dessas regiões foi a região de fratura final. Essa região de ruptura final foi identificada em todas as amostras analisadas pela presença de *dimples* (Figura 5.25). Este comportamento indica uma região de fratura por sobrecarga de caráter dúctil.

Tabela 5.6: Fraturas dos corpos de prova

Condição Final		
Condição de torneamento	Torneado	Roleteado
$V_c = 30 \text{ m/min}$ $f = 0,2 \text{ mm/rev}$ $a_p = 0,5 \text{ mm}$		
$V_c = 45 \text{ m/min}$ $f = 0,2 \text{ mm/rev}$ $a_p = 0,5 \text{ mm}$		
$V_c = 30 \text{ m/min}$ $f = 0,3 \text{ mm/rev}$ $a_p = 0,5 \text{ mm}$		
$V_c = 30 \text{ m/min}$ $f = 0,2 \text{ mm/rev}$ $a_p = 1,0 \text{ mm}$		
$V_c = 45 \text{ m/min}$ $f = 0,3 \text{ mm/rev}$ $a_p = 1,0 \text{ mm}$		

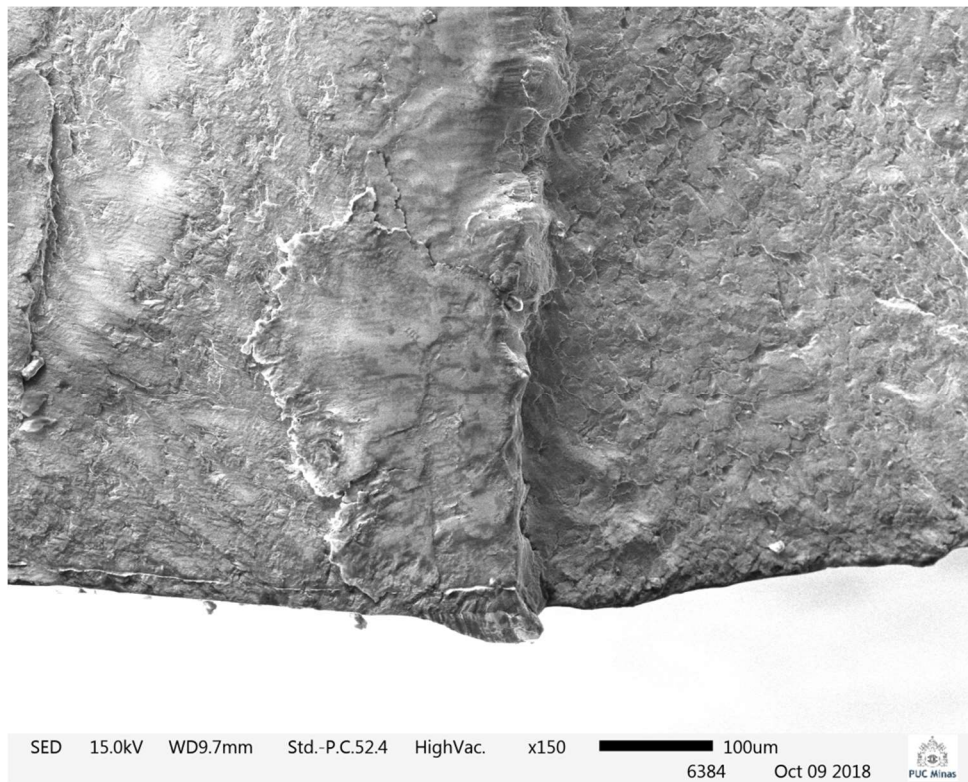


Figura 5.24: Marca de catraca na amostra torneada

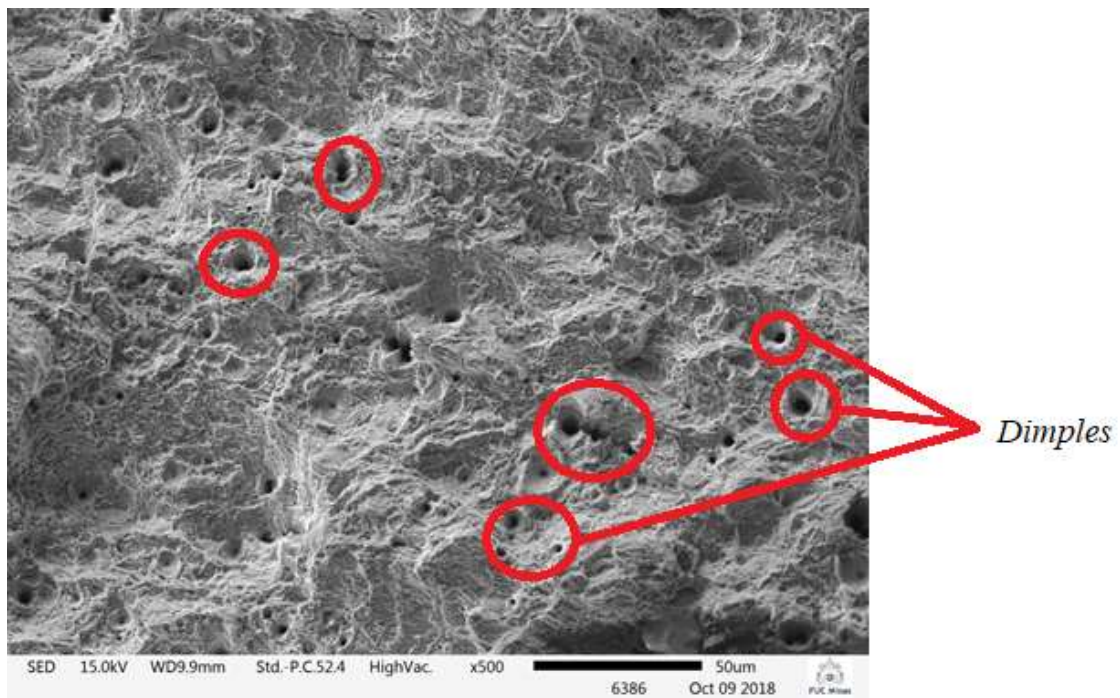


Figura 5.25: *Dimples* observados na região de fratura final

6. CONCLUSÕES

Neste capítulo são apresentadas as conclusões obtidas nesta pesquisa, que teve como objetivo analisar a rugosidade e vida em fadiga após os ensaios de torneamento e roleteamento do aço ABNT 4140 temperado e revenido com dureza média de 40 HRC. Pode-se concluir que:

- Ao se comparar os parâmetros de amplitude da rugosidade para as amostras torneadas, tem-se que o fator mais influente foi o avanço. Em alguns casos a variação do avanço de 0,2 para 0,3 mm/rev foi capaz de praticamente dobrar os valores de R_q (de 3,01 μm para 6,06 μm). A profundidade de usinagem também foi influente, porém, gerou uma variação menor do que o avanço (cerca de 10%).
- A utilização do roleteamento foi capaz de reduzir os valores dos parâmetros de amplitude da rugosidade independentemente dos parâmetros de torneamento utilizados anteriormente. A deformação plástica da superfície do material fez com que os parâmetros de rugosidade fossem alterados. Os parâmetros de R_q , R_t e R_z tiveram suas amplitudes reduzidas. Para o caso do R_q , os valores para as amostras roleteadas foram em média 4,5% dos valores para as amostras torneadas.
- Além de diminuir a amplitude dos parâmetros, como ocorreu para o R_z , o roleteamento também foi capaz de afetar a razão entre os parâmetros de amplitude dos picos (R_p) e dos vales (R_v), ampliando a parcela de amplitude dos vales na contribuição total.
- Os parâmetros de entrada afetaram os perfis de tensão residual após torneamento. Maiores velocidades de corte levaram a maior intensidade de tensão trativa na superfície e maiores profundidades de usinagem levaram a tensões compressivas de maior intensidade quando utilizado o menor avanço.
- Dentre as amostras torneadas, a que alcançou a vida em fadiga mais longa foi aquela fabricada com menor avanço (0,2 mm/rev) e valores mais altos de velocidade de

corte (45 m/min) e de profundidade de usinagem (1,0 mm), provavelmente devido a uma rugosidade moderada e a um maior encruamento superficial, já que para a maior profundidade de usinagem os esforços são maiores e as deformações plásticas ocorrem mais facilmente em maiores velocidades.

- A utilização do roleteamento foi capaz de aumentar a vida em fadiga do material em comparação com os apenas torneados para todos os parâmetros de torneamento utilizados. A diminuição da amplitude dos parâmetros de rugosidade e possivelmente a modificação das tensões residuais para tensões de caráter compressivo foram responsáveis por esse aumento da vida em fadiga. Mesmo sob uma maior carga aplicada, as amostras roleteadas permitiram um número de ciclos em média 70% maior.
- Os corpos de prova que apresentaram maiores rugosidades após roleteamento, não foram as condições que apresentaram vida mais curta. Indicando que a rugosidade não foi suficiente para definir a resistência à fadiga mecânica de um componente.
- As fraturas nos corpos de fadiga apresentaram diferentes características ao se comparar as amostras apenas torneadas com as torneadas e roleteadas, apontando a influência do processo de roleteamento em todas as etapas da falha por fadiga mecânica, modificando o comportamento desde a nucleação de trincas até a ruptura final.
- O processo de roleteamento parece não ser capaz de eliminar todas as influências do torneamento, já que as amostras roleteadas apresentaram valores diferentes de vida em fadiga mecânica e características diferentes na fratura.

7. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- Medição da tensão residual nos mesmos corpos de prova em que será feito o ensaio de fadiga. Com esse procedimento será possível avaliar melhor a influência das tensões residuais na resistência à fadiga e também verificar a capacidade do perfil de tensões do torneamento em influenciar as tensões após roleteamento.
- Realização de testes de roleteamento com vários valores de pressão para avaliar se o torneamento ainda seria capaz de alterar a vida em fadiga. Como a pressão de roleteamento é considerada o parâmetro mais importante, deve-se iniciar a análise combinada dos parâmetros de torneamento e roleteamento por essa grandeza.

ABSTRACT

Machine components are usually subjected to cyclic loads, which may induce failures, even when the component is only subjected to elastic deformations. The failure that happens in this situation is known as fatigue failure. Manufacturing processes are capable of plastically deforming and inducing residual stresses in different ways, being able to affect the component's capacity to withstand cyclic loads. Besides the nature of the process, the parameters used on each process are also capable of influencing the fatigue strength of a material. This work, investigates the influence of turning and deep rolling on the fatigue life and surface roughness of hardened AISI 4140 steel (40 HRC), as well as the influence of turning on residual stresses. The material was machined varying cutting speed, feed and depth of cut. The material was also subjected to deep rolling using constant conditions. The fatigue life was evaluated under rotating bending fatigue tests. Regarding the turned samples, it was noticed that the cutting parameters did affect the residual stress profile, the residual stresses were tensile and of higher intensity for higher cutting speeds and tensile on higher depths for lower cutting depth and higher turning feed. It was possible to notice the influence of the turning parameters on the fatigue strength of the of the turned samples and also for the turned and deep rolled specimens. With regard to the fatigue life, there was a combined influence of feed and depth of cut, as the behavior for an increase in depth of cut has a different influence for each feed value. The influence of turning feed on the fatigue life of deep rolled specimens was also noticed and was higher for higher feed values. Deep rolling was capable of influencing all the studied roughness parameters, reducing the amplitude of the roughness parameters and increasing the fatigue life.

Key words: Turning; deep rolling; surface quality; roughness; fatigue life; AISI 4140 steel.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABRÃO A. M.; DENKENA, B.; BREIDENSTEIN, B.; MOERKE, T. Surface and subsurface alterations induced by deep rolling of hardened AISI 1060 steel. *Prod. Eng. Res. Devel.* vol. 8. p. 551–558. 2014.

ALTENBERGER, I.; STACH, E.A.; LIU, G.; NALLA, R.K.; RITCHIE, R.O. An in situ transmission electron microscope study of the thermal stability of near-surface microstructures induced by deep rolling and laser-shock peening. *Scripta Materialia* vol. 48. p. 1593–1598. 2003.

ALTENBERGER, I. “Deep rolling – the past, the present and the future”, *Int. Conf. Shot Peen.* p. 144–155. 2005.

ASM International. *ASM Handbook Volume 1: Properties and Selection: Irons, Steels, and High-Performance Alloys.* 10th edition. ISBN-13: 978-0871703774. 1990.

AZAR, V.; HASHEMI, B.; YAZDI, M. R. The effect of shot peening on fatigue and corrosion behavior of 316L stainless steel in Ringer's solution. *Surface & Coatings Technology.* vol. 204 p. 3546–3551. 2010.

BANNANTINE, J. A.; COMER, J. J.; HANDROCK, J. L. *Fundamentals of Metal Fatigue Analysis.* Prentice Hall, 271 p. 1989.

BARRY, J.; BYRNE, G. TEM study on the surface white layer in two turned hardened steels. *Materials Science and Engineering A* vol. 325. p. 356–364. 2002.

BEGHINI, M.; BETTINI, L.; MONELLI, B.D.; SANTUS, C.; BANDINI, M. Experimental parameter sensitivity analysis of residual stresses induced by deep rolling on 7075-T6 aluminium alloy. *Surface & Coatings Technology* vol. 254 p. 175–186. 2014.

BHAMARE, S.; RAMAKRISHNAN, G.; MANNAVA S. R.; LANGER, K.; VASUDEVAN, V. K.; QIAN, D. Simulation-based optimization of laser shock peening

process for improved bending fatigue life of Ti–6Al–2Sn–4Zr–2Mo alloy. *Surface & Coatings Technology* vol. 232 p. 464–474. 2013.

BHAT, S.; PATIBANDLA R. Metal Fatigue and Basic Theoretical Models: A Review, Alloy Steel - Properties and Use, Dr. Eduardo Valencia Morales (Ed.), ISBN: 978-953-307-484-9, InTech, p. 203-246. 2011. Disponível em: <<<http://www.intechopen.com/books/alloy-steel-properties-and-use/metal-fatigue-and-basic-theoretical-models-a-review>>> acesso em 17/Ago/2018

BRANCO, F. K.; DELIJAICOV, S.; BORDINASSI, E. C.; BORTOLUSSI, R. Surface Integrity Analysis in the Hard Turning of Cemented Steel AISI 4317. *Materials Research. São Carlos*, v. 21, n.5, e20171032, 2018. Available from <http://www.scielo.br/scielo.php?script=sci_arttext&pid=S1516-14392018000500217&lng=en&nrm=iso>. acesso em 30/Ago/2018.

CAKAN, A.; EVRENDILEK, F. Multivariate Empirical Modeling of Interaction Effects of Machining Variables on Surface Roughness in Dry Hard Turning of AISI 4140 Steel with Coated CBN Insert Using Taguchi Design. *MECHANIKA*. ISSN 1392-1207. Vol. 23(5). p. 756-761. 2017.

CETLIN, P. R.; SILVA P. S. P. *Análise de fraturas*. São Paulo: Associação Brasileira de Metais. 1988.

CHANG, Y.; SUSLOV, S.; KIM, B. J.; STACH, E. A.; CHENG, J. G. Fatigue performance improvement in AISI 4140 steel by dynamic strain aging and dynamic precipitation during warm laser shock peening. *Acta Materialia* vol. 59 p.1014–1025. 2011.

CHOMIENNE, V.; VALIORGUE, F.; RECH, J.; VERDU, C. Influence of ball burnishing on residual stress profile of a 15-5PH stainless steel. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*. Vol.13 p. 90–96. 2016.

CHOMIENNE, V.; VERDU, C.; RECH, J. VALIORGUE, F. Influence of surface integrity of 15-5PH on the fatigue life. *Procedia Engineering*. Vol. 66 p. 274-281. 2013

COTO, B.; NAVAS, V. G.; GONZALO, O.; ARANZABE, A; SANZ, C. Influences of turning parameters in surface residual stresses in AISI 4340 steel. *Int J Adv Manuf Technol* Vol. 53 p. 911–919. 2011.

COURTNEY, T. H. *Mechanical Behavior of Materials*. 2 ed. McGraw Hill, 733 p. 2000

DALAEI, K.; KARLSSON, B.; SVENSSON, L.-E. Stability of shot peening induced residual stresses and their influence on fatigue lifetime. *Materials Science and Engineering A* vol. 528 p.1008–1015. 2011.

DAS, S. R.; DHUPAL, D.; KUMAR, A. Study of surface roughness and flank wear in hard turning of AISI 4140 steel with coated ceramic inserts. *Journal of Mechanical Science and Technology*. vol. 29 (10) p. 4329-4340. 2015.

DENKENA, B.; LUCAS, A. Biocompatible Magnesium Alloys as Absorbable Implant Materials – Adjusted Surface and Subsurface Properties by Machining Processes. *Annals of the CIRP* Vol. 56/1 p. 113-116. 2007.

DORMAN, M.; TOPARLI, M.B.; SMYTH, N.; CINI, A.; FITZPATRICK, M. E.; IRVING, P. E. Effect of laser shock peening on residual stress and fatigue life of clad 2024 aluminium sheet containing scribe defects. *Materials Science and Engineering A* vol. 548 p.142– 151. 2012.

ECOROLL. *Tool Technology for Metal Surface Improvement: Solutions for a Demand-oriented Surface Quality*. 2015.

EL-AXIR, M. H.; ELKHABEERY, M. M.; OKASHA, M. M. Modeling and Parameter Optimization for Surface Roughness and Residual Stress in Dry Turning Process. *Engineering, Technology & Applied Science Research*. Vol. 7, No. 5. p. 2047-2055. 2017.

ELLYIN, F. *Fatigue Damage, Crack Growth and Life Prediction*, Chapman & Hall. 469 p. 1997.

FOSS, B. J.; GRAY, S.; HARDY, M. C.; STEKOVIC, S.; MCPHAIL, D. S.; SHOLLOCK, B. A. Analysis of shot-peening and residual stress relaxation in the nickel-based superalloy RR1000. *Acta Materialia* Vol. 61 p. 2548–2559. 2013.

GRIEBEL, A. Technical Brief: Fatigue Dimples. *J Fail. Anal. and Preven.* Vol. 9: p.193–196. 2009.

GUO, Y. B.; SAHNI, J. A comparative study of hard turned and cylindrically ground white layers. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*. Vol. 44. p. 135–145. 2004.

HASSANI-GANGARAJ, S. M.; CARBONI, M.; GUAGLIANO, M. Finite element approach toward an advanced understanding of deep rolling induced residual stresses, and an application to railway axles. *Materials & Design* vol. 83. p. 689–703. 2015.

HOFFMANN, K. An Introduction to Measurements using Strain Gages. *Hottinger Baldwin Messtechnik*. 257. p. 1989.

HUANG, X.; LIU, Z.; XIE, H.; Recent Progress in Residual Stress Measurement Techniques. *Acta Mechanica Solida Sinica*, Vol. 26, No. 6, p. 570-583, 2013.

ISO - International Organization for Standardization. ISO 1143:2010 Metallic materials — Rotating bar bending fatigue testing. 2010.

JACOBUS, K.; DEVOR, R. E.; KAPOR, S. G.; PEASCOE, R. A. Predictive Model for the Full Biaxial Surface and Subsurface Residual Stress Profiles from Turning. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Vol. 123. p. 537-546. 2001.

JAVADI, H.; JOMAA, W.; DALGAARD, E.; BROCHU, M.; BOCHER, P. Influence of surface residual stresses on the fatigue life and crack propagation behavior of turned Inconel 718 super-alloy. *MATEC Web Conf. 12th International Fatigue Congress*. Vol. 165. 2018.

JAVIDI, A.; RIEGER, U.; EICHLSEDER, W. The effect of machining on the surface integrity and fatigue life. *International Journal of Fatigue* vol. 30 p. 2050–2055. 2008.

KANDIL, F. A.; LORD, J. D.; FRY, A. T.; GRANT, P. V.; A Review of Residual Stress Measurement Methods - A Guide to Technique Selection. NPL Report MATC (A) 04.42 p. 2001.

KLOCKE, F.; LIERMANN, J. Roller burnishing of hard turned surfaces. *Int. J. Mach. Tools Manuf.* Vol. 38, p. 419–423. 1998.

KLOCKE, F.; SHIROBOKOV, A.; TRAUTH, D.; MATTFELD, P. Deep rolling of fine blanking punch edges. *Int J Mater Form.* vol. 9. p. 489–498. 2016.

LEAL, C. A. A. Efeito dos Parâmetros de Roletamento Sobre a Vida em Fadiga do Aço ABNT 4140 Endurecido. Trabalho apresentado para o exame de qualificação de doutorado em engenharia mecânica. Em 05 de outubro de 2018 Universidade Federal de Minas Gerais. 2018.

LEE, Y.L.; PAN, J ; HATHAWAY, R.; BARKEY, M. *Fatigue testing and analysis: theory and practice.* Butterworth-Heinemann. 417 p. 2005.

LI, J.; ZHOU, J.; FENG, A.; HUANG, S.; MENG, X.; SUN, Y.; SUN, Y.; TIAN, X.; HUANG, Y. Investigation on mechanical properties and microstructural evolution of TC6 titanium alloy subjected to laser peening at cryogenic temperature. *Materials Science & Engineering A* vol. 734 p. 291–298. 2018.

LIAO, Y.; SUSLOV, S.; YE, C.; CHENG, G. J. The mechanisms of thermal engineered laser shock peening for enhanced fatigue performance. *Acta Materialia* vol. 60 p. 4997–5009. 2012.

LIU, W. C.; DONG, J.; ZHANG, P.; KORSUNSKY, A.M.; SONG, X.; DING, W.J. Improvement of fatigue properties by shot peening for Mg–10Gd–3Y alloys under different conditions. *Materials Science and Engineering A.* vol. 528 p. 5935–5944. 2011.

LIU, M.; TAKAGI, J.; TSUKUDA, A. Effect of tool nose radius and tool wear on residual stress distribution in hard turning of bearing steel. *Journal of Materials Processing Technology*. vol. 150. p. 234–241. 2004.

LUND, R. A.; SHEYBANY, S. Fatigue Fracture Appearances. *ASM Handbook Volume 11, Failure Analysis and Prevention*. p. 627-640. 2002.

LUONG, H.; HILL, M. R. The effects of laser peening and shot peening on high cycle fatigue in 7050-T7451 aluminum alloy. *Materials Science and Engineering A* vol.527. p. 699–707. 2010.

MAGALHÃES, F. C.; ABRÃO, A. M.; DENKENA, B.; BREIDENSTEIN, B.; MÖRKE, T. Analytical Modeling of Surface Roughness, Hardness and Residual Stress Induced by Deep Rolling. *Journal of Materials Engineering and Performance*. Vol 26 (2). p. 876 – 884. 2017.

MAJZOBI, G. H.; JOUNEGHANI, F. Z.; KHADEMI, E. Experimental and numerical studies on the effect of deep rolling on bending fretting fatigue resistance of Al7075. *Int J Adv Manuf Technol*. vol. 82 p.2137–2148. 2016.

MAMALIS, A. G.; KUNDRAK, J.; GYANI, K. On the Dry Machining of Steel Surfaces Using Superhard Tools. *Int J Adv Manuf Technol* vol. 19. p. 157–162. 2002.

MATSUMOTO, Y.; HASHIMOTO, F.; LAHOTI, G. Surface Integrity Generated by Precision Hard Turning. *Annals of the CIRP* Vol. 48. p. 59-62. 1999.

MEDDOUR, I.; YALLESE, M. A.; BENSOUILAH, H.; KHELLAF, A.; ELBAH, M. Prediction of surface roughness and cutting forces using RSM, ANN, and NSGA-II in finish turning of AISI 4140 hardened steel with mixed ceramic tool. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* vol.97 p.1931–1949. 2018.

MICRO-MEASUREMENTS. Strain Gages and Instruments: Measurement of Residual Stresses by the Hole-Drilling Strain Gage Method. *Tech Note TN-503*. 2010.

MILELLA, P. P. Fatigue and Corrosion in Metals. Springer. 844 p. 2013.

MITSUBISHI MATERIALS. Turning tolls, rotating tools, tooling solutions. C007A. 2016.

MONDELIN, A.; VALIORGUE, F.; RECH, J.; CORET, M.; FEULVARCH, E. Hybrid model for the prediction of residual stresses induced by 15-5PH steel turning. International Journal of Mechanical Sciences vol.58 p.69–85. 2012.

MUÑOZ-CUBILLOS, J.; CORONADO, J.J.; RODRÍGUEZ, S.A. Deep rolling effect on fatigue behavior of austenitic stainless steels. International Journal of Fatigue vol. 95 p. 120–131. 2017.

NAVAS, V. G.; GONZALO, O.; BENGOETXEA, I.; Effect of cutting parameters in the surface residual stresses generated by turning in AISI 4340 steel. International Journal of Machine Tools & Manufacture vol. 61. p. 48–57. 2012.

NOVOVIC, D. DEWES, R. C.; ASPINWALL, D. K.; VOICE, W.; BOWEN, P. The effect of machined topography and integrity on fatigue life. International Journal of Machine Tools & Manufacture vol.44 125–134. 2004.

OUTEIRO, J. C.; UMBRELLO, D.; M'SAOUBI, R. Experimental and numerical modelling of the residual stresses induced in orthogonal cutting of AISI 316L steel. International Journal of Machine Tools & Manufacture vol.46 p.1786–1794. 2006.

PAWADE, R.S.; JOSHI, S. S.; BRAHMANKAR, P.K. Effect of machining parameters and cutting edge geometry on surface integrity of high-speed turned Inconel 718. International Journal of Machine Tools & Manufacture vol. 48 p.15–28. 2008.

PISTOCHINI, T. E.; HILL, M. R. Effect of laser peening on fatigue performance in 300M steel. Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures vol. 34, p.521–533. 2011.

POULACHON, G.; ALBERT, A.; SCHLURAFF, M.; JAWAHIR, I. S. An experimental investigation of work material microstructure effects on white layer formation in PCBN

hard turning. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*. Vol. 45 p.211–218. 2005.

PRABHU, P. R.; KULKARNI, S. M.; SHARMA, S. S.; JAGANNATH, K.; CHANDRASHEKHAR, B. Deep Cold Rolling Process on AISI 4140 Steel and Optimization of Surface Roughness by Response Surface Methodology. *International Conference on Mechanical, Production and Materials Engineering (ICMPME'2012)*, Bangkok. p. 25-29.2012.

PRABHU, P. R.; KULKARNI, S. M.; SHARMA, S. S.; JAGANNATH, K. Surface Layer Alterations in AISI 4140 Steel From Turn-assisted Deep Cold Rolling Process. *Proceedings of the 2nd International Conference on Current Trends in Engineering and Management ICCTEM -2014* , July. Mysore, Karnataka, India. p. 245-250. 2014.

RAMI, A.; KALLEL, A.; SGHAIER, S.; YOUSSEF, S.; HAMDI, H. Residual stresses computation induced by turning of AISI 4140 steel using 3D simulation based on a mixed approach. *Int J Adv Manuf Technol* vol.91. p. 3833–3850. 2017.

RECH, J.; MOISAN, A. Surface integrity in finish hard turning of case-hardened steels. *International Journal of Machine Tools & Manufacture* vol. 43 p. 543–550. 2003.

REGAZZI, D.; BERETTA, S.; CARBONI, M. An investigation about the influence of deep rolling on fatigue crack growth in railway axles made of a medium strength steel. *Engineering Fracture Mechanics* vol. 131. p. 587–601. 2014.

ROSA, E. *Análise de resistência mecânica (mecânica da fratura e fadiga)*. Universidade Federal de Santa Catarina. 399 p. 2002.

SACHS, N. W. Understanding the Surface Features of Fatigue Fractures: How They Describe the Failure Cause and the Failure History. *Journal of Failure Analysis & Prevention*, Vol. 5, No. 2. p. 11-15. 2005.

SARITHA, P. A Study On Assessment Of Theories For Contact Stress Distribution At Roller- Work Piece Contact In Roller Burnishing. International Journal of Science, Engineering and Technology Research (IJSETR), Vol. 3, Issue 1,p. 100-106. 2014.

SASAHARA, H. The effect on fatigue life of residual stress and surface hardness resulting from different cutting conditions of 0.45%C steel. International Journal of Machine Tools & Manufacture vol.45 p. 131–136. 2005.

SAUVAGE, X.; LE BRETON, J. M.; GUILLET, A.; MEYER, A.; TEILLET, J. Phase transformations in surface layers of machined steels investigated by X-ray diffraction and Mössbauer spectrometry. Materials Science and Engineering A vol. 362. p. 181–186. 2003.

SAYAHI, M.; SGHAIER, S.; BELHADJSALAH, H. Finite element analysis of ball burnishing process: comparisons between numerical results and experiments. Int J Adv Manuf Technol Vol. 67 p.1665–1673. 2013.

SCHIJVE, J. Fatigue of Structures and Materials. 2ed. Editora Springer. 621 p. 2008.

SCHULZE, V. Modern Mechanical Surface Treatment. States, Stability, Effects. Wiley-VCH. 368 p. 2006.

SEEMIKERI, C.Y. ; BRAHMANKAR, P.K.; MAHAGAONKAR, S.B. Investigations on surface integrity of AISI 1045 using LPB tool. Tribology International vol.41 p.724–734. 2008.

SHARMAN, A. R. C.; HUGHES, J. I.; RIDGWAY, K. The effect of tool nose radius on surface integrity and residual stresses when turning Inconel 718. Journal of Materials Processing Technology Vol. 216 p.123–132. 2015.

SINGH, G.; CORTINA, M.; MILLWATER, H.; CLAUER, A. Probabilistic sensitivity analysis of a laser peening fatigue life enhancement process. International Journal of Structural Integrity. Vol. 3 No. 3. p. 210-235. 2012.

SOADY, K. A.; MELLOR, B. G.; SHACKLETON, J.; MORRIS, A.; REED, P. A. S. The effect of shot peening on notched low cycle fatigue. *Materials Science and Engineering A* vol.528. p. 8579– 8588. 2011.

SONG, X.; LIU, W.C; BELNOUE, J.P.;DONG, J.; WU, G.H.; DING, W.J.; KIMBER, S.A.J.; BUSLAPS, T.; LUNT, A.J.G.; KORSUNSKY, A.M. An eigenstrain-based finite element model and the evolution of shot peening residual stresses during fatigue of GW103 magnesium alloy. *International Journal of Fatigue* vol. 42 p. 284–295. 2012.

UEMATSU, Y.; KAKIUCHI, T.; TOKAJI, K.; NISHIGAKI, K.; OGASAWARA, M. Effects of shot peening on fatigue behavior in high speed steel and cast iron with spheroidal vanadium carbides dispersed within martensitic-matrix microstructure. *Materials. Science & Engineering A* vol. 561 p.386–393. 2013.

VALIORGUE, F.; RECH, J.; HAMDI, H.; GILLES, P.; BERGHEAU, J. M. 3D modeling of residual stresses induced in finish turning of an AISI 304L stainless steel. *International Journal of Machine Tools & Manufacture* vol.53 p.77–90. 2012.

VISHAY PRECISION GROUP. Milling Guide for Residual Stress Measurement. 2014. Disponível em <http://www.vishaypg.com/docs/11304/rs200.pdf> . Acesso em 04 de outubro de 2018.

WEBSTER, G.A.; EZEILO, A.N. Residual stress distributions and their influence on fatigue lifetimes. *International Journal of Fatigue*. vol. 23 p. S375–S383. 2001.

WHITEHOUSE, D. Surfaces and their Measurement. Hermes Penton Science. 395 p. 2002.

WIESNER, C. Residual Stresses after Orthogonal Machining of AISI 304: Numerical Calculation of the Thermal Component and Comparison with Experimental Results. *Metallurgical Transactions A*, volume 23a, p. 989-996. 1992.

WITHERS, P. J.; BHADESHIA, K. D. H. Residual stress Part 1 – Measurement techniques. *Materials Science and Technology*. Vol. 17 p. 355-365. 2001.

WITHERS, P. J. Residual stress and its role in failure. Rep. Prog. Phys. Vol. 70. p. 2211–2264. 2007.

YAO, C.; LIN, J.; WU, D.; REN, J. Surface integrity and fatigue behavior when turning γ -TiAl alloy with optimized PVD-coated carbide inserts. Chinese Journal of Aeronautics, vol. 31(4). p. 826–836. 2018

YU, S.; LIU, D.; ZHANG, X.; DU, D.; Effects of combined plasma chromizing and shot peening on the fatigue properties of a Ti6Al4V alloy. Applied Surface Science vol. 353 p. 995–1002. 2015.

ZAMMIT, A.; MHAEDE, M.; GRECH, M.; ABELA, S.; WAGNER, L. Influence of shot peening on the fatigue life of Cu–Ni austempered ductile iron. Materials Science and Engineering A. vol. 545 p.78– 85. 2012.

ZHOU, J.; LI, J.; HUANG, S.; SHENG, J.; MENG, X.; SUN, Q.; SUN, Y.; XU, G.; SUN, Y.; LI, H. Influence of cryogenic treatment prior to laser peening on mechanical properties and microstructural characteristics of TC6 titanium alloy. Materials Science & Engineering A Vol. 718 p. 207–215. 2018.

APÊNDICES

Apêndice A

Tabela A.1: Tabela do planejamento fatorial

StdOrder	RunOrder	PtType	Blocks	Velocidade [m/min]	Avanço [mm/rev]	Profundidade [mm]	Roletamento
18	1	1	1	30	0,2	0,5	Não
15	2	1	1	45	0,3	1	Sim
29	3	1	1	45	0,3	0,5	Sim
6	4	1	1	30	0,3	0,5	Não
43	5	1	1	45	0,2	1	Sim
12	6	1	1	45	0,2	1	Não
44	7	1	1	45	0,2	1	Não
30	8	1	1	45	0,3	0,5	Não
14	9	1	1	45	0,3	0,5	Não
11	10	1	1	45	0,2	1	Sim
46	11	1	1	45	0,3	0,5	Não
2	12	1	1	30	0,2	0,5	Não
1	13	1	1	30	0,2	0,5	Sim
23	14	1	1	30	0,3	1	Sim
17	15	1	1	30	0,2	0,5	Sim
10	16	1	1	45	0,2	0,5	Não
4	17	1	1	30	0,2	1	Não
28	18	1	1	45	0,2	1	Não
33	19	1	1	30	0,2	0,5	Sim
8	20	1	1	30	0,3	1	Não
47	21	1	1	45	0,3	1	Sim
19	22	1	1	30	0,2	1	Sim
13	23	1	1	45	0,3	0,5	Sim
48	24	1	1	45	0,3	1	Não
35	25	1	1	30	0,2	1	Sim
41	26	1	1	45	0,2	0,5	Sim
27	27	1	1	45	0,2	1	Sim
31	28	1	1	45	0,3	1	Sim
45	29	1	1	45	0,3	0,5	Sim
39	30	1	1	30	0,3	1	Sim
20	31	1	1	30	0,2	1	Não
22	32	1	1	30	0,3	0,5	Não
25	33	1	1	45	0,2	0,5	Sim
40	34	1	1	30	0,3	1	Não
37	35	1	1	30	0,3	0,5	Sim
26	36	1	1	45	0,2	0,5	Não
21	37	1	1	30	0,3	0,5	Sim
36	38	1	1	30	0,2	1	Não
24	39	1	1	30	0,3	1	Não
42	40	1	1	45	0,2	0,5	Não
38	41	1	1	30	0,3	0,5	Não
3	42	1	1	30	0,2	1	Sim
5	43	1	1	30	0,3	0,5	Sim
7	44	1	1	30	0,3	1	Sim
32	45	1	1	45	0,3	1	Não
9	46	1	1	45	0,2	0,5	Sim
16	47	1	1	45	0,3	1	Não
34	48	1	1	30	0,2	0,5	Não

Tabela A.2: Valores medidos para todos os corpos de prova

StdOrder	RunOrder	Vida	Ra [μm]	Rt [μm]	Rq [μm]	Rz [μm]	Rpk [μm]	Rk [μm]	Rvk [μm]
18	1	49500	1,88	12,5	2,24	8,87	3,08	5,21	1,69
15	2	67600	0,165	1,78	0,204	1,01	0,258	0,522	0,171
29	3	98600	0,126	1,08	0,155	0,833	0,147	0,399	0,164
6	4	54000	4,26	20,2	5,08	20,2	7,52	9,94	0,455
43	5	57500	0,141	2,17	0,188	1,18	0,264	0,427	0,201
12	6	54300	2,58	17,9	3,19	17,9	3,84	6,12	3,4
44	7	46600	2,44	14,6	2,97	14,6	3,34	6,93	2,91
30	8	36400	4,24	23,9	5,23	23,5	5,42	14,3	1,535
14	9	35300	4,79	21,1	5,57	21,1	6,61	12,5	1,18
11	10	64400	0,125	1,2	0,157	0,867	0,163	0,389	0,158
46	11	40600	5	23,9	5,87	23,9	7,55	12,3	2,25
2	12	39700	2,33	12,9	2,77	11,9	3,25	6,58	1,36
1	13	61100	0,146	1,27	0,177	0,879	0,194	0,47	0,176
23	14	55400	0,3	2,99	0,376	1,68	0,443	0,809	0,725
17	15	63500	0,142	1,42	0,183	1,04	0,222	0,445	0,213
10	16	45600	2,28	14,4	2,78	14,4	3,28	6,77	1,62
4	17	39500	2,42	14,2	2,97	14,2	3,43	7,2	1,89
28	18	44200	2,38	14	2,89	14	2,99	7,02	1,58
33	19	50400	0,134	1,79	0,17	0,981	0,191	0,392	0,329
8	20	41900	5	26,4	6,12	26,4	4,66	17,1	2,42
47	21	93900	0,132	1,63	0,167	0,928	0,152	0,41	0,214
19	22	70700	0,102	1	0,128	0,761	0,125	0,327	0,125
13	23	78800	0,124	1,32	0,155	0,828	0,223	0,364	0,19
48	24	34500	5,85	30,1	6,94	30,1	7,91	15,1	1,55
35	25	42300	0,15	1,7	0,192	1,07	0,185	0,459	0,304
41	26	47900	0,0965	0,859	0,121	0,691	0,108	0,308	0,118
27	27	61000	0,122	2,1	0,155	0,933	0,183	0,363	0,179
31	28	56900	0,131	1,36	0,168	0,925	0,136	0,406	0,258
45	29	82300	0,179	1,85	0,221	1,12	0,199	0,574	0,296
39	30	93200	0,159	1,33	0,194	0,946	0,205	0,506	0,175
20	31	54600	2,54	15,1	3,04	15,1	3,08	7,08	2,46
22	32	43500	4,95	22,6	5,77	22,6	7,58	11,8	1,64
25	33	62300	0,148	1,37	0,181	0,935	0,182	0,474	0,192
40	34	41800	5,15	25,4	5,9	24,3	6,63	13,7	2,19
37	35	68300	0,133	1,55	0,167	0,968	0,179	0,422	0,173
26	36	38500	2,33	13,2	2,8	13,2	2	7,6	1,95
21	37	65300	0,217	2,75	0,277	1,43	0,187	0,641	0,385
36	38	30400	2,35	16,4	2,95	16,4	2,83	5,72	3,63
24	39	43600	6,65	38	8,18	38	5,97	19,4	2,31
42	40	45900	1,82	10,3	2,16	8,26	2,94	5,25	0,671
38	41	33900	4,42	21,3	5,15	20,3	7,14	10,8	1,31
3	42	86400	0,127	1,18	0,159	0,845	0,149	0,381	0,189
5	43	83500	0,192	2,63	0,252	1,38	0,307	0,495	0,586
7	44	73600	0,15	1,28	0,187	0,932	0,167	0,457	0,236
32	45	29800	4,8	24	5,7	24	6,66	12,5	1,68
9	46	55100	0,122	1,47	0,153	0,892	0,15	0,381	0,173
16	47	26300	4,76	21,3	5,55	21,3	7,44	9,91	0,918
34	48	31400	2,72	14,8	3,3	14,8	3,04	8,12	1,94

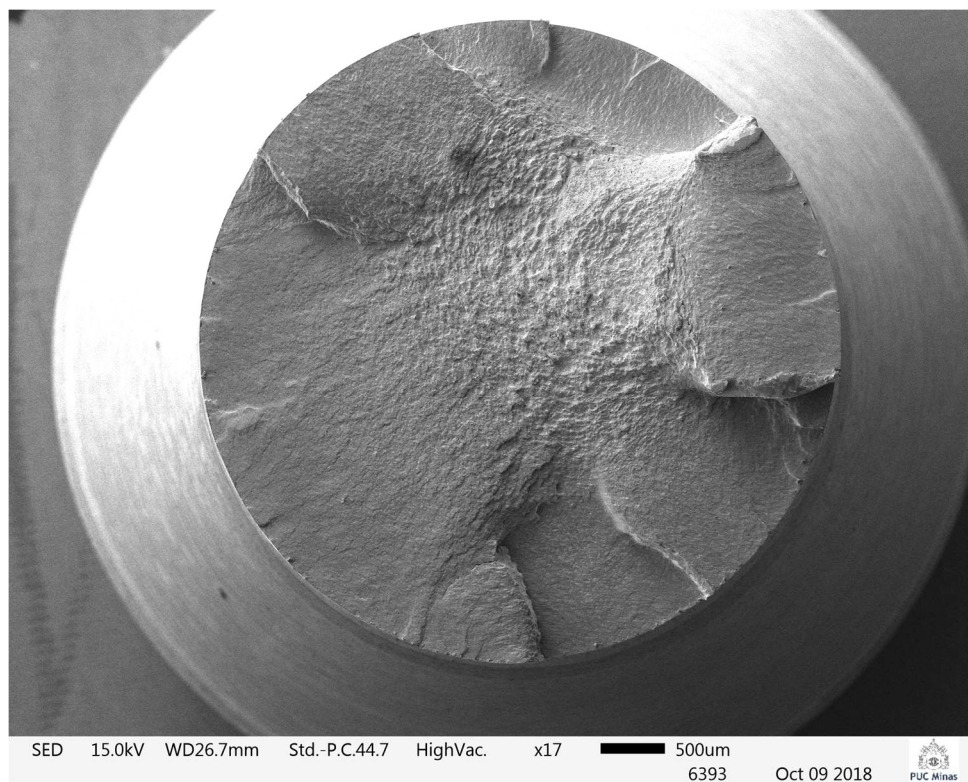
Apêndice B

Figura B.0.1: Fratura para amostra apenas torneada ($V_c = 30$ m/min, $f = 0,3$ mm/rev, $a_p = 0,5$ mm)

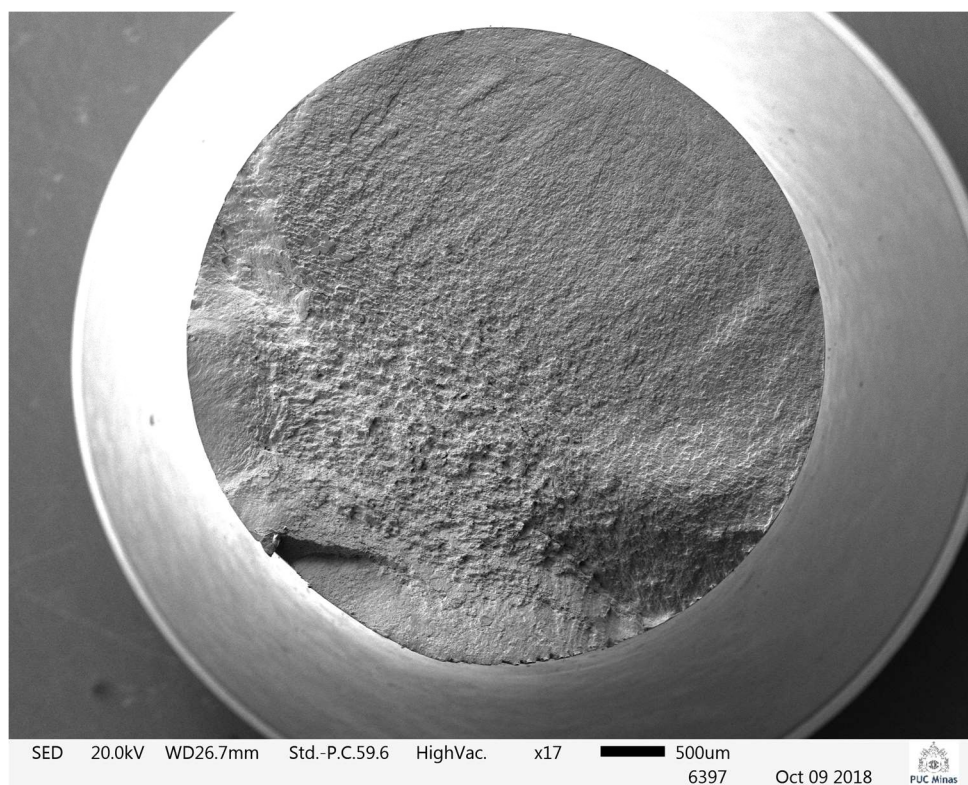


Figura B.0.2: Fratura para amostra roleteada ($V_c = 30$ m/min, $f = 0,3$ mm/rev, $a_p = 0,5$ mm)

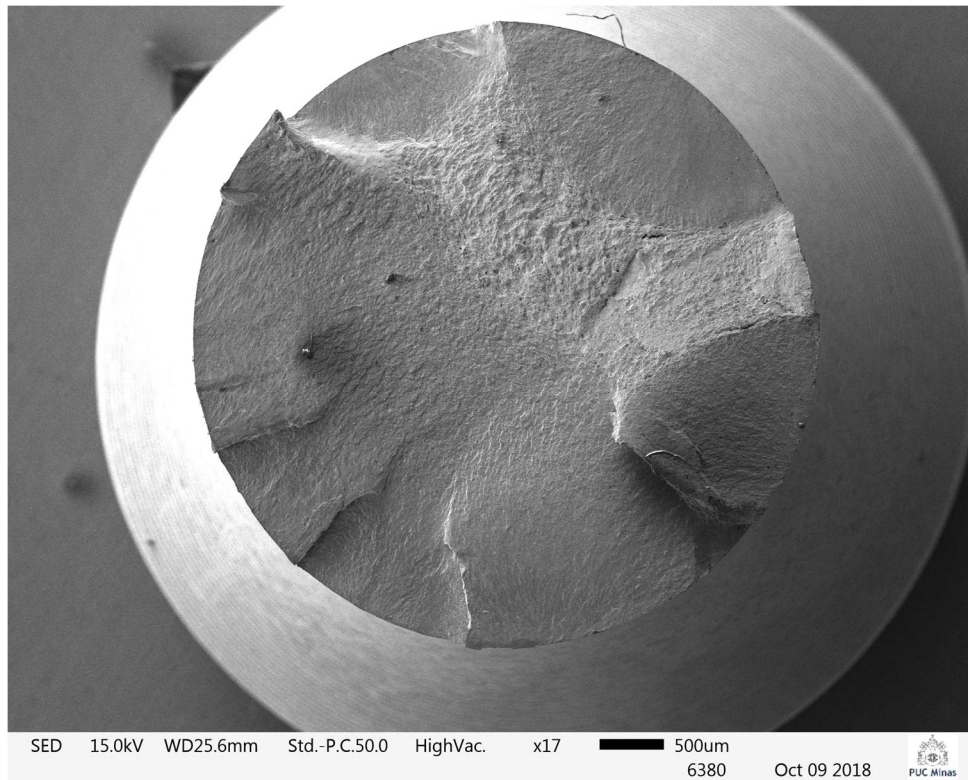


Figura B.0.3: Fratura para amostra apenas torneada ($V_c = 45$ m/min, $f = 0,2$ mm/rev, $a_p = 0,5$ mm)

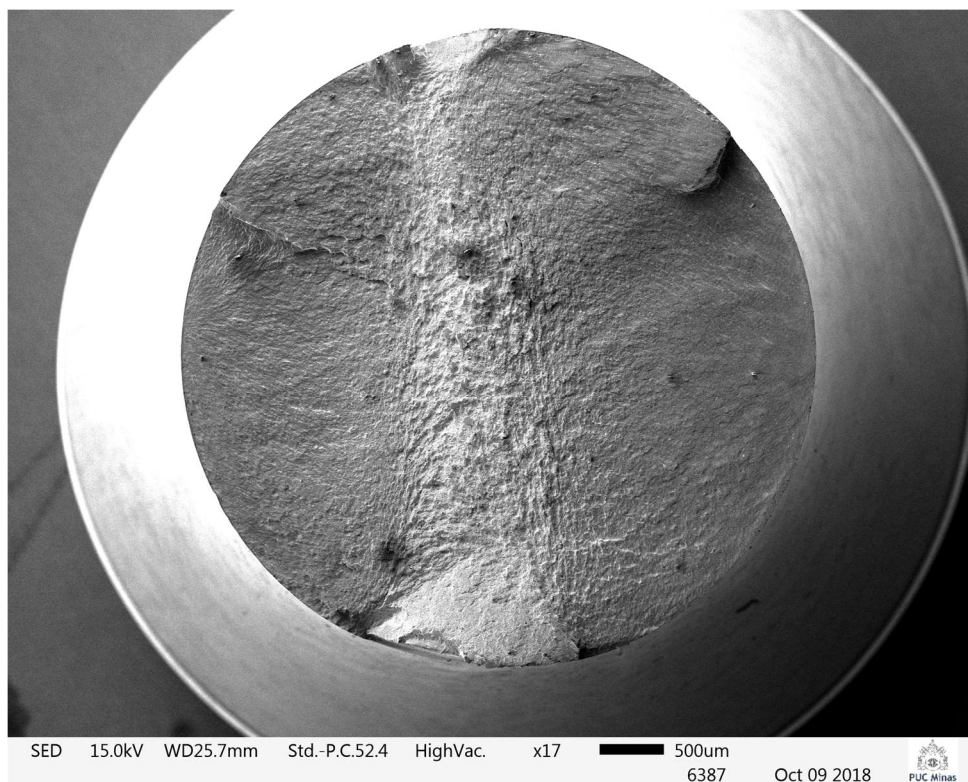


Figura B.0.4: Fratura para amostra roleteada ($V_c = 45$ m/min, $f = 0,2$ mm/rev, $a_p = 0,5$ mm)

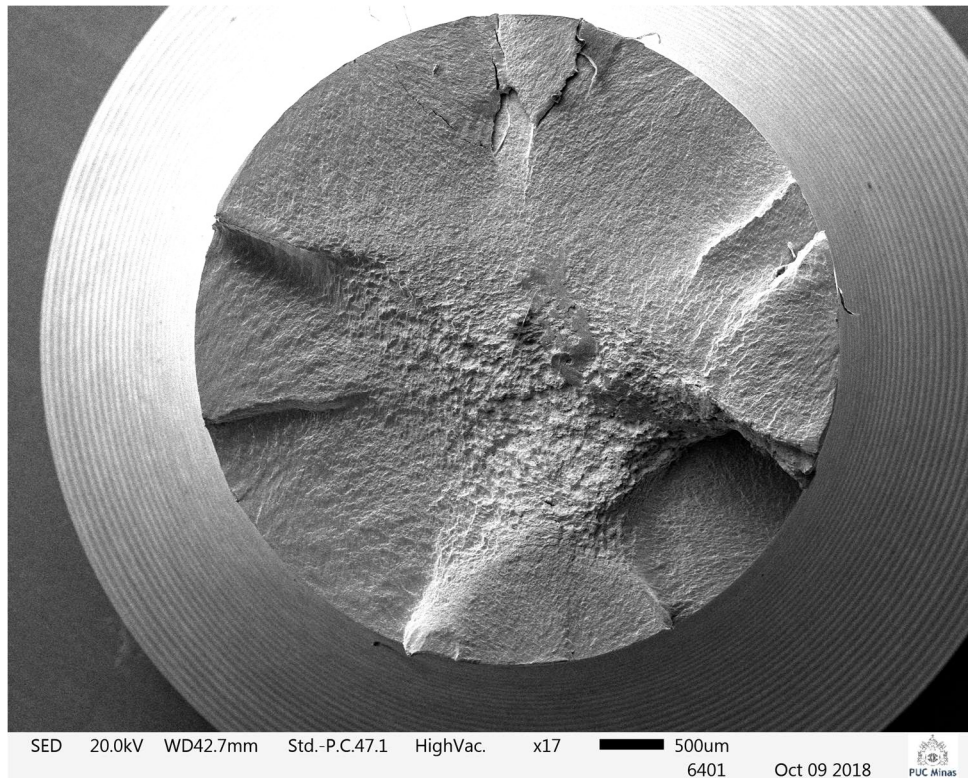


Figura B.0.5: Fratura para amostra apenas torneada ($V_c = 30$ m/min, $f = 0,3$ mm/rev, $a_p = 0,5$ mm)

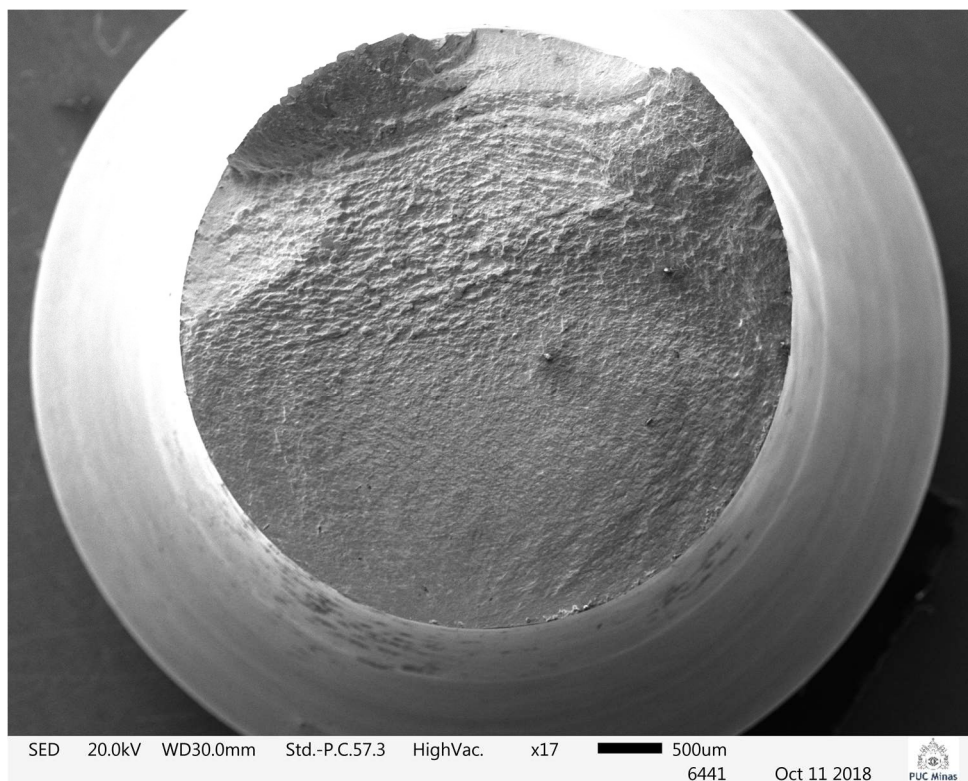


Figura B.0.6: Fratura para amostra roleteada ($V_c = 30$ m/min, $f = 0,3$ mm/rev, $a_p = 0,5$ mm)

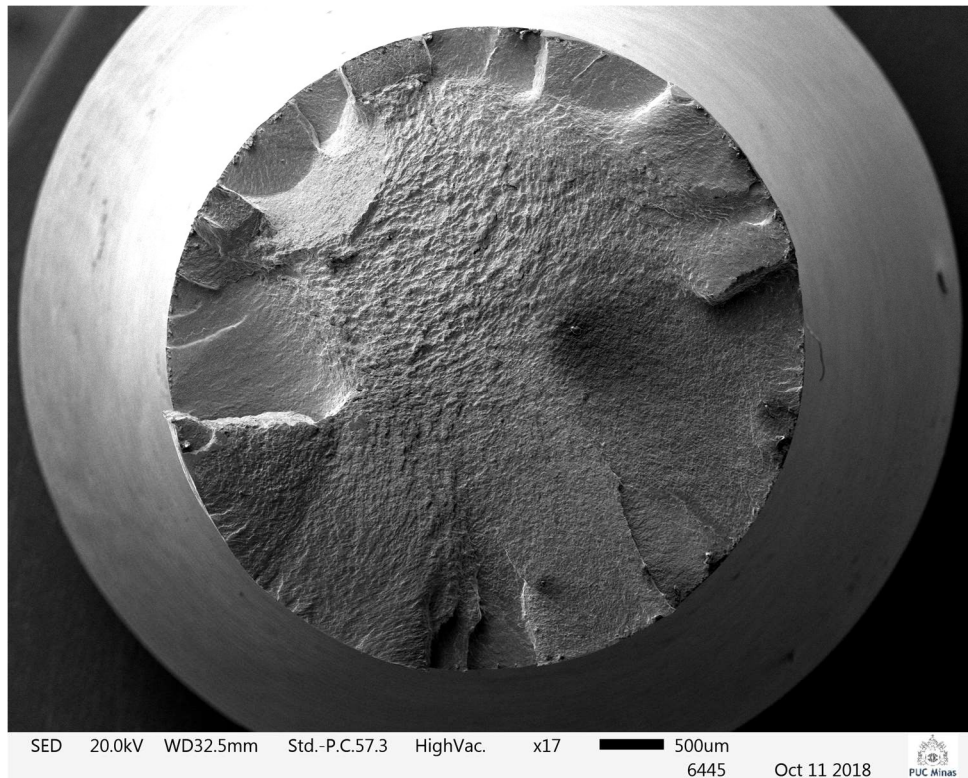


Figura B.0.7: Fratura para amostra apenas torneada ($V_c = 30$ m/min, $f = 0,2$ mm/rev, $a_p = 1,0$ mm)

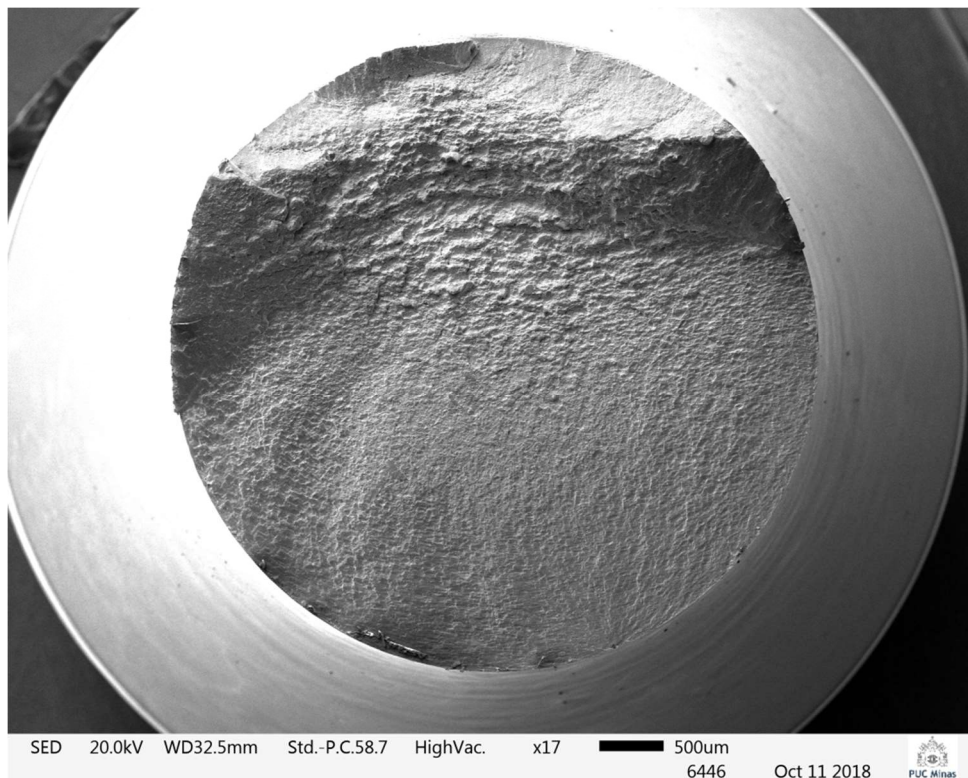


Figura B.0.8: Fratura para amostra roleteada ($V_c = 30$ m/min, $f = 0,2$ mm/rev, $a_p = 1,0$ mm)

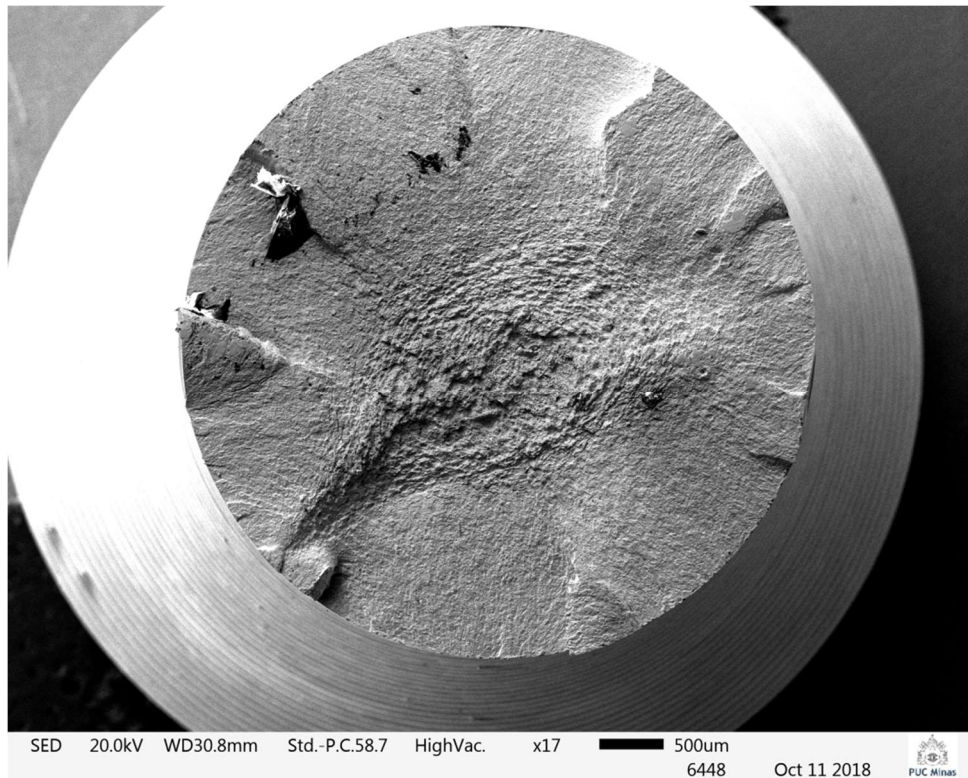


Figura B.0.9: Fratura para amostra apenas torneada ($V_c = 45$ m/min, $f = 0,3$ mm/rev, $a_p = 1,0$ mm)

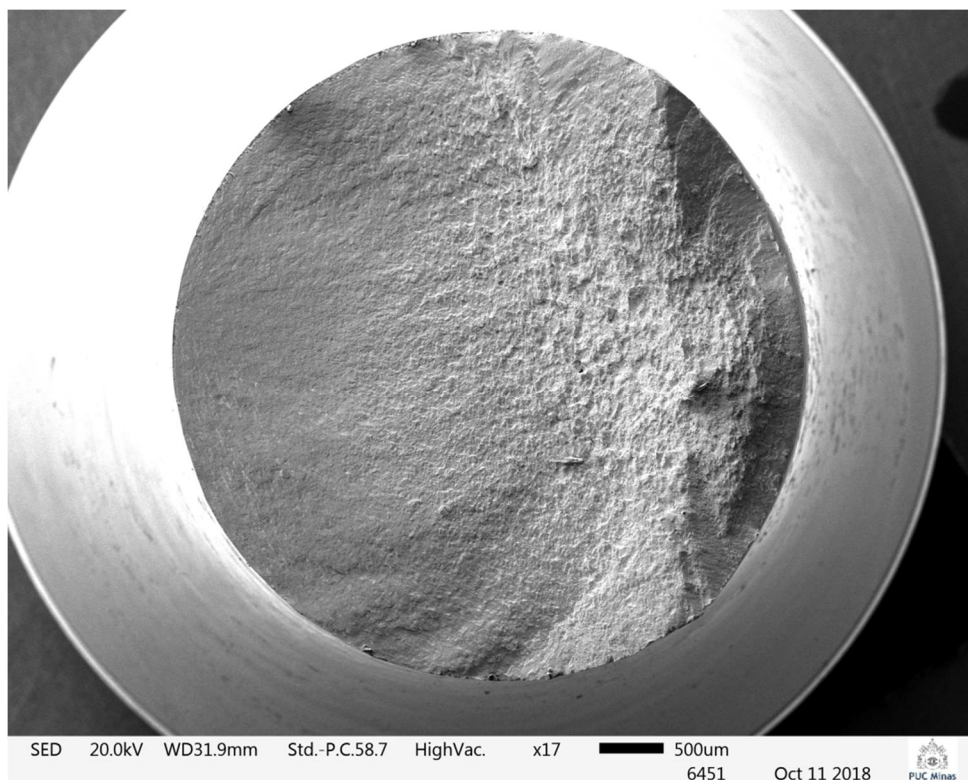


Figura B.0.10: Fratura para amostra roleteada ($V_c = 45$ m/min, $f = 0,3$ mm/rev, $a_p = 1,0$ mm)