



Tiago Manuel Oliveira Bancaleiro

Licenciado em Ciências de Engenharia Mecânica

Influência dos Defeitos de Fabrico na Integridade Estrutural de uma Engrenagem

Dissertação para obtenção do Grau de Mestre em Engenharia
Mecânica

Orientadora: Professora Doutora Teresa Leonor Ribeiro Cardoso
Martins Morgado, Professora Auxiliar, FCT-UNL

Co-orientador: Mestre Engenheiro David Figueiredo Neves Braga,
SEW-Eurodrive

Júri:

Presidente: Prof. Doutora Carla Maria Moreira Machado

Arguente: Prof. Doutor José Filipe Castanheira Pereira Antunes Simões

Vogal: Prof. Doutora Teresa Leonor Ribeiro Cardoso Martins Morgado



FACULDADE DE
CIÊNCIAS E TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE NOVA DE LISBOA

Setembro 2018

Influência dos defeitos de fabrico na integridade estrutural de uma engrenagem

Copyright © 2018 Tiago Manuel Oliveira Bancaleiro

Faculdade de Ciências e Tecnologia e Universidade Nova de Lisboa

A Faculdade de Ciências e Tecnologia e a Universidade Nova de Lisboa têm o direito, perpétuo e sem limites geográficos, de arquivar e publicar esta dissertação através de exemplares impressos reproduzidos em papel ou de forma digital, ou por qualquer outro meio conhecido ou que venha a ser inventado, e de a divulgar através de repositórios científicos e de admitir a sua cópia e distribuição com objetivos educacionais ou de investigação, não comerciais, desde que seja dado crédito ao autor e editor.

AGRADECIMENTOS

À minha orientadora, Professora Doutora Teresa Leonor Ribeiro Cardoso Martins Morgado, pela orientação e por todo o apoio, disponibilidade e empenho para que estivessem sempre reunidas todas as condições para a elaboração da dissertação.

Ao Eng. David Figueiredo Neves Braga da SEW-Eurodrive Portugal, pela disponibilização das engrenagens para estudo e da visita às instalações da empresa partilhando conhecimento técnico sobre o processo de assemblagem e de manutenção e reparação de redutores e moto-redutores.

Ao Professor Doutor José Filipe Castanheira Pereira Antunes Simões pela indispensável ajuda na maquinação dos provetes, disponibilizando o torno CNC e pela total disponibilidade e empenho demonstrados durante todo o processo.

Ao Professor Doutor António Mário Pereira, pela indispensável disponibilização do equipamento servo-hidráulico e pela total disponibilidade e empenho durante todo o processo de realização dos ensaios de fadiga.

Ao Professor Doutor Jorge Joaquim Pamies Teixeira pela ajuda essencial na produção da célula de carga e desenvolvimento do programa de aquisição de dados para o ensaio de desgaste e pela total disponibilidade e partilha de conhecimento relacionado com atrito, desgaste e maquinação.

Ao Sr. António Campos e Sr. Paulo Magalhães, técnicos dos Laboratórios de Processamento Mecânico de Materiais, Processamento Térmico de Materiais e Caracterização de Materiais, toda a ajuda que me deram durante a realização da parte experimental da minha dissertação.

À Professora Doutora Carla Maria Moreira Machado pela disponibilidade e pela partilha de conhecimento e aconselhamento relativamente à maquinação.

Ao Mestre Valdemar Duarte e ao meu colega de curso Mestre Tiago Rodrigues pela ajuda no contacto com o equipamento de ensaios de tensão e de fadiga e pela partilha de conhecimento.

Ao Professor Doutor Alexandre José da Costa Velhinho a disponibilidade para o auxílio com o microscópio ótico invertido do Laboratório de Microscopia Ótica do CENIMAT, para a realização de análise e contagem de defeitos.

Aos meus amigos através do percurso académico, Carlos Sarmiento, Carlos Guimarães, Pedro Oliveira, Rafael Rodrigues, Filipe Raposo, Paulo Teixeira, Rui Cabral, pelo acompanhamento ao longo de todo o processo de elaboração da dissertação, pelo constante apoio, conselhos, partilha de conhecimentos e amizade demonstrada.

Aos meus amigos, Inês Rouquinho, Sofia Silvestre, David Soares, José Gonçalves, Jéssica Castanho, Marlene Sequeira, Davidson Andrade, Bruno Ribeiro, pelo apoio, motivação e sessões de psicologia nos momentos menos bons.

Ao João Carvalho, à Sara Gouveia e também ao pequeno John, embora longe sempre foram uma fonte de apoio e motivação.

Ao meu amigo de infância, João Correia, que sempre foi como um irmão, pelo apoio constante e incondicional e constante disponibilidade para partilhar ideias a nível técnico.

Aos meus avós, à Waldirene, ao Rui, aos meus tios, à Luciana e aos meus padrinhos Vitor e Manuela, pela constante preocupação e motivação ao longo de todo o percurso académico.

Aos meus primos, António e Flávio, além da revisão ao texto não técnico da dissertação, por todo o apoio, inspiração e motivação. Espero desiludir a sua previsão e terminar a dissertação antes dos 60 anos.

À minha mãe e à minha irmã Catarina pelo apoio, pelo carinho e confiança que transmitiram e pelo escape ao stress durante estes últimos meses.

Ao meu pai, por todo o esforço, apoio incondicional, confiança e demonstração de humildade. Foi como um exemplo de perseverança e ética laboral, sendo uma fonte de inspiração.

À minha irmã Raquel, pelo apoio, confiança, motivação incondicionais e pela constante necessidade de atenção permitindo aliviar o stress e manter o foco e discernimento.

Por fim, queria ainda agradecer de um modo geral a todos aqueles com que me cruzei durante esta caminhada, mesmo não tendo referindo o nome, e que de uma maneira ou de outra contribuíram para facilitar e melhorar este percurso.

RESUMO

Esta dissertação tem como objetivo o estudo da influência dos defeitos intrínsecos ao processo de fabrico na integridade estrutural de uma engrenagem. O material da engrenagem tem como designação DIN 16MnCr5. Para tais efeitos foi necessário proceder à produção de: provetes normalizados de acordo com a norma *E8/E8M-13a: Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials*, recorrendo à maquinação por torno CNC; amostras para ensaios de microdureza, segunda a norma *ASTM E384-16: Standard Test Method for Knoop and Vickers Hardness of Materials*; e amostras para os ensaios de desgaste segundo a norma *ASTM G99-95a: Standard Test Method for Wear Testing with a Pin-on-Disk Apparatus*. Após o fabrico dos provetes e amostras foram realizados os ensaios de tração uniaxial, de fadiga, de desgaste e de microdureza. Adicionalmente foi ainda realizada uma análise dos defeitos, intrínsecos ao processo de fabrico, nomeadamente fundição e laminagem a frio, existentes no material em estudo DIN 16MnCr5.

A realização dos ensaios de tração uniaxial permitiu caracterizar mecanicamente o material em estudo, apresentando as curvas de tensão-extensão e a valores de tensão de cedência, de rotura e respetivas extensões, do módulo de Young, da extensão após fratura e redução de área/coeficiente de estrição. Adicionalmente foi ainda obtida a equação que traduz o comportamento do material na sua região de deformação plástica uniforme.

Através dos ensaios de fadiga foi ainda possível obter a curva *S-N* (tensão-número de ciclos à fadiga), através da definição de 5 patamares de tensão máxima, determinando a equação que representa a referida curva.

Com os dados recolhidos pelos ensaios de microdureza e pela análise dos defeitos de fabrico, foram aplicados modelos de previsão de tensão limite de fadiga do material. Posteriormente, os dados obtidos pela aplicação dos modelos foram comparados com os resultados dos ensaios de fadiga, procedendo ainda ao ajuste dos modelos aplicados por forma a refletirem o comportamento evidenciado pelos ensaios de fadiga.

Finalmente foram realizados ensaios de desgaste de forma a avaliar as taxas de desgaste em função dos carregamentos aplicados ao material em serviço, bem como a evolução do coeficiente de atrito desenvolvido entre as superfícies de contacto.

Com a presente dissertação é ainda proposto um modelo de previsão de tensão limite de fadiga do material DIN 16MnCr5 CD.

Palavras-Chave:

Engrenagens; Fadiga; Fundição; Integridade Estrutural; Laminagem a Frio; Maquinação

ABSTRACT

This dissertation aims to study the influence of manufacturing defects on the structural integrity of a gear. The gear material is DIN 16MnCr5. For this purpose it was necessary to produce: standard test specimens according to *E8 / E8M-13a: Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials*, using CNC lathe machining; samples for microhardness tests, according to *ASTM E384-16: Standard Test Method for Knoop and Vickers Hardness of Materials*; and samples for the wear tests according to *ASTM G99-95a: Standard Test Method for Wear Testing with a Pin-on-Disk Apparatus*. After the manufacture of the test specimens and samples the tests of uniaxial traction, fatigue, wear and microhardness were carried out. Additionally, an analysis of the manufacturing defects, namely casting and cold drawn, was performed in the DIN 16MnCr5 study material.

The uniaxial traction tests allowed to characterize mechanically the material under study, presenting the stress-strain curves and values of yield and ultimate strengths, and respective strains, Young's modulus, strain after fracture and reduction of area/coefficient of constraint. In addition, the equation that translates the behaviour of the material in its uniform plastic strain region was also obtained.

Through the fatigue tests it was also possible to obtain the *S-N* curve (stress-number of cycles to fatigue), by defining 5 maximum stress levels, determining the equation that represents said curve.

With the data collected by the microhardness tests and by the analysis of manufacturing defects, fatigue limit stress prediction models were applied. Subsequently, the data obtained by the application of the models was compared with the results of the fatigue tests, and the adjustment of the applied models was carried out to reflect the behaviour evidenced by the fatigue tests.

Finally wear tests were carried out in order to evaluate the wear rates as a function of the loads applied to the material in service, as well as the evolution of the coefficient of friction developed between the contact surfaces.

With the present dissertation a fatigue limit stress prediction model of the DIN 16MnCr5 CD material is also proposed.

Keywords:

Defects; Fatigue; Friction; Lathe; Gears; Machinig; Manufacturing; Traction; Wear

Índice

ÍNDICE TABELAS	IX
ÍNDICE DE FIGURAS	X
NOMENCLATURA	XIII
1. INTRODUÇÃO	1
1.1. MOTIVAÇÃO	1
1.2. OBJETIVOS	1
1.3. ESTRUTURA	1
2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	3
2.1. ENGRENAGENS	3
2.1.1. CARACTERÍSTICAS DE ENGRENAGENS	3
2.1.2. PROCESSO DE FABRICO	5
2.1.3. MODOS DE FALHA	7
2.2. DESGASTE	7
2.2.1. ENSAIO DESGASTE <i>PIN-ON-DISC APPARATUS</i>	10
2.3. FADIGA	11
2.3.1. FENÓMENO DE FADIGA	11
2.3.2. CICLOS DE FADIGA	13
2.3.3. ENSAIO DE FADIGA	15
2.3.4. FADIGA OLIGOCÍCLICA	17
2.3.5. FADIGA PROBABILÍSTICA	18
2.4. MAQUINAÇÃO DE PROVETES	21
2.5. ENSAIOS	23
2.5.1. MICRO-INDENTAÇÃO DE VICKERS	23
2.5.2. TRAÇÃO UNIAXIAL	25
3. PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL	29
3.1. PRODUÇÃO DE PROVETES	29
3.1.1. DIMENSIONAMENTO DE PROVETES	29
3.1.2. PARÂMETROS E CÓDIGOS DE CORTE	30
3.2. ENSAIOS DE MICRO-INDENTAÇÃO DE VICKERS	38
3.2.1. PREPARAÇÃO DE AMOSTRAS	38
3.2.2. PROCEDIMENTO	40
3.2.3. TRATAMENTO DE DADOS	41
3.3. ENSAIOS DE TRAÇÃO UNIAXIAL	43
3.4. ANÁLISE DE DEFEITOS DE FABRICO	45

3.5.	ENSAIOS DE FADIGA	46
3.5.1.	DESCRIÇÃO DO ENSAIO	46
3.5.2.	CORREÇÃO DO MODELO DE PREVISÃO	47
3.6.	ENSAIOS DESGASTE	47
3.6.1.	PRODUÇÃO DE CÉLULA DE CARGA	47
3.6.2.	CALIBRAÇÃO DA CÉLULA DE CARGA	50
3.6.3.	ENSAIO DESGASTE <i>PIN-ON-DISC APPARATUS</i>	51
4.	RESULTADOS	53
4.1.	ENSAIOS DE MICRO-INDENTAÇÃO VICKERS	53
4.2.	ENSAIOS DE TRAÇÃO UNIAXIAL	55
4.3.	ANÁLISE DE DEFEITOS	65
4.4.	ENSAIOS DE FADIGA	66
4.4.1.	OBTENÇÃO DA CURVA <i>S-N</i> E CORREÇÃO DOS MODELOS	66
4.5.	ENSAIOS DE DESGASTE.....	69
5.	CONCLUSÕES.....	73
6.	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	75
	ANEXO A.....	79
	ANEXO B.....	83
	ANEXO C.....	87
	ANEXO D.....	91
	ANEXO E.....	99
	ANEXO F	101

Índice Tabelas

Tabela 3. 1 - Composição química DIN 16MnCr5	29
Tabela 3. 2 - Parâmetros de corte testados e rugosidade média correspondente	33
Tabela 3. 3 - Cálculos relativos aos parâmetros de corte.....	33
Tabela 3. 4 - Comparação de rugosidade média com e sem ponto rotativo.....	34
Tabela 3. 5 - Dados relativos ao controlo do diâmetro de prova e rugosidade média do provete P _i	36
Tabela 3. 6 - Dados relativos ao controlo do diâmetro de prova e rugosidade média do provete P _i (continuação).....	37
Tabela 3. 7 - Dados relativos ao controlo do diâmetro de prova e rugosidade média do provete P _i utilizando as pastilhas de ref. DCMT 11T308E-FF.....	37
Tabela 3. 8 - Dados <i>input</i> para ensaios de fadiga	46
Tabela 4. 1 - Resultados de dureza da amostra 6.....	53
Tabela 4. 2 - Resultados de dureza da amostra 15.....	53
Tabela 4. 3 - Resultados de dureza da amostra 55.....	54
Tabela 4. 4 - Resultados de dureza da amostra 58.....	54
Tabela 4. 5 - Resultados de dureza da amostra 59.....	54
Tabela 4. 6 - Resultados de dureza da amostra 60.....	55
Tabela 4. 7 - Propriedades mecânicas do provete P ₁	56
Tabela 4. 8 - Propriedades mecânicas do provete P ₃	57
Tabela 4. 9 - Propriedades mecânicas do provete P ₅	58
Tabela 4. 10 - Propriedades mecânicas do provete P ₉	59
Tabela 4. 11 - Propriedades mecânicas do provete P ₁₀	60
Tabela 4. 12 - Propriedades mecânicas do provete P ₁₁	61
Tabela 4. 13 - Propriedades mecânicas do provete P ₁₂	62
Tabela 4. 14 - Propriedades mecânicas do provete P ₁₃	63
Tabela 4. 15 - Médias das propriedades mecânicas dos provetes.....	64
Tabela 4. 16 - Valores de extensão final e de redução de área	64
Tabela 4. 17 - Resultados dos ensaios de fadiga	67
Tabela 4. 18 - Valores de tensão limite de fadiga segundo os modelos existentes	68

Índice de Figuras

Figura 2. 1 - a) Engrenagem cilíndrica dentes retos b) Engrenagem cilíndrica dentes helicoidais c) engrenagem cónica d) Engrenagem Sem-fim [2]	3
Figura 2. 2 - Geometria do dente [2]	4
Figura 2. 3 - Geometria de Engrenamento [2]	4
Figura 2. 4 - Forças no dente de uma engrenagem [2]	5
Figura 2. 5 - Exemplo de modelos de fundição em madeira, cedidas por cortesia da MDF, Lda.	5
Figura 2. 6 - a) <i>gear hobbing</i> b) <i>gear milling</i> [4]	6
Figura 2. 7 - Exemplo de falha olho de peixe a) inclusão [7] b) esquema de olho de peixe [8]	6
Figura 2. 8 - Exemplo rotura na raiz do dente [16].....	7
Figura 2. 9 - Classificação de consequências “patológicas” do desgaste [13].....	8
Figura 2. 10 - Exemplo de <i>Pitting</i> no flanco do dente [15]	9
Figura 2. 11 – Amostras ensaio <i>Pin-on-Disk Apparatus</i> [17].....	10
Figura 2. 12 – Esquema de ensaio <i>Pin-on-Disk Apparatus</i> [17].....	10
Figura 2. 13 - Esquema de propagação de fissura nos regimes de fadiga [29]	12
Figura 2. 14 - Exemplo de fissuras não propagantes nas pontas de um defeito [11]	12
Figura 2. 15 - Ciclos de fadiga a) alternado b) pulsante c) por blocos d) aleatório [28].....	14
Figura 2. 16 - Curva <i>S-N</i> [27].....	16
Figura 2. 17 – Gráfico σ - ε com representação de anéis de histerese [28].....	17
Figura 2. 18 – Exemplo de gráfico ε - <i>N</i> [28]	18
Figura 2. 19 – Gráfico ε - <i>N</i> com bandas de confiança [34]	19
Figura 2. 20 – Gráfico σ - <i>N</i> com sobreposição de distribuição de probabilidade [28]	20
Figura 2. 21 – Função distribuição de <i>Weibull</i> [33]	20
Figura 2. 22 – Gráfico σ - <i>N</i> para três tipos de alumínios [33]	21
Figura 2. 23 - Parâmetros de corte para torneamento cilíndrico [36]	22
Figura 2. 24 - Parâmetros de corte a) facejamento b) sangramento [36]	22
Figura 2. 25 – Rugosidade em função do avanço e do raio de ponta da ferramenta [36]	23
Figura 2. 26 – Geometria de indentador para ensaio micro-indentação de <i>Vickers</i> [37]	24
Figura 2. 27 - Distâncias de ensaio de micro-indentação de <i>Vickers</i> [37]	25
Figura 2. 28 – Curva σ - ε nominal [20]	26
Figura 2. 29 - Curva σ – ε verdadeira a) bilogarítmica b) diferentes coeficientes de encruamento [28] ..	27
Figura 3. 1 - Dimensões de provetes de secção circular [39]	29
Figura 3. 2 - Amarras para provetes cilíndricos <13 mm	30
Figura 3. 3 - Dimensões de provete para estudo.....	30
Figura 3. 4 - Torno <i>HAAS - TLI</i>	31
Figura 3. 5 - Provede de Teste T1: a) pré maquinação, b) pós maquinação	31
Figura 3. 6 - Simulação de maquinação a) com erro detetado b) corrigida	32
Figura 3. 7 - Dimensões do raio de <i>fillet</i> calculados por projetor de perfis Mitutoyo PJ-A3000	32
Figura 3. 8 - Zonas R1, R2 e R3 para teste de parâmetros de corte.....	33
Figura 3. 9 - Medição de rugosidade média com auxílio de rugosímetro <i>Mitutoyo SJ-210</i>	33
Figura 3. 10 - Maquinação com ponto de apoio rotativo.....	34
Figura 3. 11 - Ferramenta antes do contacto com o encostador.....	35
Figura 3. 12 - Ferramentas 1, 2 e 3 na posição 0 (zero) do encostador	35
Figura 3. 13 – Zonas de medição de rugosidade média na zona de prova dos provetes	36
Figura 3. 14 - Serrote Mecânico GBS-218 Eco AutoCut	38
Figura 3. 15 - a) Copo de medição de resina; b) Copo de medição de endurecedor; c) recipiente para amostras.....	39
Figura 3. 16 - Equipamento de polimento automático <i>BUEHLER</i>	39

Figura 3. 17 - Pasta de diamante com 3 μm da <i>BUEHLER MetaDi II</i>	39
Figura 3. 18 - <i>BUEHLER Phoenix Alpha</i>	40
Figura 3. 19 - Microscópio <i>OLYMPUS CX40</i> , com câmara digital <i>OLYMPUS DP21</i> e regulador de luminosidade <i>OLYMPUS TH3</i>	40
Figura 3. 20 - Micro durómetro <i>Mitutoyo HM-112</i>	41
Figura 3. 21 - Gráfico de probabilidade da amostra 6	42
Figura 3. 22 - Gráfico de probabilidade da amostra 15	42
Figura 3. 23 - Gráfico de probabilidade da amostra 55	42
Figura 3. 24 - Gráfico de probabilidade da amostra 58	43
Figura 3. 25 - Gráfico de probabilidade da amostra 59	43
Figura 3. 26 - Gráfico de probabilidade da amostra 60	43
Figura 3. 27 - Provete montado no equipamento com extensómetro.....	44
Figura 3. 28 - Perspetiva de extensão final do provete	44
Figura 3. 29 – a) Amostra 58; b) Imagem <i>multistep</i> ; c) Exemplo de imagem para análise de defeitos; d) Imagem para análise contrastada.....	45
Figura 3. 30 - Conjunto de ensaios de Tensão Instron Figura 3. 31 - Instron Control Panel SAX V7.0	46
Figura 3. 32 - Anel de Al 6063 – T6	47
Figura 3. 33 - Furação do anel de alumínio	48
Figura 3. 34 - Medição da furação recorrendo a um paquímetro de alturas	48
Figura 3. 35 - Anel com extensómetros colados.....	48
Figura 3. 36 - Soldadura dos fios de ligação nos terminais dos extensómetros.....	49
Figura 3. 37 - Esquema Ponte <i>Wheatstone</i>	49
Figura 3. 38 - Célula de carga com envernizamento dos terminais	49
Figura 3. 39 - Célula de carga com caixa e incorporada no equipamento de ensaio de desgaste	50
Figura 3. 40 - Placa de aquisição <i>Phidget</i>	50
Figura 3. 41 - Aplicação de força para calibração	51
Figura 3. 42 - Reta de calibração da Célula de Carga.....	51
Figura 3. 43 - Amostras e pinos para ensaio de desgaste	52
Figura 3. 44 - Balança AND GR-20	52
Figura 3. 45 -Controlador SEW Movitrac	52
Figura 4. 1 – Curva tensão-extensão do provete P ₁	56
Figura 4. 2 - Região de Def. Plástica Unif. do provete P ₁	56
Figura 4. 3 - Curva tensão-extensão do provete P ₃	57
Figura 4. 4 - Região de Def. Plástica Unif. do provete P ₃	57
Figura 4. 5 - Curva tensão-extensão do provete P ₅	58
Figura 4. 6 - Região Def. Plástica Unif. do provete P ₅	58
Figura 4. 7 - Curva tensão-extensão do provete P ₉	59
Figura 4. 8 - Região de Def. Plástica Unif. provete P ₉	59
Figura 4. 9 - Curva tensão-extensão do provete P ₁₀	60
Figura 4. 10 - Região de Def. Plástica Unif. do provete P ₁₀	60
Figura 4. 11 - Curva tensão-extensão do provete P ₁₁	61
Figura 4. 12 - Região de Def. Plástica Unif. do provete P ₁₁	61
Figura 4. 13 - Curva tensão-extensão do provete P ₁₂	62
Figura 4. 14 - Região de Def. Plástica Unif. do provete P ₁₂	62
Figura 4. 15 - Curva tensão-extensão do provete P ₁₃	63
Figura 4. 16 - Região de Def. Plástica Unif. do provete P ₁₃	63
Figura 4. 17 - Número de defeitos verificados na amostra 58	65
Figura 4. 18 - Número médio de defeitos observados por <i>M. Mousinho</i> [1].....	66
Figura 4. 19 - Curva S-N do DIN 16MnCr5.....	67
Figura 4. 20 - Variação de volume em função da força normal em Kg.f durante 40 minutos ...	69

Figura 4. 21 - Variação de volume em função da força normal em N durante 40 minutos	70
Figura 4. 22 - Variação de volume em função da força normal [1]	70
Figura 4. 23 - Variação das forças de atrito em função do tempo ao longo do ensaio.....	71
Figura 4. 24 - Variação do coeficiente de atrito em função do tempo ao longo do ensaio	71

Nomenclatura

Ao longo desta dissertação, a nomenclatura utilizada consta na lista abaixo, na qual se refere o significado de cada sigla para facilitar a consulta das mesmas.

Siglas

ASM – *American Society for Metals*

ASTM – *American Society for Testing Materials*

CAM – *Computer-Aided Manufacturing*

CM – Caraterização de Materiais

CNC – *Computer Numerical Control*

DEMI – Departamento de Engenharia Mecânica e Industrial

ESTS – Escola Superior de Tecnologia de Setúbal

FCT – Faculdade Ciências e Tecnologia

HV – *Hardness Vickers*

IPS – Instituto Politécnico de Setúbal

ISO - *International Organization of Standardization*

ME – Mecânica Estrutural

PC – *Personal Computer*

PMM – Processamento Mecânico de Materiais

PTM – Processamento Térmico de Materiais

TAP – Tecnologias Avançadas de Produção

USB – *Universal Serial Bus*

UTS – *Ultimate Tensile Strength*

Lista de Símbolos

σ – Tensão Nominal [MPa]

σ_a – Amplitude de Tensão [MPa]

σ_c – Tensão de Cedência [MPa]

σ_m – Tensão Média [MPa]

σ_r – Tensão de Ruptura [MPa]

σ_{LF} – Tensão Limite de Fadiga [MPa]

σ_f – Tensão de Fratura [MPa]

$\Delta\sigma$ – Gama de Tensão [MPa]

$\bar{\sigma}$ – Tensão Real [MPa]

ε - Extensão Nominal

ε_c – Extensão de Cedência

ε_r – Extensão de Ruptura

ε_f – Extensão Final

$\bar{\varepsilon}$ - Extensão Real

$\Delta\varepsilon_{pt}$ – Extensão Plástica Acumulada

ω – Velocidade Angular [rad/s]

ϕ_n – Ângulo de Pressão [°]

ψ – Ângulo de Hélice [°]

μ - Coeficiente de Atrito

A_0 – Área inicial de Secção [m²]

A_f – Área final de Secção [m²]

A_c – Área de Corte [m²]

a – Avanço [mm/rev]

d – Tamanho de Grão [mm]

d_m – Diâmetro Maquinado [m]

d_w – Diâmetro Inicial [m]

D_p – Diâmetro Primitivo [mm]

D_t – Diâmetro de Adendo [mm]
 D_r – Diâmetro de Dedendo [mm]
 D_1 – Primeira Diagonal de Vickers [mm]
 D_2 – Segunda Diagonal de Vickers [mm]
 dV – Diagonal de Vickers [mm]
 E – Módulo de Elasticidade [GPa]
 f – Frequência [Hz]
 F_N – Força Normal [N]
 h – Profundidade Desgastada [mm]
HV – Dureza de Vickers
 J – Constante de Desgaste de Archard
 K – Coeficiente de Resistência [MPa]
 $K_{máx}$ – Factor de Intensidade de Tensão
 K_s – Energia Específica de Corte [J/m^3]
 l_0 – Comprimento Inicial [mm]
 l_f – Comprimento Final [mm]
 Δl – Variação de Comprimento [mm]
 m – Módulo [mm]
 n – Coeficiente de encruamento
 n_r – Velocidade de Rotação [rpm]
 N – Número de Ciclos
 N_M – Potência de Corte [W]
 p – Passo Primitivo [mm]
 p_c – Profundidade de corte [mm]
 P_1 – Pressão de Indentação [N]
 q – Coeficiente de Estricção
 r_ϵ - Raio de Ponta da Ferramenta [mm]
 R – Razão de Tensões

R_a – Rugosidade Média [μm]

s – Distância de Escorregamento [m]

S – Tensão de Hall-Petch [MPa]

T – Carga Aplicada [N]

V – Volume Desgastado [m^3]

ΔV – Variação de Volume [m^3]

v_v – Velocidade de Corte [m/min]

v_m – Velocidade Média de Corte [m/min]

W – Força Total no dente de Engrenagem [N]

W_t – Força Tangencial no dente da Engrenagem [N]

Z_M – Taxa de Remoção de Material [m^3/s]

1. Introdução

1.1. Motivação

Atualmente as engrenagens representam um dos órgãos de máquinas mais eficientes como modo de transmissão de potência e movimento, sendo utilizadas em sistemas de transmissão que se encontram implementados em larga escala nos mais diversos sectores de atividade, como por exemplo o setor industrial onde são utilizados maioritariamente os moto-redutores, ou sistemas de transmissão constante. Outro exemplo é o do setor automóvel com o caso das chamadas caixas de velocidades, ou sistemas de transmissão variável.

A transmissão de potência e movimento é assegurada pelo contacto entre os dentes de ambas as engrenagens, pelo que se torna importante o devido fabrico e montagem dos componentes de modo a garantir uma transmissão tão eficiente quanto possível. Contudo existem outros fatores, nomeadamente o desgaste, que afetam a interação entre os dentes das engrenagens originando alterações nas solicitações dinâmicas presentes nos contactos entre superfícies, aumentando o risco de ocorrência de falhas.

Um fenómeno, também muito recorrente e intimamente ligado ao desgaste, é o de fadiga. A fadiga ocorre por propagação de defeitos e o desgaste promove a acumulação de defeitos. Como tal é um fenómeno também bastante sensível à presença de defeitos de fabrico. Contudo é atualmente impossível a obtenção de componentes sem defeitos, estando as dimensões desses mesmos defeitos normalizadas, geralmente pelas empresas a nível interno, de modo a que se possa aceitar ou rejeitar um componente consoante os defeitos que apresentar.

No âmbito da dissertação, pretende-se caracterizar o material com base em ensaios laboratoriais de tração uniaxial e fadiga por forma a obter também a sua curva de tempo de vida, ou curva *S-N* (*Stress-Number of cycles*), recorrendo ainda aos dados recolhidos por *M. Mousinho* [1] de modo a comparar com o real tempo de vida ao serviço indicado pela empresa que forneceu a engrenagem.

1.2. Objetivos

O tema da Dissertação tem como objetivo o estudo dos defeitos de fabrico existentes numa engrenagem e o modo como estes influenciam o seu tempo de vida, através da caracterização do material que compõe a engrenagem mecânica da empresa *SEW – Eurodrive* e através dos dados recolhidos através do estudo realizado a essa mesma engrenagem por *M. Mousinho* [1], comparando os dados recolhidos e posteriormente tratados com o real comportamento ao serviço.

1.3. Estrutura

A dissertação encontra-se estruturada em cinco capítulos referentes ao desenvolvimento do estudo que se pretende realizar, sendo ainda apresentadas as fontes consultadas para tal efeito e seis anexos contendo informações auxiliares e complementares à parte experimental.

No atual capítulo é apresentada a estrutura da dissertação, bem como as razões que suscitaram o interesse da realização da mesma e ainda o que se pretende alcançar com o seu desenvolvimento.

Posteriormente no segundo capítulo é apresentada a informação que foi recolhida e tratada de modo a servir de base teórica e com o intuito de sustentar e justificar os raciocínios apresentados ao longo do desenvolvimento da dissertação, atuando como uma fonte de conhecimento relativo aos vários temas que se pretendem expor e analisar com o estudo em questão, nomeadamente (i) os tipos de engrenagens existentes e o tipo de solicitações a que se encontram sujeitas, (ii) o processo de fabrico da engrenagem, os defeitos associados ao processo de fabrico e ainda os modos de falha associados com o referido sistema de transmissão, (iii) uma observação mais detalhada sobre o desgaste associado a engrenagens, como reconhecer indícios das diferentes consequências associadas com o desgaste e ainda um modo normalizado de simulação de desgaste, (iv) estudo detalhado do fenómeno associado a solicitações dinâmicas, conhecido como fadiga, os diferentes tipos de fadiga, bem como o modo como a mesma é afetada pelos defeitos inerentes ao processo de fabrico, apresentado modelos de previsão e ainda os princípios relacionados com o ensaio que se pretende utilizar para caracterizar o material à fadiga, (v) princípios e considerações essenciais à produção dos provetes destinados a ensaios, (vi) princípios dos restantes ensaios utilizados na caracterização das propriedades do material em questão.

No capítulo 3 segue-se então a descrição dos procedimentos normalizados e o modo como foram conduzidos tanto a produção dos provetes como os ensaios que se pretendem utilizar para caracterizar o material à fadiga e ainda simular o desgaste teoricamente existente num componente sujeito a determinada amplitude de tensão. Numa primeira instância é necessário recorrer ao ensaio de tração uniaxial de modo a caracterizar o material com base nas suas propriedades mecânicas. A obtenção das referidas propriedades torna-se importante para a definição dos patamares de tensão que se necessita de definir para a condução do ensaio de fadiga, de modo a elaborar a curva de tempo de vida do material em função da amplitude de tensão da solicitação que se encontra sujeito. Assim é possível comparar o comportamento teórico e proposto pelos modelos de previsão com o real comportamento do material ao serviço. São apresentados e descritos sucintamente o modo como foram produzidas as amostras destinadas aos ensaios de microdureza, desgaste e para a análise de defeitos, bem como o procedimento normalizado e característico dos referidos ensaios. É descrito ainda o processo de obtenção da curva S-N do material através dos ensaios de fadiga e o modo como foram utilizados os modelos de previsão de modo a estabelecer um modelo representativo do limite de fadiga do material em estudo.

No Capítulo 4 são apresentados todos os resultados devidamente analisados e comentados referentes aos ensaios descritos no Capítulo 3.

Por fim, no Capítulo 5, são apresentadas as conclusões retiradas do estudo realizado e são propostas possíveis ideias para trabalhos futuros.

2. Revisão Bibliográfica

2.1. Engrenagens

Como referido anteriormente, as caixas de velocidades podem funcionar de diferentes modos consoante o engrenamento, sendo que também as engrenagens que compõe o sistema, também elas podem ser de diferentes tipos, consoante o tipo que aplicação que se pretende implementar. *Budynas & Nisbett* [2] classificam os principais tipos básicos de engrenagens (figura 2.1) como:

- Cilíndricas de dentes retos – como nome indica, apresentam uma geometria cilíndrica, com dentes paralelos ao eixo de rotação, sendo utilizadas para transmitir movimentos entre eixos, também eles, paralelos (figura 2.1 a) [2];
- Cilíndricas de dentes helicoidais – possuem uma geometria cilíndrica, sendo que os dentes se encontram orientados segundo um ângulo específico para o engrenamento. Podem ser utilizadas para a transmissão de movimento entre eixos paralelos, sendo que neste caso diminuem o ruído pelo engrenamento progressivo dos dentes, mas também podem ser utilizadas para engrenamentos entre eixos perpendiculares [2], sendo então denominadas por engrenagens helicoidais torsas (figura 2.1 b);
- Cónicas – possuem uma geometria cónica, sendo que os dentes poderão ser helicoidais ou retos e se encontram dispostos na superfície cónica. São, regra geral, utilizadas para transmissão de movimento entre eixos perpendiculares [2] (figura 2.1 c);
- Sem-fim – representam um par de pinhão-coroa, em que o pinhão se assemelha a um parafuso, em que o sentido de rotação da coroa será pelo sentido de rotação do pinhão. Regra geral são utilizados para transmissão de movimento entre eixos perpendiculares, em que a razão de transmissão é elevada (>3) (figura 2.1 d) [2].

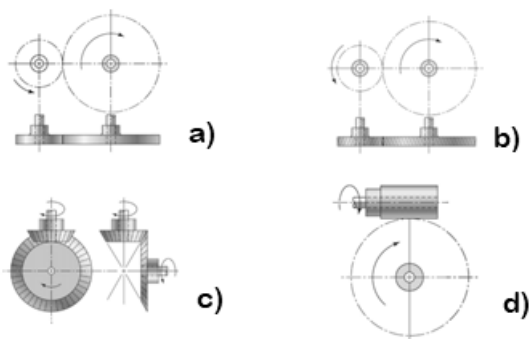


Figura 2. 1 - a) Engrenagem cilíndrica dentes retos b) Engrenagem cilíndrica dentes helicoidais c) engrenagem cônica d) Engrenagem Sem-fim [2]

2.1.1. Características de Engrenagens

Num sistema de engrenagens designa-se por pinhão à engrenagem motora e coroa à engrenagem movida. Cada par de engrenamento pinhão-coroa partilha uma característica que é imprescindível ser comum ao par e como tal é considerada como a principal caracterizadora do mesmo, o módulo (m). O módulo representa a razão entre o passo primitivo (p) e o número de dentes (N_d) de uma engrenagem, por sua vez o passo primitivo representa a distância entre o ponto de um dente em relação ao ponto correspondente no dente adjacente, ao longo da circunferência primitiva. A circunferência primitiva representa uma circunferência teórica, de diâmetro primitivo

(D_p), em torno da qual é possível estabelecer todos os cálculos, pois teoricamente representa a circunferência ao longo da qual se encontra o ponto de contacto, ou seja, o ponto de tangência entre as circunferências primitivas que constituem o par (figura 2.3) [2].

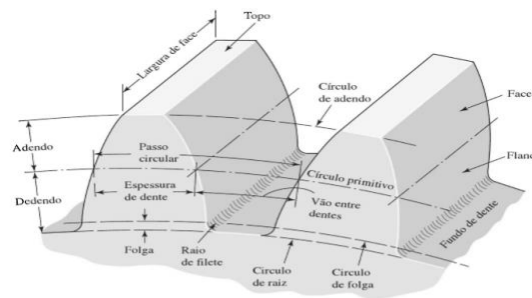


Figura 2. 2 - Geometria do dente [2]

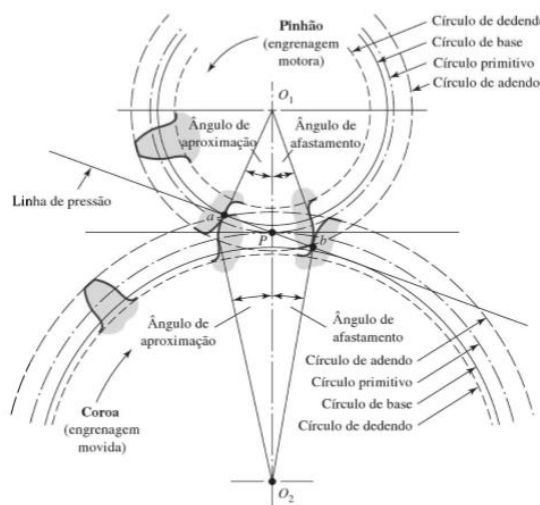


Figura 2. 3 - Geometria de Engrenamento [2]

A circunferência de adendo (D_t) representa a dimensão máxima da engrenagem, dada pelo topo do dente, por contraste o dedendo (D_r) representa a raiz do dente. Com base nas características torna-se possível estabelecer as dimensões da engrenagem em função do módulo da mesma através das equações (2.1), (2.2), (2.3) e (2.4) [2]:

$$p = \pi m = \frac{\pi D_p}{N_d} \quad (2.1)$$

$$D_p = m N_d \quad (2.2)$$

$$D_t = D_p + 2m \quad (2.3)$$

$$D_r = D_p - 2.5m \quad (2.4)$$

De acordo com *Budynas & Nisbett* [2], o ponto de aplicação, das forças que atuam nos dentes da engrenagem, localiza-se no plano da circunferência primitiva e no centro do flanco da engrenagem. Os autores definem a partição da força exercida no dente nas suas componentes radial, axial e tangencial (figura 2.4), sendo que a componente tangencial representa a força que é transmitida pelo sistema. As forças tangencial (W_t) e total (W) podem ser descritas pelas equações (2.5) e (2.6), respetivamente, em que ω representa a velocidade angular, ϕ_n representa o ângulo de pressão na direção normal e ψ representa o ângulo de hélice [2].

$$W_t = \frac{P}{\omega \frac{D_p}{2}} \quad (2.5)$$

$$W = \frac{W_t}{\cos\phi_n \cos\psi} \quad (2.6)$$

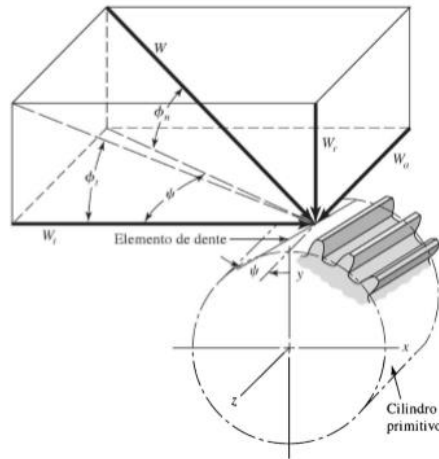


Figura 2. 4 - Forças no dente de uma engrenagem [2]

2.1.2. Processo de Fabrico

Atualmente existem diversos processos de fabrico associados à obtenção de engrenagens funcionais, tais como forjamento e, mais recentemente, recorrendo ao conceito de manufatura aditiva. Contudo, o processo mais comum consiste na fundição em moldação por areia seguida dos processos de maquinação e tratamento térmico para endurecimento dos dentes do componente. De modo mais descritivo, todo o processo se inicia com o vazamento de metal fundido no interior de um molde em areia, onde o mesmo irá solidificar. Este molde em areia é criado com modelos de fundição (figura 2.5). Esses componentes são depois submetidos a decapagem para limpeza da superfície, posteriormente procede-se à maquinação de toda a peça, recorrendo principalmente ao processo de fresagem convencional (*gear milling*) (figura 2.6 b) ou fresagem por intermédio de uma fresa sem-fim (*gear hobbing*) (figura 2.6 a). Por fim seguem-se os tratamentos térmico e qualitativo por forma a garantir as propriedades mecânicas e também a qualidades dimensionais e superficiais desejadas [3,4].



Figura 2. 5 - Exemplo de modelos de fundição em madeira, cedidas por cortesia da MDF, Lda.

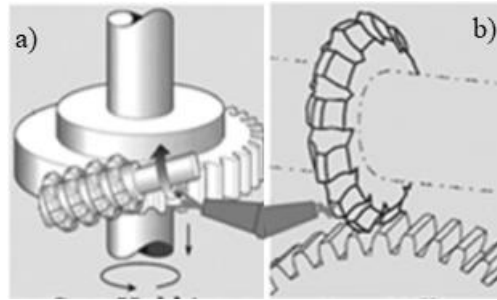


Figura 2. 6 - a) gear hobbing b) gear milling [4]

Tal como em qualquer outro processo de fabrico existem defeitos associados que, de acordo com a *ASM International*, foram classificados com uma normalização da nomenclatura, inerentes ao processo de fundição [5,6], como:

- Porosidades – Apresentam uma geometria arredondada e estão ligados a vazios gerados durante o arrefecimento [6];
- Descontinuidades – Fendas que podem comprometer o material. Muitas vezes podem contrair por ação de tensões de compressão durante o arrefecimento, dificultando a sua deteção [6];
- Inclusões – Detritos e/ou sedimentos que aderem ao metal, ficando no interior do componente após a solidificação [6], podendo originar fraturas características designadas por modo de falha olho de peixe [7,8] (figura 2.7).

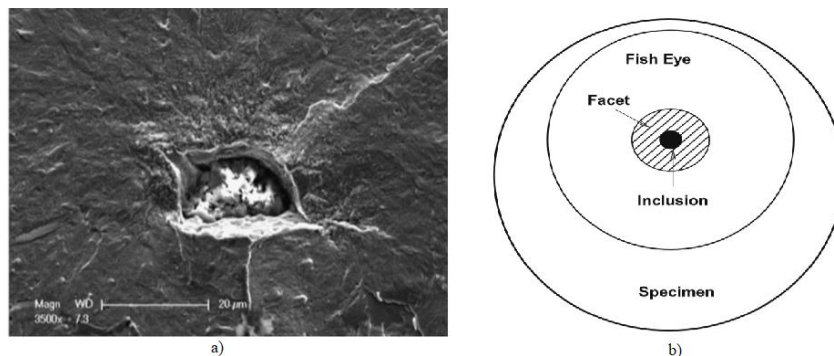


Figura 2. 7 - Exemplo de falha olho de peixe a) inclusão [7] b) esquema de olho de peixe [8]

Estes defeitos têm influência nas propriedades do material, contudo as tensões de cedência e rotura revelam-se quase independentes dos mesmos, com exceção a descontinuidades que claramente inviabilizem a utilização do material. Por outro lado, verificou-se que os defeitos apresentam uma clara influência na tensão limite de fadiga do material [5].

Segundo *Beretta & Romano* [9] a presença dos defeitos de fabrico diminui significativamente a tensão limite de fadiga e o tempo de vida do componente devido às propriedades inerentes às microestruturas, isto acontece pelo facto de o componente, durante todo o seu tempo de serviço, se encontrar sujeito ao segundo regime/estágio de fadiga, sendo que o mesmo se pode aplicar à rugosidade do material, que pode ser avaliada como equivalente a microfissuras superficiais.

Também *Murakami* [10] avaliou os defeitos de fabrico, concluindo que a sua forma tem clara influência no tempo de vida à fadiga, pelo que irão influenciar o primeiro regime/estágio de fadiga. Por outro lado, *Lorenzino et al.* [11], verificaram que o fator predominante é efetivamente

a dimensão desses mesmos defeitos, pois a mesma vai influenciar a intensidade do esforço na ponta/extremidade do defeito, de acordo com as condições limite do mesmo. Tal foi validado experimentalmente, verificando que defeitos distintos (porosidade e microfissura), mas que possuem uma idêntica dimensão, apresentam iguais tensões limite de fadiga.

2.1.3. Modos de Falha

Os sistemas de transmissão, como as engrenagens, são sensíveis às condições de serviço, tais como carregamento a que se encontram sujeitos, lubrificação, bem como às condições de montagem e ainda ao processo de fabrico [12]. O devido dimensionamento das engrenagens implica que, na sua grande maioria, os modos de falha das mesmas irão estar associados a condições que se verificam nos dentes.

Os modos de falha de uma engrenagem encontram-se já descritos, pela *International Organization of Standardization* [13], agrupando os mesmos de modo a facilitar a sua análise, em:

- Deformação Plástica do dente – ocorre por carregamento excessivo, pode provocar deslocamento do perfil do dente alterando as condições de contacto e consequentemente de aplicação de força no dente. Por vezes torna-se difícil de observar, requerendo equipamento especializado para efeito [13];
- Rotura do dente – verifica-se pelo fenómeno de fadiga à flexão resultando na fissuração e posterior rotura junto à raiz do dente (figura 2.8). Também consequência de carregamentos excessivos pontuais, sendo possível identificar por falhas, na sua grande maioria, no topo do dente [13];
- Desgaste – segundo *Flores* [14], pode ser definido como a perda progressiva de material de um corpo sólido por ação mecânica, ou seja, a perda de material entre duas superfícies de contacto quando sujeitas a movimento relativo;
- Fadiga – também designada, neste caso, por fadiga de contacto por *Fajdiga & Smarl* [15], tendo sido definida pelos autores como as alterações provocadas na microestrutura por influência de sollicitações dinâmicas.

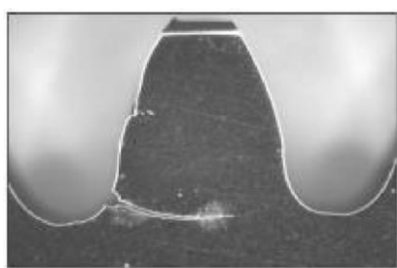


Figura 2. 8 - Exemplo rotura na raiz do dente [16]

2.2. Desgaste

De um modo geral, a sociedade vê o desgaste como um aspeto danoso, ainda assim existem diversas vertentes, associadas ao mesmo, que se revelam como claros benefícios, principalmente na vertente industrial. Alguns exemplos disso são os da preservação de arestas vivas, permitindo assim que as ferramentas de corte não fiquem rombas e também o facto de permitir efetuar ações de diagnóstico, nas quais é possível verificar algum fenómeno estranho ao

serviço normal do nosso sistema, sendo que é ainda possível realizar avaliações de modos de falha em sistemas que foram removidos de serviço, por forma a desvendar o que originou essa falha [17].

Numa tentativa de uniformizar a visão sobre o desgaste, em 2013, *Michael Varenberg* [18], organizou as consequências do mesmo, como designado pelo autor a nível “patológico”, com base no movimento relativo entre as superfícies de contacto e também os mecanismos de dissipação de energia, tendo apresentado essas consequências (figura 2.9) como:










Surface disturbance Relative motion	Generation of defects		Generation of heat	
	 Storage of defects	 Motion of defects	 Chemical interaction	 Physical interaction
 Fretting	Fretting fatigue	Fretting wear		
 Sliding	Fatigue wear	Abrasive wear		Adhesive wear
 Rolling	Pitting	Solid-particle crushing		
 Impact	Impact wear	Solid-particle erosion		Ablation erosion
 Flow	Liquid-impact erosion	Solid-particle erosion		

Figura 2. 9 - Classificação de consequências “patológicas” do desgaste [13]

- **Fretting fatigue** e **Fretting wear**: ocorrem pelo movimento relativo de baixa amplitude, normalmente consequentes de fenómenos vibratórios ou de dilatações térmicas. As superfícies não apresentam sinais de escorregamento, acumulando apenas grandes quantidades de pós de detritos óxidos de coloração diferente da habitual oxidação e também fissuras por fadiga [18];
- **Liquid-impact erosion**: consequência de sucessivos impactos de gotículas ou jatos de fluido. Baseia-se numa deformação cíclica da superfície, podendo ser um processo ligado à fadiga. Caracteriza-se por cavidades que tendem a aumentar de dimensão com a profundidade [18];
- **Solid-particle crushing**: ocorre em ações de rolamento ou impacto, nas quais verificamos a indentação de partículas e/ou detritos entre as superfícies de contacto. Também denominado de abrasão por impacto, caracteriza-se por entalhes de orientação aleatória [18];
- **Solid-particle erosion**: contrastando com *3-body-abrasion*, resulta da erosão causada por partículas e/ou detritos presentes no fluído envolvente que se encontra em fluência relativamente às superfícies de contacto. Caracteriza-se pela existência aleatória de zonas de impacto de elevadas *crater rims* [18];
- **Adhesive wear**: ocorre maioritariamente em contactos promovidos pelo escorregamento entre superfícies, podendo por vezes verificar-se em ações de rolamento ou impacto. Resulta da soldadura em estado sólido das superfícies de contacto, seguido da destruição da junta soldada pelas tensões residuais de tração causadas pelo escorregamento [18];
- **Abrasive wear**: ocorre em situações que o contacto é realizado por escorregamento entre superfícies, resultando da ação de partículas e/ou saliências existentes em uma das superfícies de contacto, ou em ambas. Contudo verifica-se que apenas uma pequena percentagem de partículas promove a remoção de aparas do material, sendo que, na sua grande maioria, apenas provoca uma deformação plástica das superfícies. Esta ocorrência pode ser dividida em: (a) *2-body-abrasion*, quando o desgaste é provocado por saliências nas superfícies de

contacto e (b) *3-body-abrasion*, quando o desgaste é provocado por um terceiro corpo, nomeadamente partículas e/ou detritos que interagem com as superfícies. Caracteriza-se pela presença de estrias paralelas e alinhadas com a direção de escorregamento [18];

- **Fatigue wear, Pitting e Impact wear:** ocorrem por ações de escorregamento, rolamento e impacto, respetivamente, resultando na ocorrência de fissuras superficiais (*pits*), com fronteiras caracterizadas por arestas vivas, e fissuras subsuperficiais, que se propagam por intermédio de solicitações dinâmicas [18] (figura 2.10).

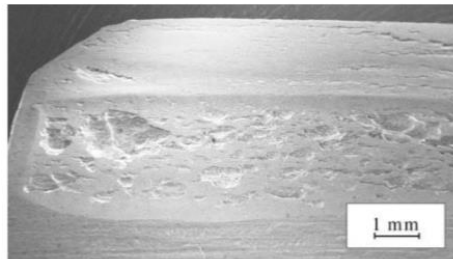


Figura 2. 10 - Exemplo de *Pitting* no flanco do dente [15]

Posteriormente, em 2015, *Onishenko* [19] dividiu desgaste abrasivo em duas componentes, o desgaste de baixa intensidade, ou normal e o desgaste de alta intensidade, o qual apelidou de *scuffing*. O *scuffing* de pequenas áreas, normalmente na ponta do dente ou da raiz, pode ser corrigido espontaneamente, por outro lado, se abranger grandes áreas de flanco do dente pode causar aumentos de ruído e vibrações [13].

Recentemente, em 2018, *Morales-Espejel, Rycerz & Kadiric* [20], através do estudo no qual foi proposto um modelo de previsão do fenómeno de *micropitting* em engrenagens considerando os efeitos concorrentes de fadiga e desgaste moderado concluíram que essa interação é determinante para a evolução da rugosidade, que por sua vez vai influenciar o tipo de dano superficial. Isto ocorre, pois, na presença de desgaste moderado irá verificar-se uma redução de picos de asperezas, ou seja, uma diminuição de rugosidade, em uma ou ambas superfícies de contacto, reduzindo assim o número de microciclos de contacto provocado pelos picos de asperezas, resultando numa menor acumulação de dano por fadiga. Esta condição vai de encontro às conclusões apresentadas por *Morales-Espejel & Brizmer* [21], num estudo semelhante referente ao contacto de rolamentos, no qual se verificou que em superfícies rugosas o *pitting* ocorre mais cedo, por outro lado em superfícies menos rugosas teve um efeito mais severo, algo que, segundo os autores, se deveu às amplitudes dominantes presentes nos ciclos de tensão desenvolvidos nas superfícies rugosas. Concluíram ainda que o escorregamento e as tensões de corte desenvolvidas nas fronteiras de fricção são essenciais para a nucleação de fissuras, contudo, um maior nível de escorregamento não correspondeu a um maior risco de nucleação, tendo sido apresentadas duas razões para tal: (i) um maior escorregamento implica um maior desgaste, reduzindo a rugosidade da superfície e (ii) o coeficiente de fricção tende para um valor constante com o aumento do escorregamento. Ainda assim os autores identificaram a contribuição dos efeitos do escorregamento, nos contactos entre rolamentos ou engrenagens, como sendo bastante reduzido (cerca de 1%) devido ao acabamento superficial que se verifica atualmente na indústria.

Em 2016, *Akchurin et al.* [22], num estudo das partículas de desgaste em fronteiras lubrificadas, verificaram que o desgaste é responsável pela geração de partículas de diversas

dimensões e morfologias, sendo que as propriedades das mesmas dependem principalmente da força normal e da velocidade de escorregamento, entre outros. Foi ainda possível observar a influência da dimensão das partículas na transição entre o regime severo e o regime moderado de desgaste. Os autores fazem referência a *Hase & Mishina* [23] que estudaram a formação de partículas iniciais, tendo obtido valores de dimensão e quantidade de partículas libertadas, comparando os valores referentes ao contacto entre diversos materiais e o aço, podendo assim concluir que a dimensão das partículas de desgaste depende das propriedades do material, por oposição à quantidade das mesmas, que depende fortemente do carregamento e da lubrificação.

2.2.1. Ensaio Desgaste *Pin-on-Disk Apparatus*

Os ensaios de desgaste permitem avaliar taxas de desgaste a um nível laboratorial. Este ensaio permite, além de simular desgaste por escorregamento, determinar o coeficiente de atrito entre as superfícies de contacto por intermédio de um dinamómetro [17]. De acordo com a norma *ASTM G99-95a: Standard Test Method for Wear Testing with a Pin-on-Disk Apparatus* [24] o ensaio requer duas amostras: um pino de ponta esférica e uma amostra de superfície plana, geralmente um disco circular, dotando uma das amostras de movimento de rotação em torno do eixo da superfície plana, como indicado na figura 2.11.

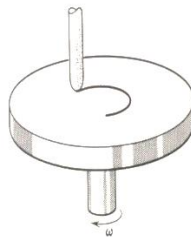


Figura 2. 11 – Amostras ensaio *Pin-on-Disk Apparatus* [17]

O pino é então pressionado de encontro à superfície plana devido a uma força normal exercida sobre o mesmo, pela interação de um braço/manivela e contrapeso (ver figura 2.12) [17]. A amostra estacionária irá oferecer resistência ao movimento devido ao atrito entre superfícies, provocando uma deformação numa célula de carga existente.

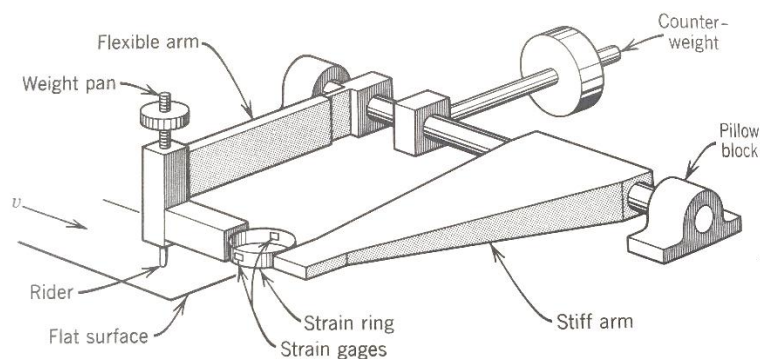


Figura 2. 12 – Esquema de ensaio *Pin-on-Disk Apparatus* [17]

Os principais parâmetros do ensaio, de acordo com a *ASTM G99-95a: Standard Test Method for Wear Testing with a Pin-on-Disk Apparatus*, podem ser descritos como [24]:

- Carga axial aplicada por intermédio de pesos;
- Velocidade relativa de escorregamento entre as superfícies de contacto;
- Distância acumulada de escorregamento;
- Temperatura na zona próxima à de contacto;
- Atmosfera junto à zona de contacto.

Os resultados do ensaio são referentes a valores concretos de distância de escorregamento (s), força normal (F_N) e velocidade [24], podendo esses mesmos resultados ser avaliados por modelos numéricos, como a lei de *Archard* (equação 2.7) [17]:

$$V = J \frac{F_N \cdot s}{HV} \quad (2.7)$$

De modo a avaliar o volume desgastado (V), ou como referido também por *Sekar & Sathishkumar* [25], avaliando a profundidade de desgaste (h) (equação 2.8):

$$h = K_w \int_0^s P_H ds \quad (2.8)$$

Outra alternativa consiste em avaliar a perda de volume através da perda de massa por parte das amostras (equação 2.9) [24]:

$$\text{perda de volume [mm}^3] = \frac{\text{perda de massa [g]}}{\text{densidade [g/cm}^3]} \times 1000 \quad (2.9)$$

Bortoleto et. al [26] replicaram o ensaio *pin-on-disc* recorrendo ao método dos elementos finitos e aplicando o modelo de desgaste proposto por *Archard*, tendo concluído que: (i) o modelo permite replicar o ensaio na medida em que um aumento do carregamento axial implica um aumento do desgaste; (ii) as perdas de massa calculadas pelo modelo numérico foram superiores às verificadas experimentalmente devido ao uso de um coeficiente global de desgaste sobrestimado e constante; (iii) de modo a melhorar os resultados seria pertinente considerar os efeitos provocados pelos detritos e adesão no modelo numérico; (iv) ocorre uma transição de regime de desgaste no intervalo 10-70 [N], tendo sido observado desgaste moderado na magnitude provocada pela carga axial de 10 N e deformação plástica e adesão na magnitude provocada pela carga de 70 N.

2.3. Fadiga

2.3.1. Fenómeno de Fadiga

O fenómeno de fadiga é um dos modos de falha mais importantes na indústria, sendo que se afirma que cerca de 90% de todas as falhas se devem a fadiga [27].

A fadiga define-se, como referido na secção 2.1.3., pelas alterações progressivas e permanentes na microestrutura do material devido a solicitações dependentes do tempo, podendo mesmo ocorrer para tensões inferiores ao limite elástico do material, consoante a repetição do carregamento, podendo incorrer num risco de fratura [15,28].

O mecanismo de fratura à fadiga pode ser dividido em dois regimes:

- Regime I – iniciação de microfissuras devido à acumulação de deslocamentos, elevadas tensões pontuais, deformações plásticas em zonas de inclusões e outras imperfeições superficiais ou sub-superficiais [15];

- Regime II – propagação de fissuras, causando dano permanente no componente [15].

De acordo com *Matsubara & Nishio* [29] o comportamento de propagação no segundo regime é comandado pelo esforço máximo principal, sendo que independentemente das condições de crescimento existentes no regime I, a propagação no regime II irá sempre ocorrer na direção normal à direção do esforço máximo principal (figura 2.13).

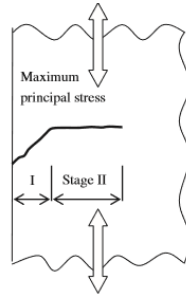


Figura 2. 13 - Esquema de propagação de fissura nos regimes de fadiga [29]

A transição de regimes verifica-se no limite de fadiga, que segundo *Yukitaka Murakami* [10] se define como a tensão à qual o material suporta 10^7 , em que é possível verificar uma fissura não propagante ao longo do limite de um grão, até contactar o grão vizinho. *Beretta & Romano* [9], que definem a tensão limite de fadiga como o limite para a não propagação de fissuras, observaram também através de ensaios experimentais a existência de fissuras não propagantes nos limites de grão de defeitos (figura 2.14), isto no limite de fadiga.

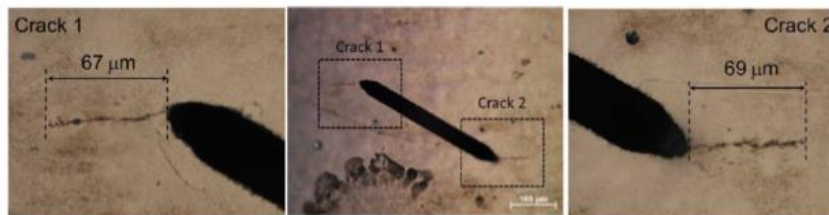


Figura 2. 14 - Exemplo de fissuras não propagantes nas pontas de um defeito [11]

Um dos fatores que têm influência na resistência à fadiga dos materiais é o tamanho de grão, pois vai controlar a quantidade de deformação plástica suportada pelo material numa direção específica e também a quantidade por unidade de volume dos mesmos, implicando um maior ou menor número de fronteiras de grão e consequentes planos deslizantes. De acordo com *Murakami* [10], a análise da equação de *Hall-Petch* (equação 2.10) torna possível observar que o tamanho de grão (d) não representa na totalidade as propriedades da microestrutura, pelo que não seria correto comparar materiais apenas com base neste parâmetro. Por outro lado, o autor refere a dureza de *Vickers* (HV) como fator que contempla as ponderações de tamanho de grão e das contantes de material C_1 e C_2 [10].

$$S = C_1 + \frac{C_2}{\sqrt{d}} \quad (2.10)$$

Murakami [10] concluiu que é possível estabelecer uma relação empírica, independente da microestrutura dos aços, entre a tensão máxima de tração e a tensão limite de fadiga, para aços com dureza HV ≤ 400 (equação 2.11):

$$\sigma_{LF} = 1,6HV \pm 0,1HV [MPa] \quad (2.11)$$

Contudo, esta tensão é uma referência apenas para a propagação de fissuras, sendo que existem registos de nucleação das mesmas abaixo e/ou no limiar de tensão. Por outro lado, esta relação não se aplica a aços com $HV > 400$, pois devido à sua natureza frágil não permitem atingir o limite de cedência durante os ensaios de tração, pelo que nesses casos se torna pertinente manter apenas a relação entre a tensão limite de fadiga e a dureza de *Vickers* [10]. Segundo *Murakami* [10], essa relação linear ocorre quando a nucleação de fissuras se observa nos limites de grão, algo que não se verifica perante a existência de defeitos de fabrico, como por exemplo inclusões, influenciando assim a tensão de fadiga, isto acontece, pois, a nucleação e o limite de fadiga irão ser fortemente afetados pela forma e pela dimensão do defeito, respetivamente, sendo que a dimensão irá afetar também o fator de intensidade de tensão na ponta da fenda.

Sun et al. [30] fazem referência ao modelo de \sqrt{area} (equação 2.12) proposto e utilizado por *Murakami*, que contempla a área projetada do defeito, relacionando-a com a dureza de *Vickers* e o rácio de tensão (R), de modo a prever a tensão limite de fadiga, com $C=1,56$ para defeitos superficiais e $C=1,43$ para defeitos internos sendo que para ambos os casos $\alpha=0.226+HV \times 10^{-4}$.

$$\sigma_{LF} = C \frac{HV+120}{(\sqrt{area})^{1/6}} \left(\frac{1-R}{2}\right)^\alpha \quad (2.12)$$

Murakami [10], contempla ainda o mesmo modelo para o caso específico de $R=-1$, apresentando conjuntamente um modelo de ponderação para o fator de intensidade de tensão (equação 2.13), com $B=0.65$ para defeitos superficiais e $B=0.5$ para defeitos internos.

$$K_{m\acute{a}x} = B\sigma\sqrt{\pi\sqrt{area}} \quad (2.13)$$

Em 2014 *Ueno et al.* [31] propuseram também alterações ao modelo apresentado por *Murakami* por forma a que o modelo pudesse estimar de um modo mais correto o limite de fadiga de uma liga de alumínio vazado (A356), tendo apresentado as equações (2.14) e (2.15) para tamanhos de defeito inferiores a 1400 μm e superiores a 1400 μm , respetivamente.

$$\sigma_{LF} = 1,43 \frac{HV+75}{(\sqrt{area})^{1/6}} \quad (2.14)$$

$$\sigma_{LF} = 1,43 \frac{HV+450}{(\sqrt{area})^{1/3}} \quad (2.15)$$

Os modelos foram também aplicados experimentalmente por *Tajiri et al.* [32] após a realização de ensaios de indentação para obtenção de dureza de *Vickers* e observação e medição de defeitos, seguidos de ensaios de tração e fadiga para caracterização do material. Os autores verificaram que os resultados obtidos através das equações (2.14) e (2.15) estavam de acordo com os resultados experimentais, sendo que as ligeiras diferenças nos valores se podem associar a diferentes fatores metalúrgicos que afetam a vida à fadiga dos materiais. Foi ainda possível verificar que as fissuras de fadiga se propagavam partindo de defeitos de fundição próximos da superfície.

2.3.2. Ciclos de Fadiga

Como referido na secção anterior, o fenómeno de fadiga verifica-se quando existe um carregamento dinâmico, ou dependente do tempo. Com base nisto é possível afirmar que um ciclo

de tensão irá representar a variação da tensão aplicada ao longo do tempo ou ao longo de um determinado número de ciclos, em que se verificou o carregamento [28].

É possível identificar os ciclos de fadiga com base na amplitude de tensões ao longo do carregamento como:

- Amplitude constante:
 - Ciclo alternado – existe uma variação da natureza do carregamento, como por exemplo tração-compressão (figura 2.15 a) [28];
 - Ciclo repetido – Mantém-se a natureza do carregamento, por exemplo apenas tração (figura 2.15 b) [28];
 - Ciclo pulsante – Semelhante ao ciclo repetido, com a particularidade de $\sigma_{\min}=0$ [28].
- Amplitude variável:
 - Por Blocos (figura 2.15 c) [28];
 - Aleatório (figura 2.15 d) [28].

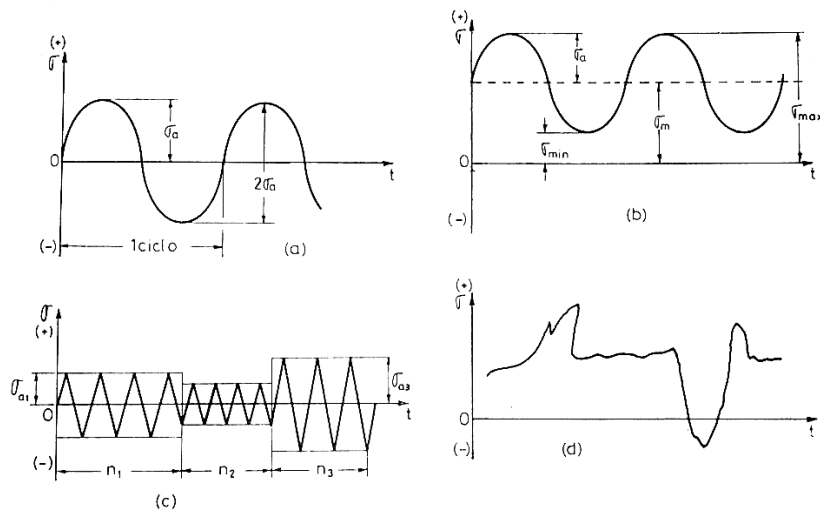


Figura 2. 15 - Ciclos de fadiga a) alternado b) pulsante c) por blocos d) aleatório [28]

Uma sollicitação dinâmica realizada, a amplitude de tensão constante, é constituída por N ciclos com a mesma onda, o mesmo não acontece no caso de carregamentos com amplitude de tensão variável. De um modo geral, a onda que caracteriza um ciclo de tensão pode ser descrita como uma função sinusoidal (equação 2.16), sendo que a frequência da onda (f) pode ser definida como o número de ciclos por minuto, ou por segundo (equação 2.17) em que t corresponde ao tempo correspondente à aplicação desse mesmo número de ciclos (N). Existem ainda casos de ondas, por exemplo, triangulares que representam também elas ciclos de tensão [28].

$$\sigma = \sigma_{\max} \text{sen}(2\pi f t) \quad (2.16)$$

$$f = \frac{N}{t} \quad (2.17)$$

Um dos aspetos que caracteriza um ciclo de tensões é também a quantificação da amplitude de tensão (σ_a) presente ao longo do mesmo, sendo que essa amplitude representa a diferença entre as tensões máxima (σ_{\max}) ou mínima (σ_{\min}) e a tensão média (σ_m). Essa amplitude pode ser descrita pela equação (2.18), uma vez que a tensão média é dada pela equação (2.19) [28]. Pode-se ainda

definir a gama de tensão ($\Delta\sigma$) pelo dobro da amplitude de tensão, ou como a diferença entre as tensões máxima e mínima. O mesmo se pode aplicar aos ciclos por blocos, uma vez que cada bloco se caracteriza por possuir uma amplitude de tensão constante, um número de ciclos definido e por valores de tensão máxima e mínima. Por outro lado, as caracterizações descritas não se podem aplicar a ciclos aleatórios, pois não se verificam relações definidas entre tensões e tempo [28].

$$\sigma_a = \frac{\sigma_{m\acute{a}x} - \sigma_{m\acute{i}n}}{2} \quad (2.18)$$

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{m\acute{a}x} + \sigma_{m\acute{i}n}}{2} \quad (2.19)$$

Outra variável que caracteriza um ciclo é a razão de tensões (R), que se define pelo quociente entre as tensões mínima e máxima (equação), sendo que nos casos particulares dos ciclos alternado e pulsante, essa razão assume os valores de $R=-1$ e $R=0$, respetivamente [28].

2.3.3. Ensaio de Fadiga

As leis que definem o comportamento dos materiais à fadiga são geralmente definidas após observação experimental de ensaios que utilizam provetes do material em questão, podendo inclusive por vezes ser efetuados esses ensaios nos próprios componentes. Esses ensaios permitem relacionar as amplitudes de tensões ou extensões com o número de ciclos que o material suporta até à rotura. Os ensaios em provetes por sua vez possuem uma natureza de carácter comparativo, pois apenas muito raramente possuem geometrias e dimensões idênticas às do componente em serviço e na têm na sua grande maioria como finalidade a seleção de materiais, tratamentos térmicos e mecânicos, etc. [28].

Os ensaios de fadiga podem ser classificados consoante o estado de tensão que se aplica e posteriormente segundo o modo de aplicação do estado de tensão [28]:

- Uniaxiais:
 - Flexão rotativa (alternada);
 - Flexão plana (alternada, repetida ou pulsante);
 - Torção alternada;
 - Tração-compressão (alternada, repetida ou pulsante);
- Biaxiais:
 - Flexão alternada ou tração alternada;
 - Tração ou compressão biaxiais;
 - Torção alternada com tração estática.

Os ensaios mais comuns e menos dispendiosos de realizar são os ensaios de solicitações uniaxiais, nos quais o provete é submetido a uma amplitude de tensão que se mantém constante ao longo do ensaio, cessando o ensaio aquando da rotura do provete ou após um determinado número de ciclos ($\approx 10^7$ - 10^8) a partir do qual se assume uma vida infinita do mesmo. O método mais comum de análise dos resultados consiste obtenção de curvas $S-N$ (*Stress-Number of cycles*) (figura 2.16), nas quais se apresenta os valores de tensão em função do número de ciclos até à fratura, este método permite observar o comportamento do material para uma solicitação.

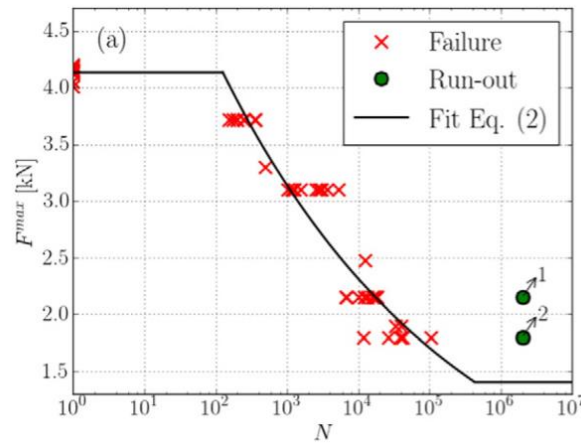


Figura 2. 16 - Curva $S-N$ [27]

É possível observar, de um modo geral, que para valores de número de ciclos superiores a $\approx 10^4$, a representação $S-N$ apresenta a forma de uma linha reta num gráfico bilogarítmico, podendo a equação da curva ser dada então pela equação (2.20) [28] e também, segundo *Olsson et al.* [27], pela relação de *Basquin* (equação 2.21), em que c e C' representam constantes do material e das condições nas quais se realizaram os ensaios.

$$\log S = \log C' - c \log N \quad (2.20)$$

$$SN^c = C' \quad (2.21)$$

Isto verifica-se, pois, o comportamento dos materiais à fadiga é influenciado por determinados fatores como:

- Acabamento superficial, revestimento e tensões residuais à superfície;
- Geometria e tamanho da peça;
- Concentrações de tensões;
- Estado de tensões;
- Meio ambiente;
- Temperatura;
- Material e tratamento térmico aplicado.

Contudo a influência dos aspetos mencionados não se mantém constante e apresenta dependência das condições de solitação. No caso do acabamento superficial, o mesmo acaba por ter uma grande influência, podendo mesmo ser considerado dos mais importantes, pois um elevado polimento e baixa rugosidade refletem-se numa diminuição significativa na quantidade de defeitos superficiais e picos de asperidades responsáveis pela origem de zonas de concentrações de tensões [28].

Olsson et al. [27] referem que o tempo de vida à fadiga se pode dividir entre vida finita e vida infinita à fadiga, sendo que geralmente esta vida infinita se pode identificar para valores de tensão a partir dos quais o provete suporta valores superiores a 10^7 - 10^8 ciclos, como referido anteriormente. Os autores dividem ainda a vida finita à fadiga em *Low Cycle Fatigue* e *High Cycle Fatigue*, em que no primeiro o processo é controlado pela acumulação de deformações plásticas a uma escala macroscópica e no segundo se aplicam os modelos de previsão. O *Low Cycle Fatigue* é também denominado por fadiga oligocíclica. Geralmente observa-se este tipo de vida à fadiga

na curva $S-N$ para um número de ciclos inferior a 10^4-10^5 . Também na curva $S-N$, é possível identificar o *High Cycle Fatigue* para um número de ciclos entre 10^4-10^5 e 10^7-10^8 [27,28].

2.3.4. Fadiga Oligocíclica

O fenómeno de fadiga oligocíclica corresponde a solicitações que se encontram entre o limite de cedência e a tensão máxima de tração (UTS), provocando deste modo uma plastificação do componente aquando do primeiro carregamento, havendo posteriormente uma acumulação de deformações com aumento do número de ciclos. O mesmo pode ser associado aos ciclos térmicos nos quais os materiais se encontram sujeitos a tensões provocadas pela dilatação ou expansão térmica do material, tratando-se assim de ciclos de extensão alternada ao invés dos ciclos de tensão alternada [28].

Ao ser sujeito a uma amplitude tensão superior ao limite de cedência, aquando do primeiro descarregamento, o material irá recuperar da sua deformação elástica mantendo a deformação sofrida no período de deformação plástica, ocorrendo um deslocamento da curva de tensão-extensão, este fenómeno designa-se por histerese. Ao repetir os ciclos de tensão irá haver um aumento de anéis de histerese (figura 2.17), resultando assim numa acumulação de deformações plásticas que se designa por fluência cíclica [28].

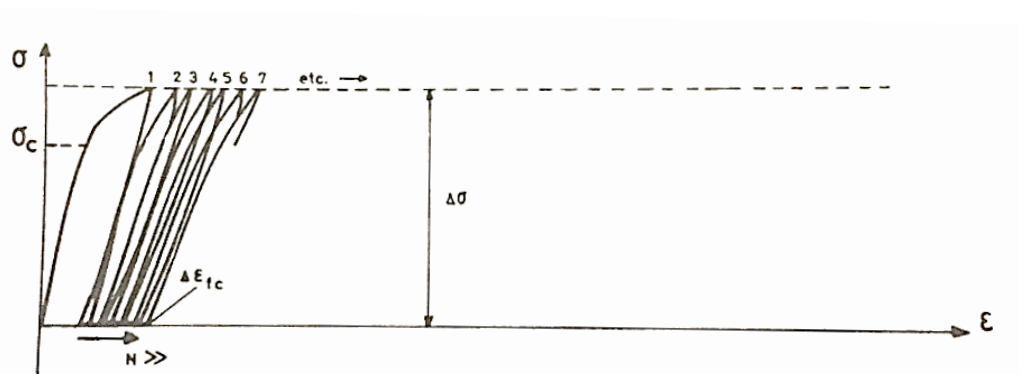


Figura 2. 17 – Gráfico σ - ϵ com representação de anéis de histerese [28]

O facto de o componente se encontrar sujeito a tensões bastante elevadas resulta sintomaticamente num menor número de ciclos suportado pelo material, porém o tempo necessário à rotura não se será necessariamente mais reduzido, estando ele também relacionado com a frequência do carregamento dinâmico [28].

A figura 2.18 apresenta uma relação entre a extensão plástica acumulada ($\Delta\epsilon_{pt}$) e o número de ciclos a que o componente foi sujeito que pode ser expressa pela equação (2.22), com C e m representando as constantes do material e σ_a a amplitude de tensões. A sua validade encontra-se demonstrada para diversos materiais, nomeadamente os aços de construção [28].

$$\Delta\epsilon_{pt} = C\sigma_a^m N \quad (2.22)$$

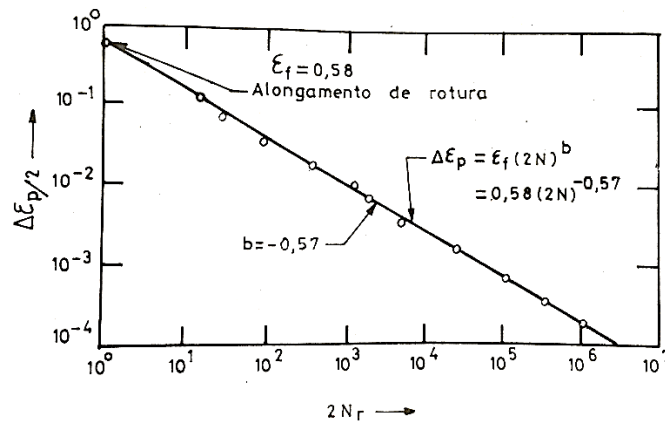


Figura 2. 18 – Exemplo de gráfico ϵ - N [28]

O modo mais comum de apresentação dos resultados de ensaios referentes a fadiga oligocíclica consiste na sua apresentação sob a forma de um gráfico de acumulação de deformação plástica em função do número de ciclos (figura 2.18). O valor da inclinação da reta, por noma, varia pouco entre os diferentes materiais, podendo muitas vezes ser utilizado o valor médio (-0,5) [28].

Atualmente o modelo mais consensual que relaciona a acumulação de deformação plástica e o número de ciclos corresponde ao modelo de *Coffin-Manson* e pode ser descrito pela equação (2.23), em que b muitas vezes assume o valor médio de 0,5 e C_1 pode ser facilmente obtido se se tiver em consideração que o valor máximo de deformação suportada pelo material corresponde à extensão de rotura do mesmo, algo que pode ser facilmente obtido através de um ensaio de tração [28].

$$\Delta\epsilon_{pt} N_r^b = C_1 \quad (2.23)$$

2.3.5. Fadiga Probabilística

Como referido anteriormente, quando um elemento, seja ele mecânico ou estrutural, é dimensionado e produzido devidamente um dos principais fenómenos responsáveis pela sua falha é o de fadiga. Contudo a falha por fadiga revela-se um acontecimento probabilístico e não determinístico, pois dentro de uma mesma população o seu tempo de vida à fadiga pode variar entre duas a três ordens de grandeza. Esta diferença pode ser explicada devido às condições de fabrico e de serviço do componente, como por exemplo, o desgaste a que o mesmo irá estar sujeito ao longo do seu tempo de vida [33].

Porém o limite de fadiga obtido através dos modelos de previsão resulta numa aproximação, sendo que na realidade existe uma real probabilidade de o componente falhar para valores de tensão abaixo desse mesmo limite [33]. Tal é verificado aquando de ensaios experimentais, nos quais é possível observar que para a mesma amplitude de tensão os diferentes elementos de uma mesma população possuem tempos de vida distintos.

Atualmente muitas entidades assumem então mais vantajoso dimensionar um componente com vista a uma probabilidade de falha aceitável, considerando o tempo de vida

correspondente como uma “vida segura” desse mesmo componente, por oposição ao dimensionamento com vista à vida infinita, ou de não falha do elemento [33].

No seguimento do referido nos parágrafos anteriores, tem existido um aumento do recurso à análise estatística das curvas $S-N$ e $\epsilon-N$ por parte de cientistas e engenheiros de materiais. Essa análise é coerente quando se consegue associar a distribuição de uma amostra de uma população de componentes segue uma distribuição conhecida [34].

A função de distribuição que descreve com precisão os resultados dos ensaios de fadiga não é conhecida, contudo os resultados obtidos, com a suposição que os mesmos seguem uma distribuição normal, são satisfatórios [28].

A norma ASTM E739-10(2015): *Standard Practice for Statistical Analysis of Linear or Linearized Stress-Life (S-N) and Strain-Life ($\epsilon-N$) Fatigue Data* [34] estabelece que para um correto tratamento dos dados e posteriormente uma devida comparação de resultados, os mesmos devem seguir uma distribuição normal e permitir a sua apresentação sob a forma de uma função linear, como demonstrado na figura 2.19. É ainda possível extrair informações referentes ao número mínimo recomendado de espécimes a ensaiar, bem como a percentagem de replicabilidade do ensaio.

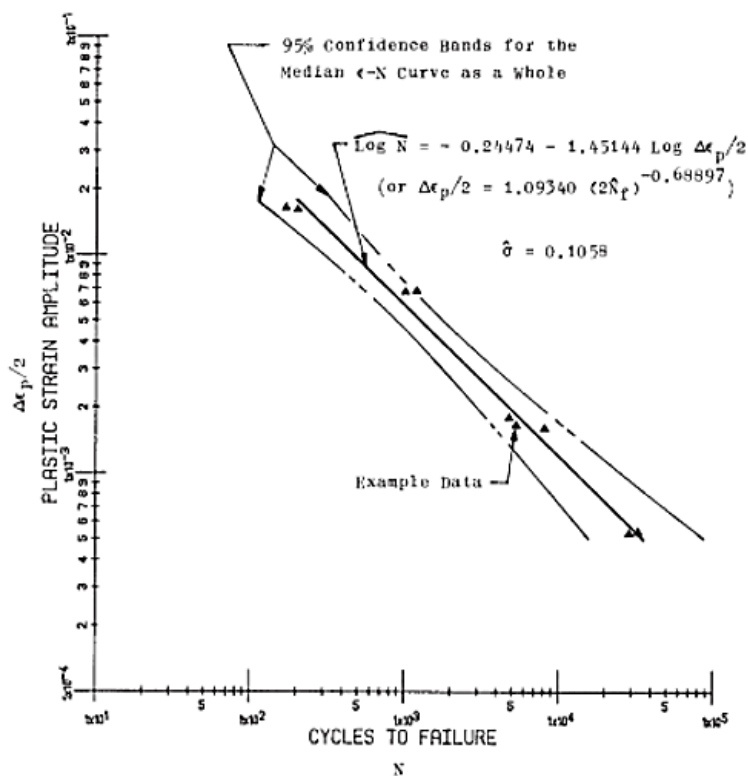


Figura 2. 19 – Gráfico $\epsilon-N$ com bandas de confiança [34]

O método mais indicado de apresentação de resultados seria um gráfico de superfície tridimensional cruzando os dados referentes à amplitude de tensão, número de ciclos e ainda distribuição apresentada. Porém é possível ainda apresentar num gráfico bidimensional as diferentes curvas que relacionam a tensão e o número de ciclos em função da distribuição apresentada (figura 2.20) [28].

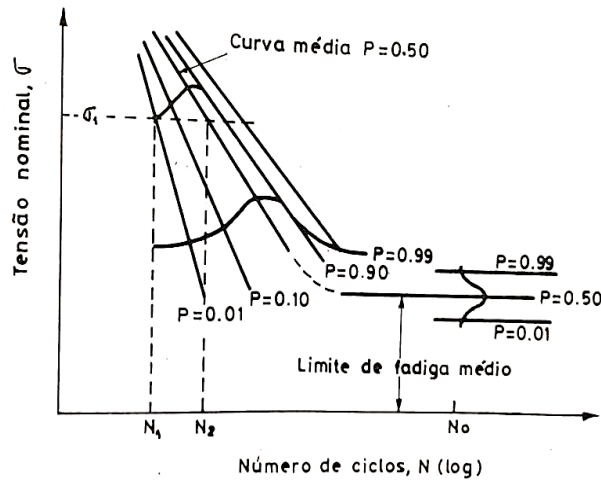


Figura 2. 20 – Gráfico σ - N com sobreposição de distribuição de probabilidade [28]

Segundo *Brian L. Vlcek, Robert C. Hendricks & Erwin V. Zaretsky* [33] após a análise estatística de ensaios de fadiga realizados a três alumínio distintos observaram que a norma não apresentava distinções estatísticas satisfatórias que permitisse uma devida escolha dos materiais. Os autores apresentam uma análise estatística dos dados com base nos parâmetros de *Johnson-Weibull*.

Esta análise fundamenta-se na função de distribuição de probabilidade identificada empiricamente por *Weibull* [35] em 1939 e que pode ser descrita pela equação (2.24), em que S representa a probabilidade de sobrevivência a ser considerada, L_X representa o número de ciclos após os quais $1-S$ por cento das amostras falharam e L_β representa o tempo de vida característico após o qual 63.2% das amostras falharam. Por fim m representa o declive da função de *Weibull* (figura 2.21) e fornece indicações acerca da dispersão dos dados, em que para $m=1$ a distribuição será exponencial e para $m=3,57$ será uma distribuição normal [33].

$$\ln \ln \frac{1}{S} = m \ln \frac{L_X}{L_\beta} ; 0 < L_X < \infty ; 0 < S < 1 \quad (2.24)$$

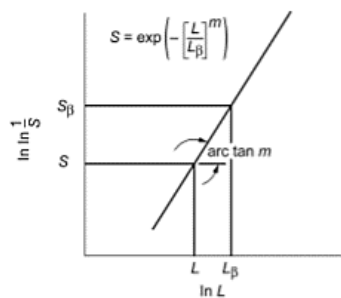


Figura 2. 21 – Função distribuição de *Weibull* [33]

Posteriormente *Johnson* desenvolveu um método baseado nos parâmetros de *Weibull* de modo a estabelecer uma probabilidade à qual chamou número de confiança, que de um modo resumido permite estabelecer uma razão estatística que permite afirmar que uma determinada população A é melhor que a população B. Esse número de confiança pode ser calculado através da derivação de determinadas equações e recorrendo ao número de graus de liberdade, ao rácio médio de vida das populações e ao declive m de *Weibull* [33].

Brian L. Vlcek, Robert C. Hendricks & Erwin V. Zaretsky [33] no seu artigo submeteram os três tipos de alumínio a ensaios de flexão rotativa, tendo registado os resultados e apresentado os mesmos sobre a forma de um gráfico tensão-tempo de vida (figura 2.22). Foi possível concluir, após comparação estatística, que a norma ASTM E739 e o método de *Johnson-Weibull* apresentam os mesmos valores de expoente de p na curva tensão-tempo de vida para uma probabilidade de 50%. Por outro lado, a norma não consegue distinguir estatisticamente entre Al 6061 e Al 7071, contrariamente o método apresentado pelos autores possibilitou a distinção e hierarquização dos materiais com um razoável nível de certeza estatística.

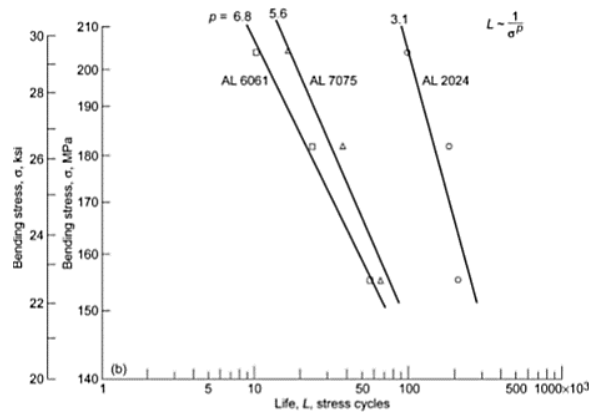


Figura 2. 22 – Gráfico σ - N para três tipos de alumínios [33]

2.4. Maquinação de Provetes

O processo tecnológico de obtenção de componentes visa transformar a forma de esse mesmo componente. De entre os diferentes processos surgem os que se baseiam na remoção do excesso de material compreendido entre a forma final e a forma inicial da peça. Esses processos são denominados por tecnologias de corte, sendo que, entre os processos conhecidos se destaca a maquinação em termos de importância, versatilidade e utilização na indústria. A maquinação procede à remoção de material por recurso a um elemento que contacta com a peça, a ferramenta, e outro que é responsável pelo movimento entre ambos, a máquina-ferramenta [36].

Um dos processos convencionais mais comuns é o torneamento, processo que tem como finalidade a obtenção de superfícies de revolução, utilizando ferramentas monocortantes, sendo o movimento da ferramenta dado segundo um eixo co-planar ao eixo de rotação da máquina. Com base nesse movimento da ferramenta o torneamento é caracterizado, por exemplo, em:

- Torneamento cilíndrico – movimento retilíneo paralelo ao eixo de rotação, podendo ser interior ou exterior consoante a posição da ferramenta [36];
- Torneamento cónico – movimento concorrente com o eixo de rotação, podendo também ele ser interior ou exterior [36];
- Facejamento – movimento retilíneo perpendicular ao eixo de rotação [36];
- Sangramento – movimento retilíneo que visa produzir um entalhe no componente, podendo ser radial se o movimento for perpendicular ao eixo de rotação, ou radial se o movimento for paralelo ao eixo de rotação [36].

Com base na crescente necessidade do aumento da cadência dos sistemas de produção surge também, sintomaticamente, a necessidade de maximizar a quantidade de volume removido

durante as operações. Esse volume de material removido por unidade de tempo pode definir-se como taxa de remoção de material (Z_M), ou ainda como o fluxo de material que atravessa uma determinada área de corte (A_c), sendo quantificado pela equação (2.25) [36]:

$$Z_M = A_c \cdot v_c \quad (2.25)$$

Em que v_c representa a velocidade de corte. Essa taxa apresenta relativo interesse, pois pode ser relacionada com a potência necessária para efetuar o corte (N_M). Para esse efeito é necessário o conhecimento prévio sobre a energia necessária para remover uma unidade de volume do material, a qual se denomina energia específica de corte (K_s). Podendo assim relacioná-las com recurso à equação (2.26) [36]:

$$N_M = K_s \cdot Z_M \quad (2.26)$$

No caso específico do torneamento exterior (figura) pode verificar-se que a velocidade ao longo da aresta principal de corte varia entre um valor máximo e um valor mínimo, pelo que para a aplicação da equação deve ser considerada a velocidade média de operação dada pela equação (2.27) [36]:

$$v_m = \pi n_r \frac{d_m + d_w}{2} \quad (2.27)$$

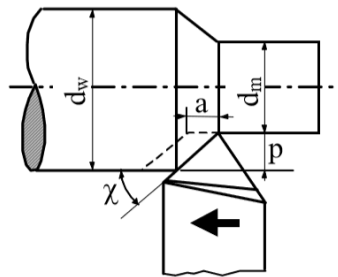


Figura 2. 23 - Parâmetros de corte para torneamento cilíndrico [36]

Considerando a área de corte como sendo o produto entre o avanço (a) e a profundidade de corte (p_c) foi definida então a taxa de remoção de material, sendo representada pela equação (2.28) [36]:

$$Z_M = ap_c \pi n_r \left(\frac{d_m + d_w}{2} \right) \quad (2.28)$$

O mesmo se pode aplicar nas operações de facejamento e de sangramento (figura 2.24), contudo caso essas operações sejam realizadas até ao centro da peça, o diâmetro interior, que rege o valor mínimo de velocidade, será nulo, sendo que nessas situações a taxa de remoção de material é dada pela equação (2.29) [36]:

$$Z_M \cong ap_c \pi n_r d_m \quad (2.29)$$

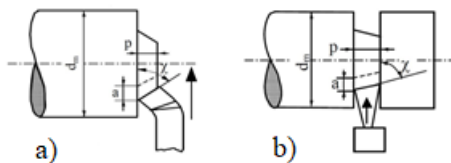


Figura 2. 24 - Parâmetros de corte a) facejamento b) sangramento [36]

As operações de maquinação podem dividir-se em dois tipos: (i) operações de desbaste e (ii) operações de acabamento. No caso (i) pretende-se remover a máxima quantidade de material no menor tempo possível, ou seja, aumentar a taxa de remoção de material, no caso (ii) os parâmetros são condicionados pela qualidade superficial e rugosidade requeridas. Com base neste dado torna-se pertinente uma seleção cuidadosa de avanço e profundidade de corte. O avanço corresponde à progressão ou percurso da ferramenta realizado numa rotação e como tal revelou-se o fator mais influente, pois apresenta grande influência na definição da rugosidade média, conjuntamente com o raio de ponta da ferramenta (r_e) (figura 2.25). Pelo que uma redução do avanço se traduz em melhorias a nível do acabamento superficial, contudo se o valor for demasiado baixo pode resultar da ocorrência de vibrações, pelo que se recomenda que [36]:

$$0,1 \leq \frac{a}{r_e} \leq 0,33 \quad , \text{ para operações de acabamento} \quad (2.30)$$

$$\frac{a}{r_e} \cong 0,5 \quad , \text{ para operações de desbaste} \quad (2.31)$$

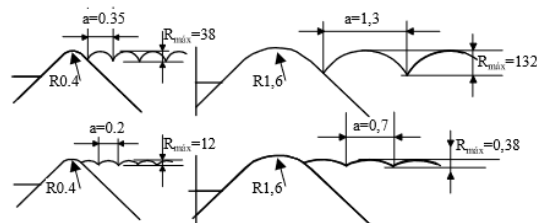


Figura 2. 25 – Rugosidade em função do avanço e do raio de ponta da ferramenta [36]

A profundidade de corte, ou largura de penetração da principal aresta de corte, corresponde ao comprimento da aresta que intercede na operação, que por sua vez não intervém de um modo direto na definição do acabamento. A profundidade de corte tem influência no plano das forças inerentes ao corte, facto pelo qual se utilizam profundidades reduzidas nas operações de acabamento, contudo, na presença de grande rigidez por parte dos elementos constituintes do sistema, como ferramenta e fixação da peça por exemplo, o efeito da penetração torna-se desprezável. Como tal, deve-se ainda garantir que o corte para determinados limites recomendados (equação 2.32) de modo a garantir que o processo não seja realizado apenas com a ponta da ferramenta, como [36]:

$$2,5 \leq \frac{p_c}{r_e} \leq 5 \quad (2.32)$$

2.5. Ensaaios

2.5.1. Micro-Indentação de Vickers

A dureza, apesar da sua natureza empírica, pode ser correlacionada com a tensão de cedência de grande parte dos materiais metálicos, sendo também um excelente indicador da sua maquinação, ductilidade e resistência ao desgaste. Deste modo, os ensaios utilizados para a medição da dureza tornam-se bastante uteis no processo de caracterização dos materiais e também no controlo de qualidade do processo de fabrico desses mesmos materiais [28,37].

Os ensaios de micro-indentação de *Vickers* utiliza um indentador com a forma de uma pirâmide quadrangular, com as faces dotadas de uma inclinação de 136°, como se verifica pela figura 2.26. O indentador é então pressionado com uma força no intervalo de 1 a 1000 *g.f* com a duração de 15 segundos, deixando uma impressão na superfície do material, a qual é posteriormente medida, sendo obtido no final do ensaio o valor de dureza através da equação (2.33), em que P_l representa a força de indentação e d_l o comprimento médio da diagonal de impressão [28,37].

$$HV = 1,8544 \frac{P_l}{d_l} \quad (2.33)$$

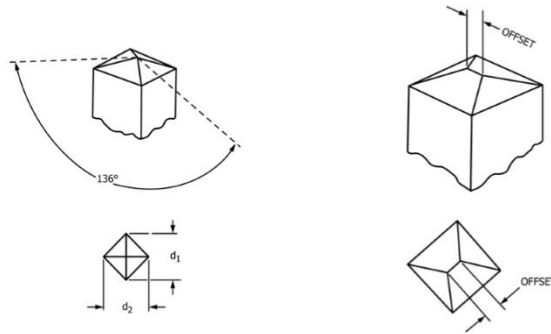


Figura 2. 26 – Geometria de indentador para ensaio micro-indentação de *Vickers* [37]

O ensaio assume a não recuperação elástica do material após a remoção do indentador e permite detetar variações de dureza no material, pelo que é recomendada a realização de diversas indentações e posterior consideração do valor médio e desvio-padrão dos valores obtidos [37].

Uma das vantagens do ensaio é que permite a possibilidade de obtenção de valores de dureza para materiais muito duros (até 1500 HV), apresentando também vantagens pelo facto de ser utilizada uma micro-indentação, ou seja, o tamanho da impressão é extremamente pequeno, o que não implica marcas significantes em componentes já fabricados que possam inviabilizar a sua utilização [28].

De modo a obter medições mais corretas quanto possível, é necessário ter em atenção as seguintes recomendações [28,37]:

- A superfície do material deve estar polida;
- Reduzir e se possível eliminar vibrações;
- Fixação sólida das amostras;
- As distâncias compreendidas entre o limite da peça e o centro da indentação e também entre os centros de impressões deve ser superior a 2,5x a diagonal da base de impressão (figura 2.27).

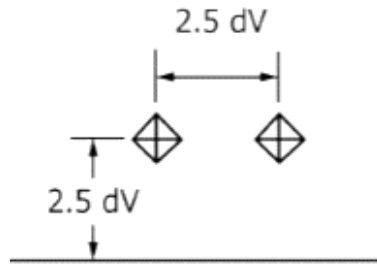


Figura 2. 27 - Distâncias de ensaio de micro-indentação de *Vickers* [37]

2.5.2. Tração Uniaxial

A principal finalidade dos ensaios mecânicos é obter resultados que sejam o reflexo do comportamento mecânico dos materiais, resultados esses a partir dos quais se torna possível avaliar propriedades como resistência e ductilidade dos mesmos, que posteriormente irão possibilitar a aproximação de tensões e extensões admissíveis [28].

O ensaio de tração submete um provete do material a uma força axial continuamente crescente até se verificar a rotura, sendo realizada uma observação e registo simultâneo do alongamento sofrido pelo provete. É extremamente importante garantir a axialidade da força aplicada, pois pequenos desvios irão adicionar componentes de flexão provocando uma alteração na natureza do estado de tensão, falseando os resultados obtidos [28].

Os resultados são apresentados sob a forma de uma curva σ - ϵ (tensão-extensão) (figura 2.28) de carácter nominal. A tensão nominal corresponde à tensão média no provete podendo ser descrita pela equação (2.34), onde T representa a carga aplicada e A_0 a área inicial da secção transversal de prova do provete.

$$\sigma = \frac{T}{A_0} \quad (2.34)$$

A extensão nominal corresponde à extensão linear média dada pelo quociente entre a variação do comprimento (Δl) e o comprimento inicial (l_0), ambos referentes à zona de prova (equação 2.35) [28].

$$\epsilon = \frac{\Delta l}{l_0} = \frac{l-l_0}{l_0} \quad (2.35)$$

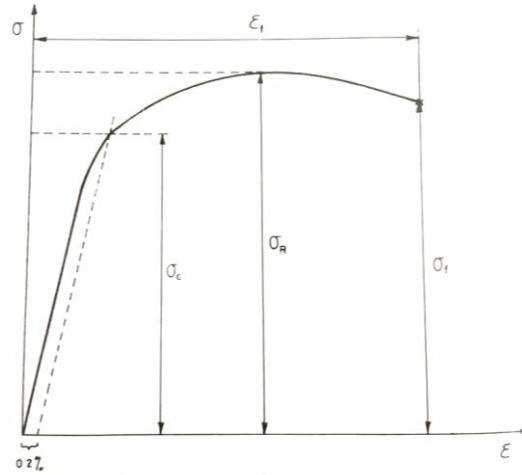


Figura 2. 28 – Curva σ - ϵ nominal [20]

A curva σ - ϵ que caracteriza o material permite ainda obter informações referentes à tensão de rotura do material (σ_R), também conhecida como tensão máxima de tração (UTS), tensão de fratura (σ_f) e tensão de cedência (σ_c), que corresponde à tensão necessária para produzir uma extensão plástica de 0,2% [28].

Como referido é ainda possível avaliar a ductilidade do material, podendo caracterizar a mesma pelo alongamento à rotura (ϵ_f) (equação 2.36) e pela redução de área ou coeficiente de estricção (q) (equação 2.37) [28].

$$\epsilon_f = \frac{l_f - l_0}{l_0} \quad (2.36)$$

$$q = \frac{A_0 - A_f}{A_0} \quad (2.37)$$

A curva de σ - ϵ nominal, ainda assim, não traduz as verdadeiras características do material pois baseia-se apenas nas dimensões iniciais e finais do provete, que como se sabe variam ao longo do ensaio. Com base nessa observação, é possível afirmar que a área da secção transversal diminui ao longo do ensaio, pelo que a carga necessária para deformar o material também irá diminuir. Deste modo, se os valores de extensão forem medidos para cada instante é possível obter a curva $\bar{\sigma}$ - $\bar{\epsilon}$ verdadeira. Assim é possível descrever a tensão verdadeira ($\bar{\sigma}$) através da equação (2.38)

$$\bar{\sigma} = \sigma(1 + \epsilon) \quad (2.38)$$

Onde σ representa a tensão a que o material se encontra sujeito em cada instante e ϵ a extensão verificada até esse mesmo instante. Do mesmo modo é possível obter a extensão verdadeira $\bar{\epsilon}$ pela equação (2.39), contudo estas relações apenas se devem aplicar até à estricção.

$$\bar{\epsilon} = (1 + \epsilon) \quad (2.39)$$

Após se ultrapassar o valor de carga máxima, os valores de extensão verdadeira deverão ser aproximados pelos valores medidos de área da secção transversal em cada instante, como descrito pela equação (2.40), em que A representa a área da secção num determinado instante [28].

$$\bar{\epsilon} = \ln \frac{A_0}{A} \quad (2.40)$$

Como é conhecido a curva que traduz o comportamento do material, no domínio compreendido entre as tensões de cedência e rotura, pode ser descrita pela equação (2.41) podendo ainda ser apresentada numa escala bilogarithmica (figura 2.29 a), em que n representa o coeficiente de encruamento do material, com valores compreendidos entre 0 e 1 (figura 2.29 b), e K corresponde ao coeficiente de resistência. Os coeficientes identificados são característicos do material e dependem, entre outros parâmetros, por exemplo do tratamento térmico a que o material fora submetido. O coeficiente de encruamento é indicativo da capacidade de encruamento do material e nomeadamente da sua ductilidade, refletindo a sua capacidade em deformar plasticamente, em que para $n=0$ o material se considera perfeitamente plástico e para $n=1$ o material se identifica como perfeitamente elástico. O coeficiente de resistência representa a tensão verdadeira para uma extensão verdadeira igual à unidade [28].

$$\bar{\sigma} = K \bar{\epsilon}^n \quad (2.41)$$

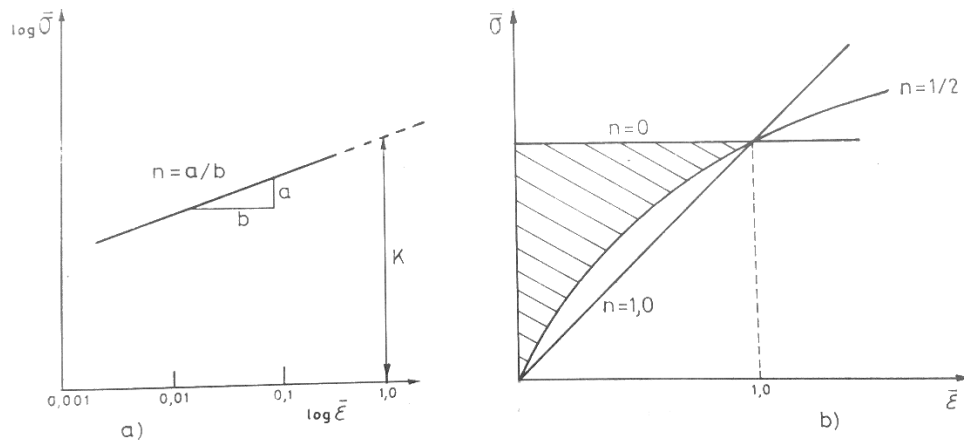


Figura 2. 29 - Curva $\bar{\sigma} - \bar{\epsilon}$ verdadeira a) bilogarithmica b) diferentes coeficientes de encruamento [28]

3. Procedimento Experimental

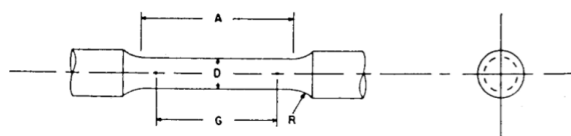
3.1. Produção de Provetes

3.1.1. Dimensionamento de Provetes

De modo a realizar o estudo do aço DIN 16MnCr5, com a composição apresentada na tabela 3.1 [38], foi necessário proceder ao fabrico de provetes de perfil circular [39]. Os mesmos destinam-se a ensaios de tração uniaxial e ensaios de fadiga. Partindo inicialmente de varão com perfil circular de diâmetro igual a 20 mm e comprimento de 200mm, fornecido pela empresa *Ramada Aços*, sendo posteriormente maquinado até às dimensões descritas pela norma *E8/E8M-13a: Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials* [39] para *round tension small-size test specimens proportional to the standard specimen*, como se encontra indicado na figura 3.1.

Tabela 3. 1 - Composição química DIN 16MnCr5

Elemento	C	Si	Mn	P	S	Cr
%	0,14-0,19	0,4	1,00-1,30	0,025	0,035	0,80-1,10



	Dimensions, mm [in.]				
	For Test Specimens with Gauge Length Five times the Diameter [E8M]		Small-Size Specimens Proportional to Standard		
	Standard Specimen	Specimen 2	Specimen 3	Specimen 4	Specimen 5
G—Gauge length	62.5 ± 0.1	45.0 ± 0.1	30.0 ± 0.1	20.0 ± 0.1	12.5 ± 0.1
D—Diameter (Note 1)	[2.500 ± 0.005]	[1.750 ± 0.005]	[1.250 ± 0.005]	[0.800 ± 0.005]	[0.565 ± 0.005]
	12.5 ± 0.2	9.0 ± 0.1	6.0 ± 0.1	4.0 ± 0.1	2.5 ± 0.1
	[0.500 ± 0.010]	[0.350 ± 0.007]	[0.250 ± 0.005]	[0.160 ± 0.003]	[0.113 ± 0.002]
R—Radius of fillet, min	10 [0.375]	8 [0.25]	6 [0.188]	4 [0.156]	2 [0.094]
A—Length of reduced section, min (Note 2)	75 [3.0]	54 [2.0]	36 [1.4]	24 [1.0]	20 [0.75]

Figura 3. 1 - Dimensões de provetes de seção circular [39]

A norma *E8/E8M-13a* [39] apresente ainda as seguintes notas que foram tomadas em consideração pelo autor de modo a adaptar os provetes às amarras, da Máquina de Ensaio Universal Servo-Hidráulica Instron 1342 (+/-250 kN e +/-75 mm de curso), existentes no Laboratório de Mecânica (Vibrações e Ruído, Ensaio Mecânicos, Materiais) da Escola Superior de Tecnologia de Setúbal – Instituto Politécnico de Setúbal (figura 3.2):

- i. Se desejado, o comprimento da secção reduzida pode ser aumentado de modo a acomodar um extensómetro que qualquer comprimento de prova conveniente. As marcas de referência para a medição de alongação devem, ainda assim, estar espaçadas com o comprimento de prova indicado [39];
- ii. O comprimento de prova e os raios dos *fillets* deverão ser os indicados, contudo as terminações dos provetes poderão ter uma forma tal que se adeque às amarras da máquina de ensaio, de modo a garantir que a força é aplicada axialmente. É

aconselhado que a terminação ocupe uma dimensão igual a dois terços do comprimento da amarra [39].



Figura 3. 2 - Amarras para provetes cilíndricos <13 mm

Com base nas recomendações referidas acima e de acordo com as dimensões das amarras, nomeadamente o comprimento da zona de contacto entre a amarra e o provete que tem dimensão igual a 56,05 mm, foi então possível dimensionar o provete normalizado com as dimensões descritas na figura 3.3.

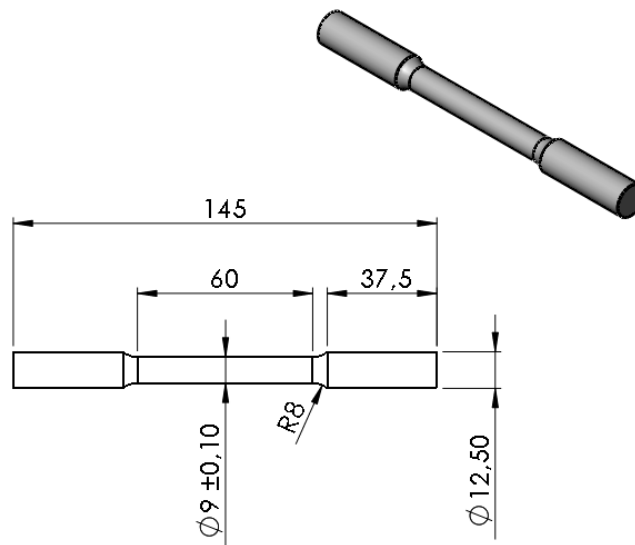


Figura 3. 3 - Dimensões de provete para estudo

3.1.2. Parâmetros e códigos de corte

Os provetes foram maquinados em torno numérico, ou CNC, *HAAS TL-1* (figura 3.4), que apresenta uma potência disponível de 7,5 kW e uma velocidade máxima de rotação de 1800 rpm, presente no Laboratório de Tecnologias Avançadas de Produção da Escola Superior de Tecnologia de Setúbal – Instituto Politécnico de Setúbal (ESTS-IPS). Como tal foi necessário criar um programa de input do percurso de ferramenta no torno. Para a elaboração da programação do torno foi ainda necessário calcular previamente os parâmetros de corte necessários fornecer ao programador.



Figura 3. 4 - Torno HAAS - TL1

Com o auxílio do Sr. Professor Doutor José Simões, foi elaborada a programação da operação de torneamento com recurso ao software *CAM MasterCam X3*, existente na sua versão educacional no Laboratório de Tecnologias Avançadas de Produção da ESTS-IPS. Inicialmente foi construído um código correspondente à elaboração de um provete de teste, designado por T1 (ver figura 3.5) de modo a poder identificar possíveis erros e otimizar o processo de fabrico. No anexo A é apresentado o código intercalar gerado para a produção do provete teste. Após ter sido identificado um conflito, referente à não interpretação de coordenadas auxiliares (figura 3.6 a), foi procedida a correção do código adicionando os caracteres G53 e G00, de modo a seleccionar as coordenadas de máquina e posicionar a ferramenta, respetivamente, numa posição de segurança para alternar entre operações. Este novo código, para a produção do provete teste, encontra-se no anexo B. Foi também realizada uma simulação no controlador, anterior à maquinação do provete T1 (figura 3.6 b). O controlo do raio de *fillet* da transição entre diâmetro de prova e diâmetro de amarra foi elaborado através de um projetor de perfis *Mitutoyo PJ-A3000* (figura 3.7).

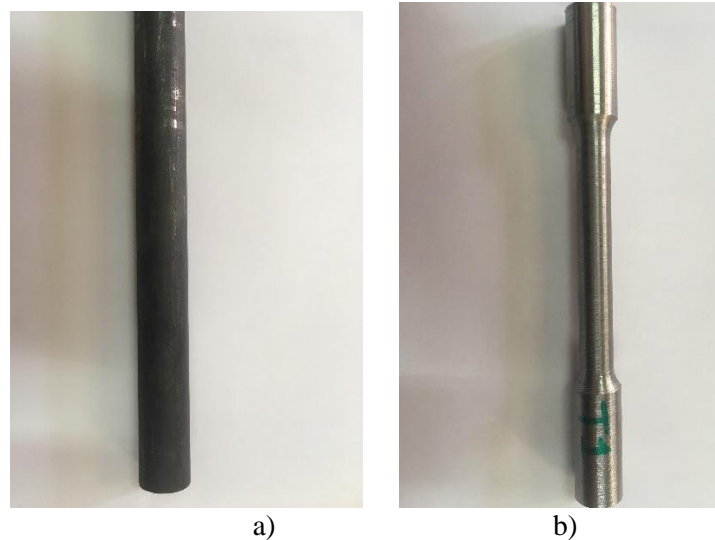
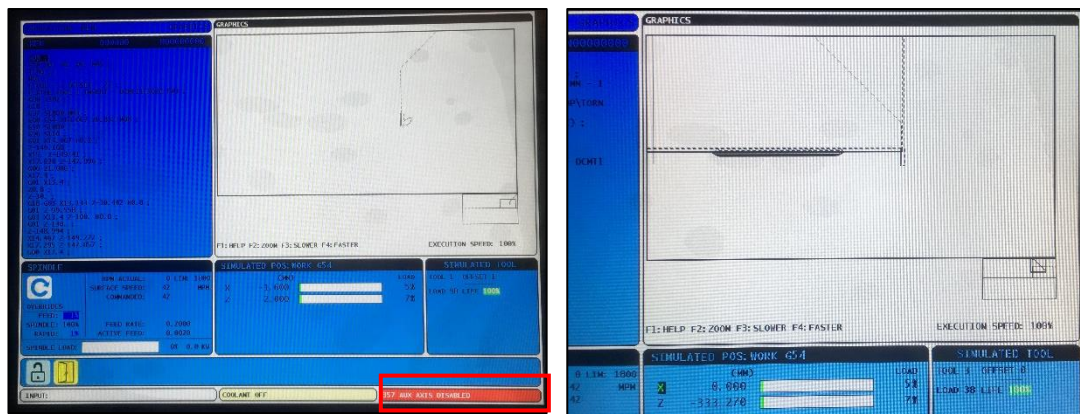


Figura 3. 5 - Provette de Teste T1: a) pré maquinação, b) pós maquinação



a)

b)

Figura 3. 6 - Simulação de maquinação a) com erro detetado b) corrigida



Figura 3. 7 - Dimensões do raio de *fillet* calculados por projetor de perfis Mitutoyo PJ-A3000

Posteriormente e tendo em vista o mau acabamento presente no provete de teste T1, foi ainda elaborado um novo código (anexo C) por forma a testar as influências de velocidade de corte e avanço no acabamento (figura 3.8), tendo ainda sido medidas as rugosidades médias das superfícies, no Laboratório de Controlo de Qualidade da ESTS-IPS, com auxílio do Sr. Professor José simões e com recurso a um rugosímetro *Mitutoyo SJ-210* (figura 3.9), analisando a rugosidade ao longo do comprimento de análise definido pelo rugosímetro (17,5mm). Os parâmetros utilizados, bem como as rugosidades correspondentes encontram-se descritos na tabela 3.1. Os valores são concordantes com o apresentado na secção 2.4.2., em que um menor avanço permite um melhor acabamento.



Figura 3. 8 - Zonas R1, R2 e R3 para teste de parâmetros de corte

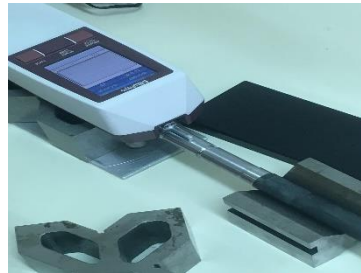


Figura 3. 9 - Medição de rugosidade média com auxílio de rugosímetro *Mitutoyo SJ-210*

Tabela 3. 2 - Parâmetros de corte testados e rugosidade média correspondente

Amostra	a [mm/rev]	v_c [m/min]	Rugosidade [μm]
T1	0,10	74,93	1,177
R1	0,50	100,00	0,857
R2	0,50	70,00	0,803
R3	0,20	100,00	0,541

As pastilhas utilizadas para facejamento, desbaste e acabamento (ref. DCMT 11T308E-FM) e para sangramento (ref. LCMF 031604-CM), bem como os suportes para facejamento (ref. SDJCR 2020k11-M-A), desbaste e acabamento (ref. SDNCN 2020K11-M-A) e sangramento (ref. GFIR 2020K03) existentes no Laboratório de TAP da ESTS-IPS, adquiridas ao fornecedor *Dormer Pramet*.

Os parâmetros de corte foram calculados tendo em conta as equações (2.15), (2.16), (2.17), (2.18), (2.19). Inicialmente os parâmetros foram calculados tendo em vista o total aproveitamento da potência do equipamento. No entanto, tal não foi possível devido a exceder o limite de rotação do torno, como consequência foram calculados novos parâmetros de processo de corte com vista ao aproveitamento da rotação máxima permitida pelo equipamento (ver tabela 3.3).

Tabela 3. 3 - Cálculos relativos aos parâmetros de corte

Tipo	Op. Nº	ϕ_w [mm]	ϕ_m [mm]	r_ϵ [mm]	a [mm/rev]	p [mm]	A_c [m^2]	n [rpm]	v_c [m/min]	Z [m^3/s]	N [W]
Facejamento	1	20	0	0,8	0,100	0,25	2,50E-08	1800,00	56,55	2,36E-08	60,9
Torneamento ext.	2 e 3	20	19,5	0,8	0,100	0,25	2,50E-08	1800,00	111,68	4,65E-08	120,2
Acabamento	4	13	12,5	0,8	0,010	0,25	2,50E-09	1800,00	72,10	3,00E-09	7,8
Sangramento	5	13	3	0,4	0,100	3,00	3,00E-07	1800,00	45,24	2,26E-07	584,5

Após os testes realizados, garantindo assim as dimensões do provete, os parâmetros de corte foram então testados no material sobre o qual incide o teor da dissertação, o aço DIN 16MnCr5, tendo sido testada a qualidade do acabamento superficial providenciado pela operação de acabamento através da medição da rugosidade média, no Laboratório de Controlo de Qualidade da ESTS-IPS, com o auxílio da Senhora Professora Anastasia Ramos. Inicialmente a referida operação foi testada (T2) sem ponto rotativo de apoio, tendo apresentado um acabamento não homogêneo ao longo do provete. Posteriormente foram realizados dois testes T3 e T4 com avanços iguais a 0,01 mm/rev e 0,05 mm/ver, tendo o provete T4 revelado um acabamento mais uniforme aquando da inspeção visual. Os valores de rugosidade média referentes aos acabamentos dos testes T2 a T4 encontram-se descritos na tabela 3.3. Os valores de rugosidade média não apresentam grande discrepância entre si e consideram-se aceitáveis, no entanto revelou-se pertinente a utilização do ponto rotativo (figura 3.10).

Tabela 3. 4 - Comparação de rugosidade média com e sem ponto rotativo

Amostra	a [mm/rev]	v _c [m/min]	Rugosidade [μm]	
T2	0,01	72,10	1,649	S/ ponto rotativo
T3	0,01	72,10	1,685	C/ ponto rotativo
T4	0,05	72,10	1,414	

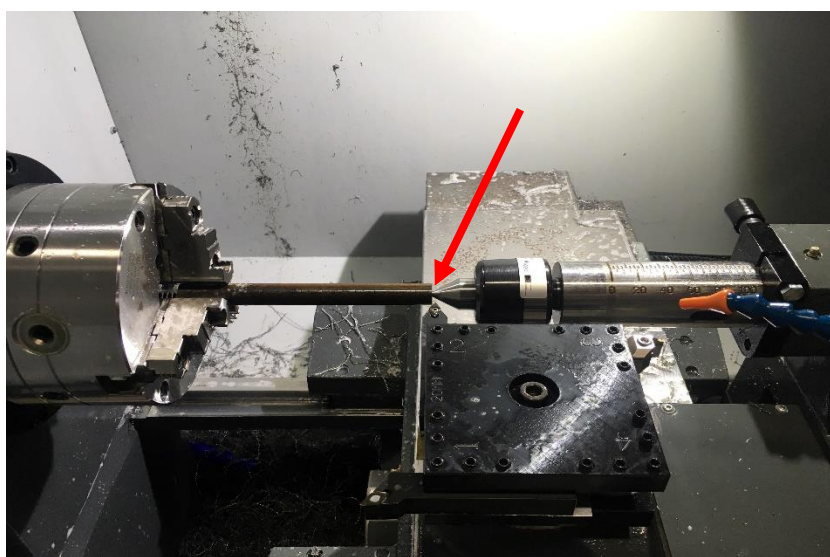


Figura 3. 10 - Maquinação com ponto de apoio rotativo

Com base nos valores apresentados foi alterado o avanço da operação de acabamento de 0,01 mm/rev para 0,05 mm/rev, de modo a reduzir o tempo de maquinação. Posteriormente foi então possível elaborar um novo código já com os parâmetros de corte finais e com vista à utilização do ponto rotativo (anexo D) e ainda um plano de processo que se encontra descrito em anexo E.

Para garantir um maior rigor e uma igual medição das ferramentas utilizadas foi ainda utilizado um encostador magnético *Vertex HP-50A*. Na figura 3.11 pode-se observar o ponto inicial do encostador, sendo que posteriormente as ferramentas foram movidas até ao ponto zero do encostador, de modo a garantir as medidas em relação ao mesmo ponto (figura 3.12). No caso

da ferramenta 2 foi ainda necessário acrescentar a distância compreendida entre a face lateral do suporte e o eixo que passa no centro da pastilha.

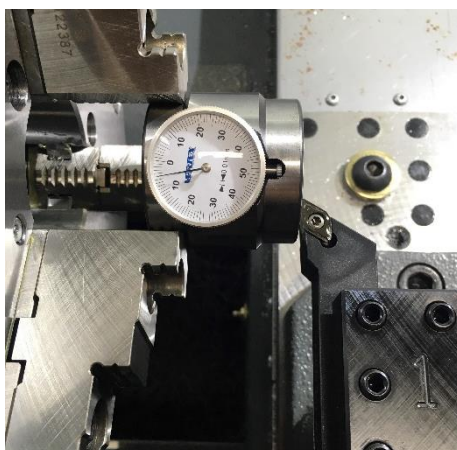


Figura 3. 11 - Ferramenta antes do contacto com o encostador

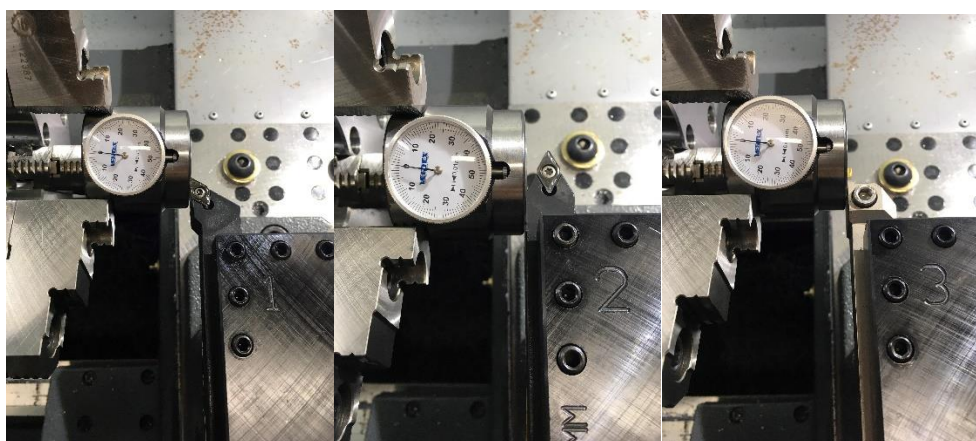


Figura 3. 12 - Ferramentas 1, 2 e 3 na posição 0 (zero) do encostador

Ao longo da produção dos provetes destinados aos ensaios, foram realizados simultaneamente os controlos referentes ao diâmetro de prova, podendo esses mesmos dados ser observados na tabela 3.4. Aquando da produção dos provetes foi estabelecido contacto com o fornecedor das pastilhas de corte com o intuito de obtenção de material para garantir um melhor acabamento. De acordo com os parâmetros utilizados e comunicados ao fornecedor foram recomendadas as pastilhas de ref. DCMT 11T308E-FF. Após a obtenção das mesmas foram então maquinados 5 provetes (P33 ao P37), sendo o seu controlo apresentado na tabela 3.5. Através da análise do controlo dos provetes (P33 ao P37) foi verificado um melhoramento do diâmetro de prova obtido e também da estética da apara removida bem como a sua saída, contudo foi possível observar a não uniformidade do acabamento conferido ao provete. Como tal tornou-se pertinente, perante os parâmetros utilizados, o retorno à maquinação com recurso às pastilhas de corte inicialmente utilizadas.

Os dados relativos ao controlo do acabamento, ou seja, os valores de rugosidade média foram medidos em três zonas do provete (figura 3.13) e posteriormente foi calculado o valor médio de rugosidade média em cada provete, podendo também os dados ser observados nas tabelas 3.4 e 3.5.

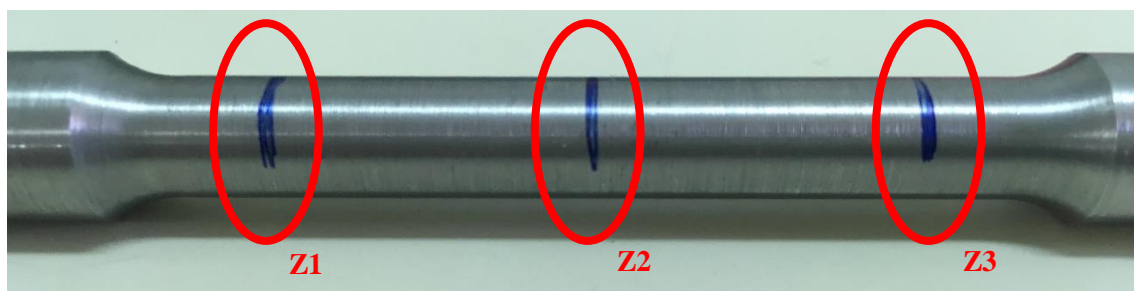


Figura 3. 13 – Zonas de medição de rugosidade média na zona de prova dos provetes

Tabela 3. 5 - Dados relativos ao controlo do diâmetro de prova e rugosidade média do provete P_i

Amostra	Rugosidade [μm]				D _p [mm]
	Z1	Z2	Z3	Média	
P1	1,606	1,138	1,780	1,508	8,90
P2	1,475	0,622	1,202	1,100	8,90
P3	1,655	1,278	1,592	1,508	8,95
P4	1,081	0,744	0,702	0,842	9,00
P5	1,232	0,899	0,959	1,030	9,00
P6	0,781	1,050	1,046	0,959	8,90
P7	0,795	1,055	1,068	0,973	9,00
P8	0,922	0,937	0,798	0,886	9,00
P9	1,163	1,406	1,340	1,303	8,95
P10	0,757	0,944	0,988	0,896	9,00
P11	1,218	1,368	1,108	1,231	9,00
P12	1,498	1,197	1,045	1,247	8,90
P13	1,076	0,923	1,021	1,007	8,90
P14	1,261	1,122	0,999	1,127	8,95
P15	1,534	1,574	1,456	1,521	8,95
P16	1,672	1,774	1,552	1,666	9,00
P17	1,312	2,117	0,966	1,465	8,95
P18	1,888	1,960	1,640	1,829	8,90
P19	1,509	1,715	1,180	1,468	8,90
P20	1,558	1,561	1,519	1,546	8,90
P21	1,276	1,455	1,262	1,331	8,90
P22	1,362	1,498	1,208	1,356	8,95
P23	1,135	1,369	0,877	1,127	8,95
P24	1,068	1,122	0,925	1,038	8,90
P25	1,123	1,148	1,234	1,168	8,90

Tabela 3. 6 - Dados relativos ao controlo do diâmetro de prova e rugosidade média do provete P_i (continuação)

Amostra	Rugosidade [μm]				D _p [mm]
	Z1	Z2	Z3	Média	
P26	1,285	1,494	1,465	1,415	8,95
P27	1,370	1,201	1,319	1,297	8,95
P28	1,595	1,384	1,526	1,502	8,95
P29	1,800	1,575	1,453	1,609	8,90
P30	0,819	1,855	1,625	1,433	9,00
P31	1,473	1,273	1,212	1,319	9,00
P32	1,588	1,273	1,340	1,400	8,90
P38	1,723	1,731	1,447	1,634	9,00
P39	1,519	1,801	1,057	1,459	9,00
P40	0,824	1,407	1,068	1,100	9,00
P41	1,358	1,716	1,598	1,557	8,90
P42	1,218	1,217	1,109	1,181	8,90
P43	1,194	1,433	1,350	1,326	9,00
P44	0,973	0,975	1,036	0,995	9,00
P45	1,286	1,011	0,760	1,019	9,00
P46	0,794	0,604	0,876	0,758	9,00
P47	0,592	0,464	0,451	0,502	9,00
P48	1,433	1,582	1,486	1,500	9,00
P49	1,726	1,185	1,512	1,474	9,00
P50	1,431	1,719	1,679	1,610	9,00
P51	1,243	1,359	1,489	1,364	9,00
P52	1,270	1,469	0,967	1,235	9,00
P53	1,091	1,467	1,201	1,253	9,00
P54	0,510	0,762	0,636	0,636	9,00
P55	1,269	0,936	0,824	1,010	9,00
P56	0,733	0,579	0,804	0,705	9,00
P57	1,117	1,171	0,872	1,053	9,00
P58	1,308	1,242	1,330	1,293	9,00
P59	1,899	1,420	1,339	1,553	9,00
P60	1,678	1,680	1,679	1,679	9,00

Tabela 3. 7 - Dados relativos ao controlo do diâmetro de prova e rugosidade média do provete P_i utilizando as pastilhas de ref. DCMT 11T308E-FF

Amostra	Rugosidade [μm]				D _p [mm]
	Z1	Z2	Z3	Média	
P33	1,301	1,552	1,462	1,438	9,00
P34	1,269	0,822	1,286	1,126	9,00
P35	1,140	1,179	1,060	1,126	9,00
P36	0,739	0,799	1,286	0,941	9,00
P37	1,113	1,095	0,851	1,020	9,00

3.2. Ensaio de Micro-Indentação de Vickers

3.2.1. Preparação de Amostras

A preparação das amostras de aço DIN 16MnCr5 foi conduzida, com o auxílio do Senhor Paulo Magalhães, responsável do Laboratório de Caracterização de Materiais do DEMI, de acordo com a norma *ASTM E3-95: Standard Practice for Preparation of Metallographic Specimens* [40].

As amostras foram selecionadas aleatoriamente e posteriormente cortadas do material restante da produção dos provetes com recurso a serrote mecânico GBS-218 Eco AutoCut (Figura 3. 14 - Serrote Mecânico GBS-218 Eco AutoCut) existente no Laboratório de Processamento Térmico de Materiais (PTM) do Departamento de Engenharia Mecânica e Industrial (DEMI) da Faculdade Ciências e Tecnologia da Universidade Nova de Lisboa (FCT -UNL) e possuem uma geometria cilíndrica com 20mm de diâmetro, dimensão de acordo com a norma *ASTM E3-95* [40].



Figura 3. 14 - Serrote Mecânico GBS-218 Eco AutoCut

Após o corte das amostras procedeu-se à mistura de resina (*EpoxiCure™ 2 Epoxy Resin 20-3430-064*) com endurecedor (*EpoxiCure™ 2 Epoxy Hardener 20-3432-016*). A mistura apresenta-se como a montagem designada e indicada para o seu encaixe no porta-amostras do equipamento que se destina ao polimento das amostras e foi utilizada uma proporção de 1 medidas de resina e 1 medida de endurecedor através de copos específicos de medição como é possível observar na figura 3.15 a) e b), não podendo exceder a totalidade de 3 medidas de cada na mesma mistura devido ao risco de aquecimento excessivo do recipiente destinado à mistura, essa mesma mistura foi então batida com auxílio de uma batedeira. A mistura, já com as amostras, solidificou posteriormente nos respetivos recipientes (figura 3.15 c), previamente untados nas superfícies de contacto com vaselina de modo a facilitar a remoção das amostras após solidificação da mistura.

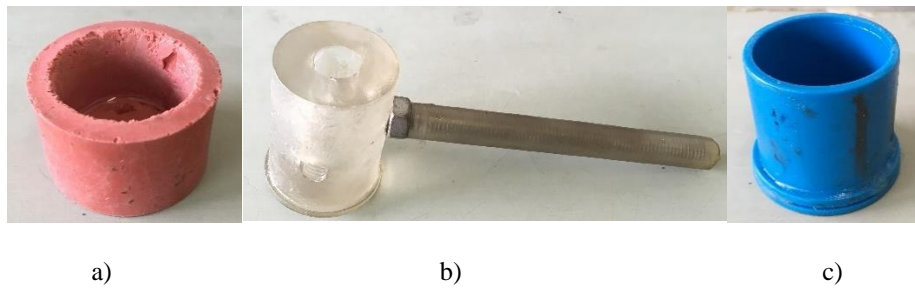


Figura 3. 15 - a) Copo de medição de resina; b) Copo de medição de endurecedor; c) recipiente para amostras

Posteriormente ao endurecimento procedeu-se ao polimento das amostras com recurso à roda de lixar/polir *EcoMet™ 250* da *BUEHLER* em conjunto com a cabeça *AutoMet™ 250* com um porta-amostras (figura 3.16), existente no Laboratório de Caracterização de Materiais (CM) do DEMI da FCT-UNL, permitindo assim lixar as amostras, em simultâneo, através de um movimento de rotação automático e contrário ao da lixa. A vantagem da utilização da cabeça referida acima consiste na aplicação de uma carga constante e axial no centro das amostras de modo automático. Para tal, foram utilizadas sucessivamente lixas de grão abrasivo 80, 240, 320, 400, 600, 1200 e 2500.



Figura 3. 16 - Equipamento de polimento automático *BUEHLER*

O polimento final foi efetuado por intermédio de pasta de diamante com $3\ \mu\text{m}$ da *BUEHLER MetaDi II* (figura 3.17) embutida num pano específico para fins metalográficos e recorrendo ao equipamento de polimento *BUEHLER Phoenix Alpha* (figura 3.18).



Figura 3. 17 - Pasta de diamante com $3\ \mu\text{m}$ da *BUEHLER MetaDi II*



Figura 3. 18 - BUEHLER Phoenix Alpha

Durante o processo foi ainda realizado o controlo da superfície lixada/polida, no qual se procedeu à lavagem, secagem e observação das amostras ao microscópio para verificar o contraste entre os riscos observados nas amostras. Isto de modo a verificar a necessidade de reutilização da mesma lixa e também para verificar alternâncias na focagem de observação da amostra. A verificação da focagem uniforme da imagem revela-se importante uma vez que a necessidade de corrigir a focagem, ao alterar a zona de observação, seria um indicativo que a superfície da amostra não se encontraria totalmente plana. O microscópio utilizado foi o *OLYMPUS CX40*, que possui objetivas que possibilitam ampliar a imagem em 5x, 10x, 20x e 50x, uma câmara digital acoplada *OLYMPUS DP21* que permite a transferência das imagens para o PC para depois as captar e um regulador de luminosidade *OLYMPUS TH3*, o conjunto pode ser observado na figura 3.19.



Figura 3. 19 - Microscópio *OLYMPUS CX40*, com câmara digital *OLYMPUS DP21* e regulador de luminosidade *OLYMPUS TH3*

3.2.2. Procedimento

O procedimento utilizado no ensaio de micro-indentação de Vickers corresponde ao descrito pela norma *ASTM E384-16: Standard Test Method for Microindentation Hardness of*

Materials [37], utilizando um espaçamento de 0,2 mm entre cada indentação, garantido o espaçamento mínimo de 2,5 vezes a maior diagonal de Vickers.

Os ensaios foram realizados com um micro durómetro *Mitutoyo HM-112* (figura 3.20), disponível no Laboratório de CM do DEMI da FCT-UNL, em que cada indentação tem a duração de 10 segundos, utilizando uma carga de teste de 500 *g.f*, tendo sido realizadas 5 indentações em cada uma das amostras.



Figura 3. 20 - Micro durómetro *Mitutoyo HM-112*

3.2.3. Tratamento de Dados

Os resultados obtidos após a realização do ensaio devem ser apresentados de acordo com a norma *ASTM E384-16: Standard Test Method for Microindentation Hardness of Materials* [37], sendo referidos o número de indentações efetuadas, bem como os valores médio, de desvio-padrão e o intervalo de confiança de 95%.

Para verificar se os valores recolhidos para cada amostra seguem uma distribuição normal foi utilizado o *software* Minitab, elaborando os gráficos de probabilidade para cada amostra, sendo apresentado também o valor de probabilidade (*p-value*), em que se verifica a normalidade da distribuição para valores de *p-value* iguais ou superiores ao valor de confiança de 0,05.

As figuras 3.21 a 3.26 correspondem aos gráficos de probabilidade referentes às amostras 6, 15, 55, 58, 59 e 60, respetivamente.

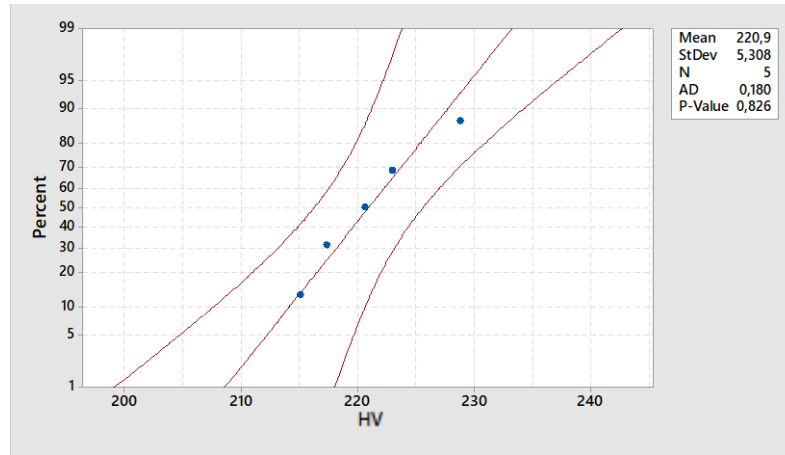


Figura 3. 21 - Gráfico de probabilidade da amostra 6

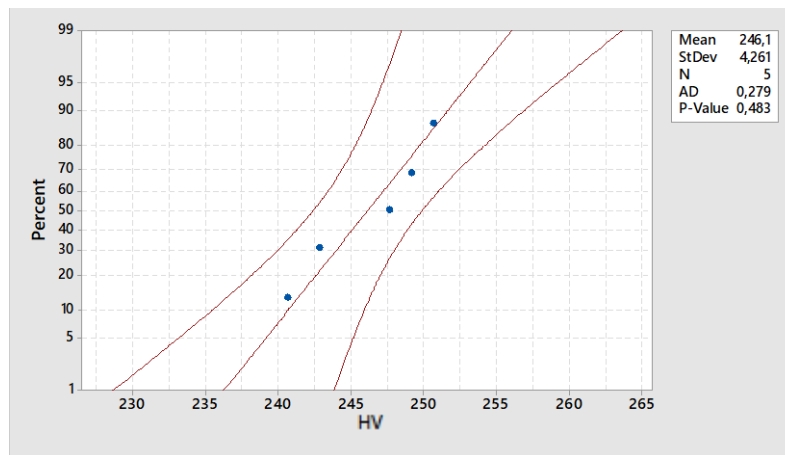


Figura 3. 22 - Gráfico de probabilidade da amostra 15

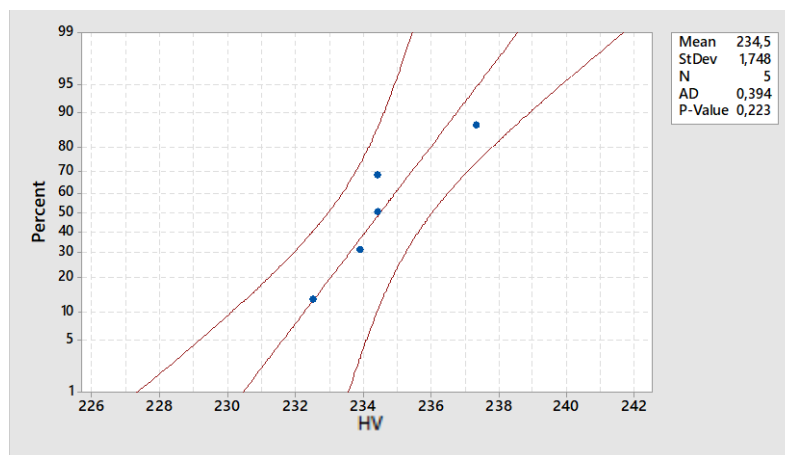


Figura 3. 23 - Gráfico de probabilidade da amostra 55

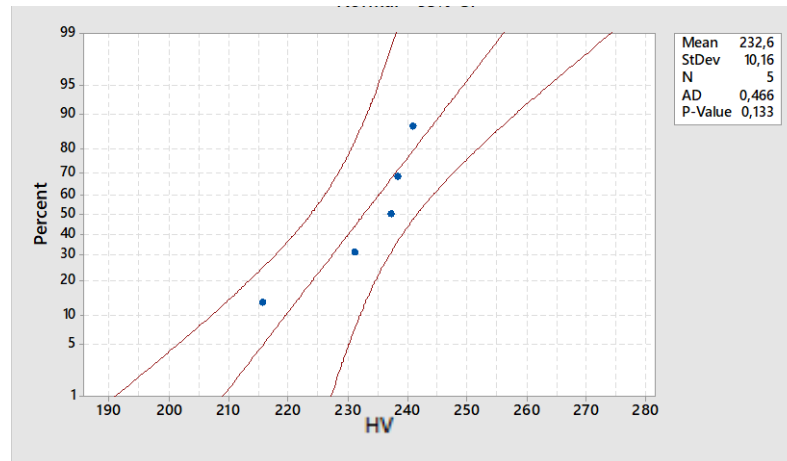


Figura 3. 24 - Gráfico de probabilidade da amostra 58

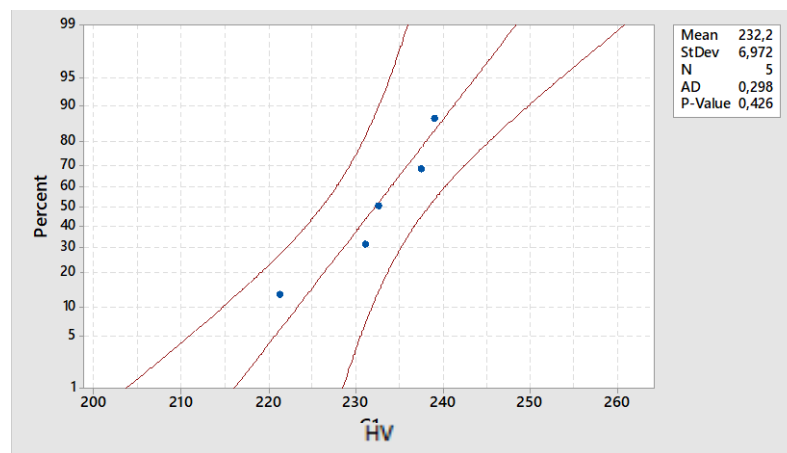


Figura 3. 25 - Gráfico de probabilidade da amostra 59

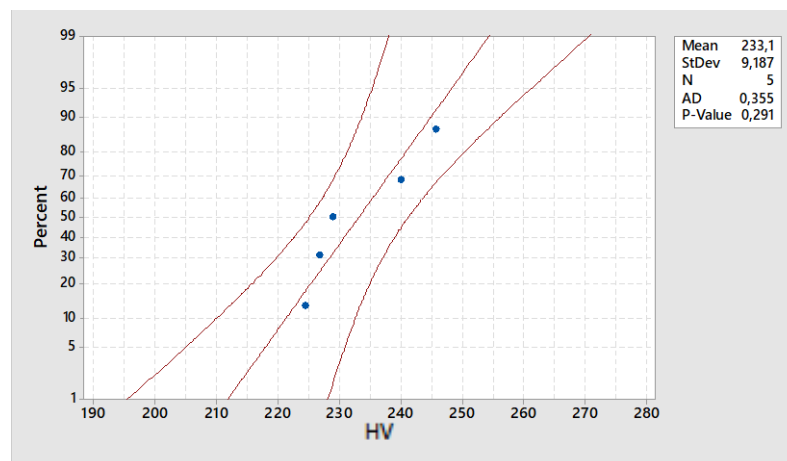


Figura 3. 26 - Gráfico de probabilidade da amostra 60

3.3. Ensaios de Tração Uniaxial

Os ensaios de tração uniaxial dos provetes fabricados e normalizados foram realizados no Laboratório de Mecânica Estrutural (ME) do DEMI da FCT-UNL utilizando o equipamento MTS 312.21 com capacidade de carga máxima de 100 kN, associado ao gerador de sinais *Servosis* 689

e ao sistema de controlo e aquisição de dados *Servosis PCD2K*. Os ensaios foram realizados à temperatura ambiente como indicado na norma *ASTM E8/E8M-09* [39].

Numa primeira fase e de acordo com a norma apresentada foram marcados os comprimentos de *gauge length* (45mm) e também referente ao comprimento correspondente ao extensómetro *MTS 632.12C-21* (25mm) existente no laboratório.

Posteriormente procede-se à abertura da refrigeração do sistema hidráulico do equipamento, seguido da iniciação do gerador de sinais e do sistema de controlo e aquisição de dados. De seguida procede-se à inicialização do grupo hidráulico e da pressão através do controlador de modo a poder colocar o provete de teste no equipamento de ensaio (figura 3.27).



Figura 3. 27 - Provete montado no equipamento com extensómetro

O ensaio permitiu a obtenção das curvas tensão-extensão do material, bem como das suas propriedades mecânicas, tais como módulo de elasticidade, tensão e extensão de cedência (a 0,2% de extensão) e ainda da tensão (UTS) e extensão de rotura. Para tal, foi selecionado uma onda em rampa com uma velocidade de 2 mm/min.

Após finalizado cada ensaio foram ainda registados os valores de comprimento entre as marcas inicialmente com 45 mm de distância entre elas (figura 3.28), bem como o novo diâmetro da zona mais reduzida de modo a obter os valores de extensão após fratura e de coeficiente de estrição, respetivamente.

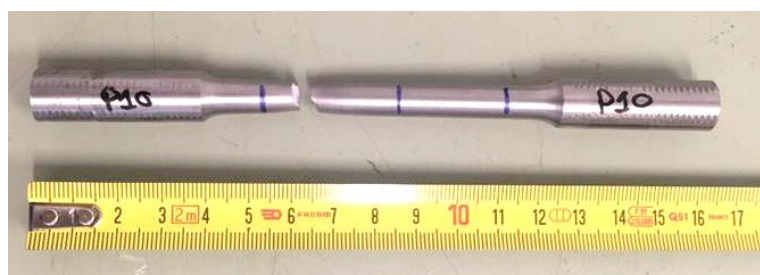


Figura 3. 28 - Perspetiva de extensão final do provete

3.4. Análise de Defeitos de Fabrico

Para se proceder à análise de defeitos associados ao processo de fabrico é necessário realizar uma preparação prévia das amostras de acordo com a norma *ASTM E3-95* [40], norma essa que corresponde à utilizada na preparação das amostras para o ensaio de micro-indentação de Vickers. Como tal, foram utilizadas as mesmas amostras previamente preparadas, repetindo o processo de polimento de modo a remover as indentações presentes nas amostras.

Posteriormente a análise de defeitos foi efetuada recorrendo ao microscópio ótico invertido Leica DMI 5000M, disponível no Laboratório de Microscopia Ótica do Centro de Investigação em Materiais (CENIMAT) da FCT-UNL, com o auxílio do Professor Doutor Alexandre José da Costa Velinho. O microscópio permitiu a aquisição de várias imagens por varrimento da extensão da amostra através da tecnologia *multistep* (figura 3.29). Por sua vez a contagem dos defeitos presentes na amostra foi feita recorrendo ao *software* ImageJ, aplicando um filtro de contraste.

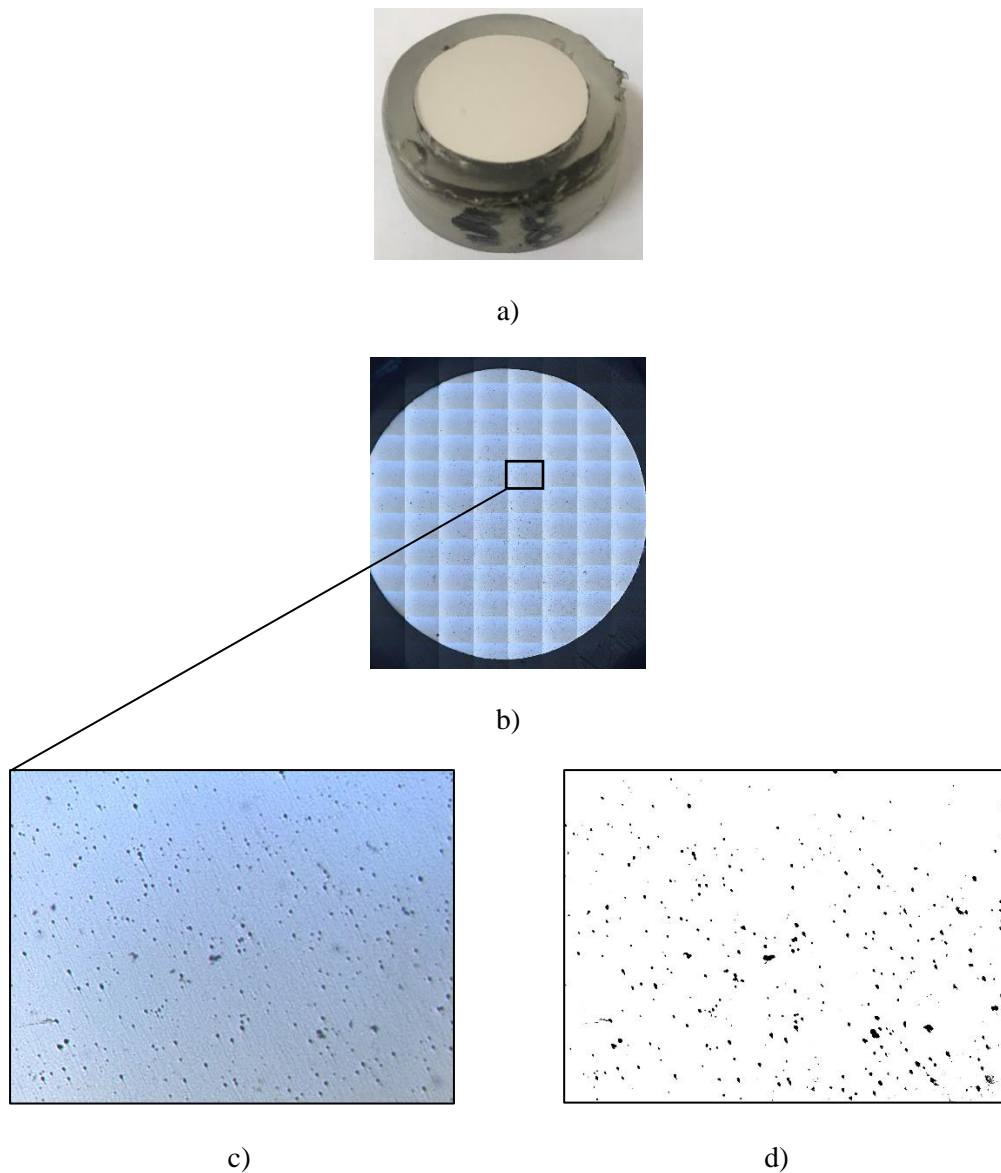


Figura 3. 29 – a) Amostra 58; b) Imagem *multistep*; c) Exemplo de imagem para análise de defeitos; d) Imagem para análise contrastada

3.5. Ensaio de Fadiga

3.5.1. Descrição do ensaio

Os ensaios de fadiga dos provetes fabricados e normalizados foram realizados no Laboratório de Materiais do Departamento de Engenharia Mecânica da Escola Superior de Tecnologia e Gestão do Instituto Politécnico de Leiria, com o auxílio do Professor Doutor António Mário Pereira. Foi utilizado o equipamento servo-hidráulico Instron 8802, com um controlador e *software* de aquisição de dados 8800 e *Control Panel SAX V7.0*, respetivamente, o conjunto pode ser observado nas figuras 3.30 e 3.31.

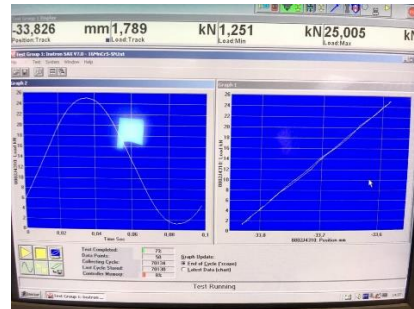
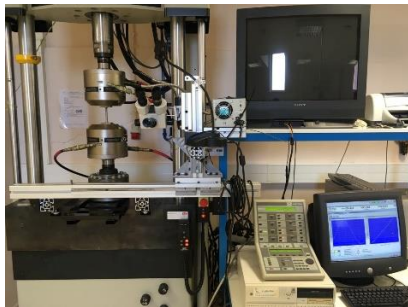


Figura 3. 30 - Conjunto de ensaios de Tensão Instron

Figura 3. 31 - Instron Control Panel SAX V7.0

Para a realização dos ensaios foi utilizada uma onda sinusoidal, com uma razão de tensões (R) de valor igual a 0,05. Adicionalmente, foi necessário fornecer ao equipamento a frequência da onde gerada, tendo sido utilizada uma frequência de 10 Hz.

Foi ainda necessário fornecer ao equipamento os valores de força máxima durante o ensaio, bem como valores de força média e de amplitude de força (valores a consultar na tabela 3.8)

Tabela 3. 8 - Dados *input* para ensaios de fadiga

Norma	E8/E8M	R	0,05
Material	16MnCr5	f [Hz]	10
Provete	F_{máx} [kN]	F_{méd} [kN]	ΔF [kN]
P15	25	13,13	11,88
P25	25	13,13	11,88
P23	30	15,75	14,25
P29	30	15,75	14,25
P19	30	15,75	14,25
P21	35	18,38	16,63
P20	35	18,38	16,63
P24	40	21,00	19,00
P26	40	21,00	19,00
P16	45	23,63	21,38
P30	45	23,63	21,38

3.5.2. Correção do modelo de previsão

Após os ensaios de fadiga foi obtida a curva S-N do material. Desta forma foi possível obter a tensão limite de fadiga do material DIN 16MnCr5, ou seja, a tensão abaixo da qual o material possui um tempo de vida considerado infinito. Para a presente análise foi considerado vida infinita após 10^6 ciclos.

Com base nos dados recolhidos de dureza Vickers e das áreas de defeitos foram ainda aplicados os modelos de previsão de tensão limite de fadiga segundo *Sun et al.* [30] e *Murakami* [10] (ver secção 2.3.1), de modo a comparar os resultados provenientes da aplicação dos modelos com os obtidos pelos ensaios experimentais.

3.6. Ensaio Desgaste

3.6.1. Produção de Célula de Carga

Face ao funcionamento incorreto da célula de carga presente no equipamento referente ao ensaio de desgaste foi necessário produzir uma nova célula de modo a efetuar uma medição mais rigorosa e correta das forças presentes aquando do ensaio. Como tal, com o auxílio do Senhor Professor Doutor Jorge Pamies Teixeira, foi inicialmente realizado um estudo e referente simulação, com a intenção de dimensionar o anel de alumínio (Al 6063-T6) recorrendo ao *software CAD SolidWorks*. O anel (figura 3.32) foi dimensionado com um diâmetro de 40 mm e uma espessura de 1 mm, o relatório da simulação de esforço e deformação do anel pode ser consultado no anexo F.



Figura 3. 32 - Anel de Al 6063 – T6

Posteriormente, com o auxílio do Senhor António Campos, responsável pelo Laboratório de Tecnologia Industrial existente no DEMI da FCT-UNL e também do Senhor Paulo Magalhães, responsável do Laboratório CM do DEMI da FCT-UNL e do Professor Doutor Jorge Pamies Teixeira foi então torneado o anel de alumínio e posteriormente realizadas as furações (figura 3.33) para os apoios da máquina de ensaios de desgaste. As marcações foram efetuadas com recurso a um paquímetro de alturas (figura 3.34).



Figura 3. 33 - Furação do anel de alumínio

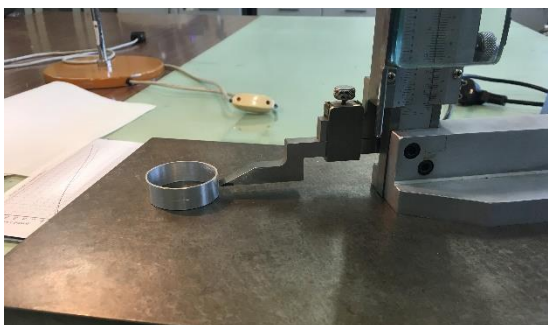


Figura 3. 34 - Medição da furação recorrendo a um paquímetro de alturas

O passo seguinte consistiu, com o auxílio do Professor Doutor Jorge Pamies Teixeira, na colagem dos extensómetros no anel (figura 3.35) e posterior soldadura das ligações (figura 3.36) por forma a criar o mecanismo de medição denominado por ponte de *Wheatstone*. O esquema das ligações da ponte foi elaborado de acordo com o esquema apresentado na figura 3.37 por forma a aumentar o sinal, ou seja, maximizar a diferença de potencial entre os pontos a medir de modo a ser mais fácil detetar essa variação.



Figura 3. 35 - Anel com extensómetros colados

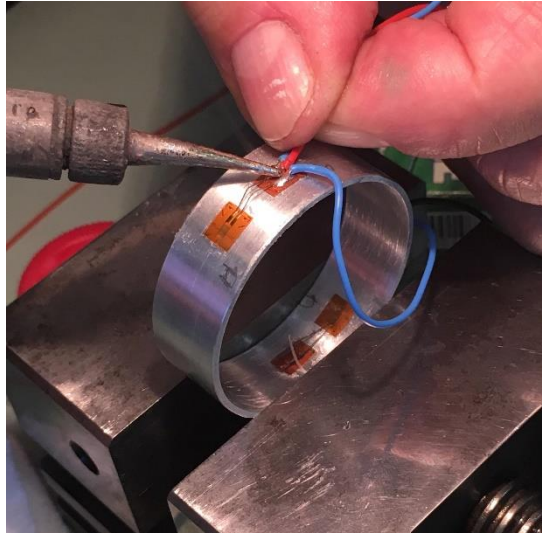


Figura 3. 36 - Soldadura dos fios de ligação nos terminais dos extensómetros

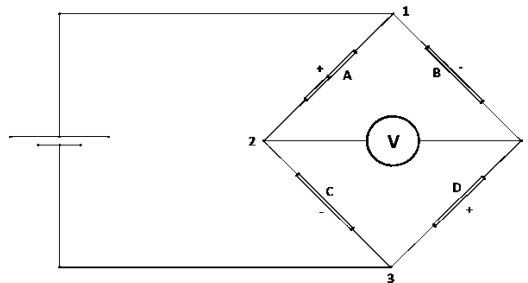


Figura 3. 37 - Esquema Ponte *Wheatstone*

Para finalizar o processo procedeu-se ao envernizamento da zona onde foi realizada a soldadura entre os terminais dos extensómetros e os fios de ligação (figura 3.38), de modo a proteger a zona de impurezas que possam danificar a ligação causando o mau funcionamento do equipamento. Para facilitar a incorporação da célula de carga no equipamento de ensaio de desgaste e também para proteção da mesma foi fabricada, por manufatura aditiva pelo Professor Doutor Jorge Pamies Teixeira, uma pequena caixa que englobe a célula de carga no seu interior (figura 3.39).

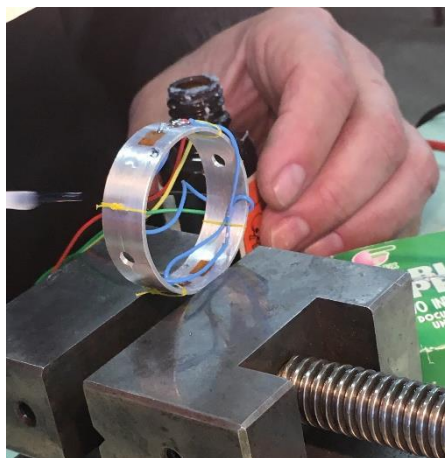


Figura 3. 38 - Célula de carga com envernizamento dos terminais

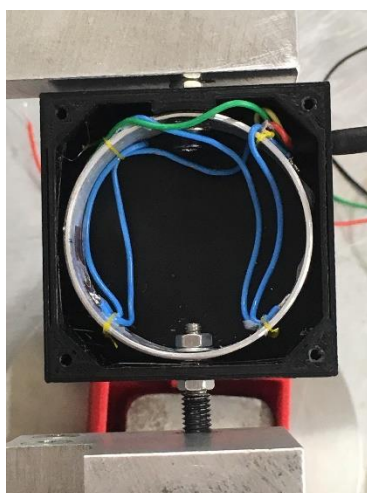


Figura 3.39 - Célula de carga com caixa e incorporada no equipamento de ensaio de desgaste

3.6.2. Calibração da Célula de Carga

No seguimento da produção da célula de carga foi desenvolvido através do *software* Labview, pelo Professor Doutor Jorge Pamies Teixeira, um programa de aquisição e tratamento de dados lidos na célula de carga, retornando como *output* valores de Força de Atrito e Coeficiente de Atrito desenvolvidos na superfície da amostra aquando da realização do ensaio. Os valores de Força de Atrito são apresentados em dimensão de kg.f, convertidos para Newton.

Os dados lidos na célula de carga foram recolhidos e convertidos numa placa de aquisição de dados *Phidget* (figura 3.40) de modo a facultar a ligação entre a placa e o computador através de USB.

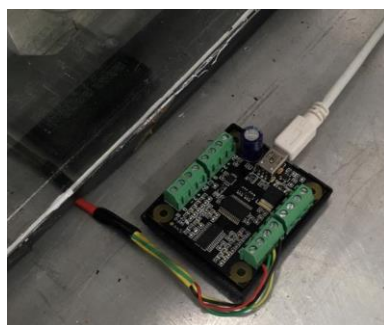


Figura 3.40 - Placa de aquisição *Phidget*

A calibração do equipamento tornou-se um aspeto indispensável de modo a garantir que os valores de carga lidos coincidem com os realmente desenvolvidos no ensaio. Como tal o Fator de Calibração (FC) foi considerado inicialmente como unitário de valor 1. Em seguida foi aplicada uma força de compressão na célula de carga (figura 3.41) de 0,292 kg.f, 0,954 kg.f, 2,408 kg.f e 3,056 kg.f, através de combinações de pesos, tendo sido efetuada uma média dos dados referentes à Força de Atrito recolhidos ao longo de 2 minutos. Na figura 3.42 é apresentada a reta de calibração para a célula de carga, de onde se retirou o valor de $FC=2,8312$.



Figura 3. 41 - Aplicação de força para calibração

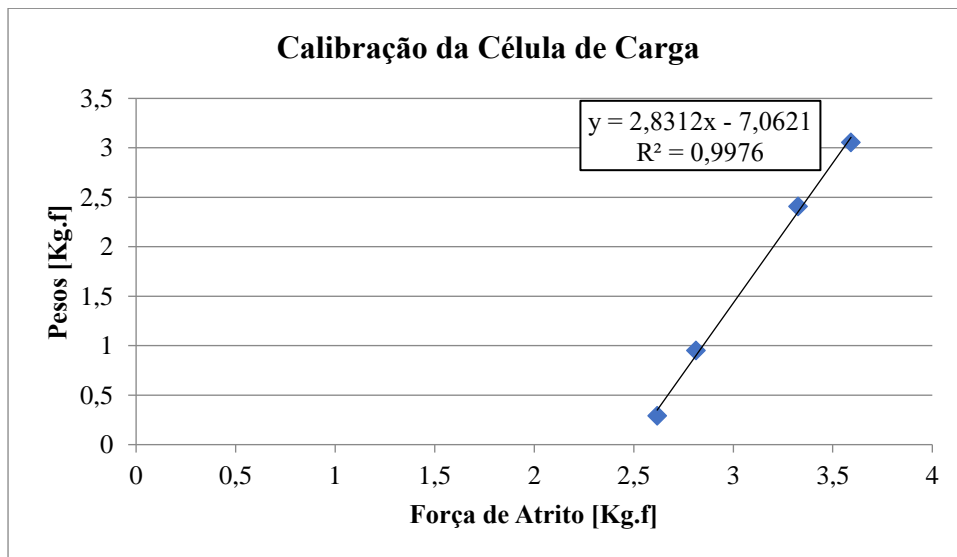


Figura 3. 42 - Reta de calibração da Célula de Carga

3.6.3. Ensaio Desgaste *Pin-on-Disc Apparatus*

No âmbito dos ensaios de desgaste foram produzidas novas amostras provenientes do material residual da produção dos provetes. As amostras foram cortadas com recurso a serrote mecânico idêntico ao utilizado para a produção das amostras de dureza (ver secção 3.2.1), sendo posteriormente submetidas ao mesmo processo de polimento de modo a conferir um acabamento espelhado às amostras, de modo a obter o acabamento da superfície da amostra em concordância com o especificado na norma *ASTM G99-95a* [24]. Com o intuito de remover qualquer agente externo que alterasse as condições pretendidas de desgaste, a superfície das amostras foi ainda limpa com desengordurante.

Para a realização dos ensaios foi ainda necessário proceder ao fabrico dos pinos, por torneamento com auxílio do Sr. António Campos, tendo os mesmos um diâmetro de 5 mm como recomendado pela norma enunciada para o ensaio em questão. Os pinos foram então torneados com recurso ao torno Optimum D460x1500, existente no Laboratório de PMM do DEMI, partindo inicialmente de troços de material, restante do processo de fabrico dos provetes e com 20mm de diâmetro inicial (figura 3.41).



Figura 3. 43 - Amostras e pinos para ensaio de desgaste

Foi então realizado um ensaio a seco, de modo a simular o caso mais severo de utilização do material. O Ensaio – D1 tem o intuito de caracterizar a perda de volume dos elementos em função da carga aplicada. Como tal foram utilizadas cargas de 2,114 kg.f, 2,860 kg.f e 3,506 kg.f e 4,060 kg.f, com a duração de 40 min, para cada carga imposta. Sendo que a variação de volume apresentada pelos elementos no decorrer dos ensaios foi obtida pela medição da variação de massa apresentada e medida através de uma balança AND GR-200 (figura 3.42) presente no Laboratório CM do DEMI da FCT-UNL. A conversão de variação de massa para variação de volume foi efetuada com recurso à equação (2.9). Para a realização dos ensaios foi utilizada uma velocidade de rotação de 350 rpm, sendo a mesma controlada pelo controlador SEW Movitrac (fig. 3.43), de modo a que a velocidade de rotação da amostra fosse de 50 rpm, isto porque a razão de transmissão entre a saída do conjunto motor/controlador e a amostra é de 7.



Figura 3. 44 - Balança AND GR-20



Figura 3. 45 -Controlador SEW Movitrac

4. Resultados

4.1. Ensaio de Micro-Indentação Vickers

São apresentados nas tabelas 4.1 a 4.6 os valores obtidos de dureza para as amostras 6, 15, 55, 58, 59 e 60 respetivamente, estimando-se o valor médio de dureza das amostras em $232,2^{+12,9}_{-11,3}$ HV 0,5.

As grandes variações de durezas verificadas entre os valores médios das amostras pode ser associada à presença de defeitos de fabrico existentes em volume, ou profundidade, como porosidades ou inclusões irão ter influência aquando da micro-indentação.

Comparativamente aos resultados obtidos por *M. Mousinho* [1] ($294,82^{0,86}_{0,974}$ HV 0,5 no corpo da engrenagem e $646,24^{22,66}_{15,64}$ HV 0,5 e $696,95^{3,65}_{2,65}$ HV 0,5 nos dentes da engrenagem) é possível observar uma clara diferença nos valores de dureza, sendo essa diferença mais acentuada quando se procede à comparação com os valores de dureza dos dentes da engrenagem. Essa diferença estará maioritariamente associada aos tratamentos térmicos a que os dentes da engrenagem se encontram sujeitos ao longo do seu processo de fabrico.

Tabela 4. 1 - Resultados de dureza da amostra 6

Amostra 6					
Indentação	x [mm]	y [mm]	D ₁ [μm]	D ₂ [μm]	HV
1	0,000	0,000	66,53	63,13	220,6
2	0,000	0,200	65,22	65,44	217,3
3	0,000	0,400	65,17	63,82	222,9
4	0,000	0,600	66,40	64,92	215,0
5	0,000	0,800	64,09	63,27	228,7
Média					220,9
Desvio-Padrão					5,31
Int. Confiança 95%					4,65

Tabela 4. 2 - Resultados de dureza da amostra 15

Amostra 15					
Indentação	x [mm]	y [mm]	D ₁ [μm]	D ₂ [μm]	HV
1	0,000	0,000	61,95	59,70	250,6
2	0,000	0,200	61,57	62,02	242,8
3	0,000	0,400	61,06	61,33	247,6
4	0,000	0,600	62,03	62,13	240,6
5	0,000	0,800	61,83	60,20	249,1
Média					246,1
Desvio-Padrão					4,26
Int. Confiança 95%					3,74

Tabela 4. 3 - Resultados de dureza da amostra 55

Amostra 55					
Indentação	x [mm]	y [mm]	D₁ [μm]	D₂ [μm]	HV
1	0,000	0,000	64,03	60,98	237,3
2	0,000	0,200	62,59	63,21	234,4
3	0,000	0,400	62,99	63,30	232,5
4	0,000	0,600	63,23	62,55	234,4
5	0,000	0,800	64,41	61,52	233,9
Média					234,5
Desvio-Padrão					1,75
Int. Confiança 95%					1,53

Tabela 4. 4 - Resultados de dureza da amostra 58

Amostra 58					
Indentação	x [mm]	y [mm]	D₁ [μm]	D₂ [μm]	HV
1	0,000	0,000	60,25	63,84	240,9
2	0,000	0,200	62,84	61,92	238,3
3	0,000	0,400	61,93	63,15	237,1
4	0,000	0,600	61,79	64,92	231,0
5	0,000	0,800	65,95	65,20	215,6
Média					232,6
Desvio-Padrão					10,16
Int. Confiança 95%					8,91

Tabela 4. 5 - Resultados de dureza da amostra 59

Amostra 59					
Indentação	x [mm]	y [mm]	D₁ [μm]	D₂ [μm]	HV
1	0,000	0,000	59,89	64,70	238,9
2	0,000	0,200	63,93	62,77	231,0
3	0,000	0,400	62,77	63,55	232,5
4	0,000	0,600	63,32	61,68	237,4
5	0,000	0,800	63,85	65,64	221,2
Média					232,2
Desvio-Padrão					6,97
Int. Confiança 95%					6,11

Tabela 4. 6 - Resultados de dureza da amostra 60

Amostra 60					
Indentação	x [mm]	y [mm]	D₁ [μm]	D₂ [μm]	HV
1	0,000	0,000	62,38	61,97	239,9
2	0,000	0,200	61,28	61,61	245,6
3	0,000	0,400	63,65	63,66	228,8
4	0,000	0,600	63,39	64,53	226,7
5	0,000	0,800	64,78	63,77	224,4
Média					233,1
Desvio-Padrão					9,19
Int. Confiança 95%					8,05

4.2. Ensaio de tração uniaxial

Nas figuras 4.1, 4.3, 4.5, 4.7, 4.9, 4.11, 4.13 e 4.15 são apresentadas as curvas de tensão-extensão para cada provete ensaiado, contendo os valores referentes as curvas nominal e real, nas tabelas 4.7 a 4.14 apresentamos os valores devidamente tratados e referentes às propriedades do material e nas figuras 4.2, 4.4, 4.6, 4.8, 4.10, 4.12, 4.14 e 4.16 é apresentado ainda o comportamento de cada provete na zona de deformação plástica uniforme.

Os valores de força fornecidos pelo software de aquisição de dados *Servosis* PCD2K, foram transformados para valores de tensão nominal através da equação (2.34) e os valores de alongamento para valores de extensão nominal através da equação (2.35). Por sua vez os valores de tensão e extensão real foram tratados utilizando as equações (2.38) e (2.39), respetivamente, contudo apenas foram utilizados os valores até à rotura (UTS), uma vez que a equações apenas são válidas até à estricção.

A equação (2.41) (ver secção 2.5.2) pode ainda ser apresentada sob a forma bilogarítmica como descrito na equação (4.1). A equação (4.1) pode então ser relacionada com a linha de tendência linear de modo a se poder obter o coeficiente de encruamento (n) e de tensão verdadeira (K).

$$\ln(\bar{\sigma}) = \ln(K \bar{\epsilon}^n) \leftrightarrow \ln(\bar{\sigma}) = \ln(K) + n \ln(\bar{\epsilon}) \quad (4.1)$$

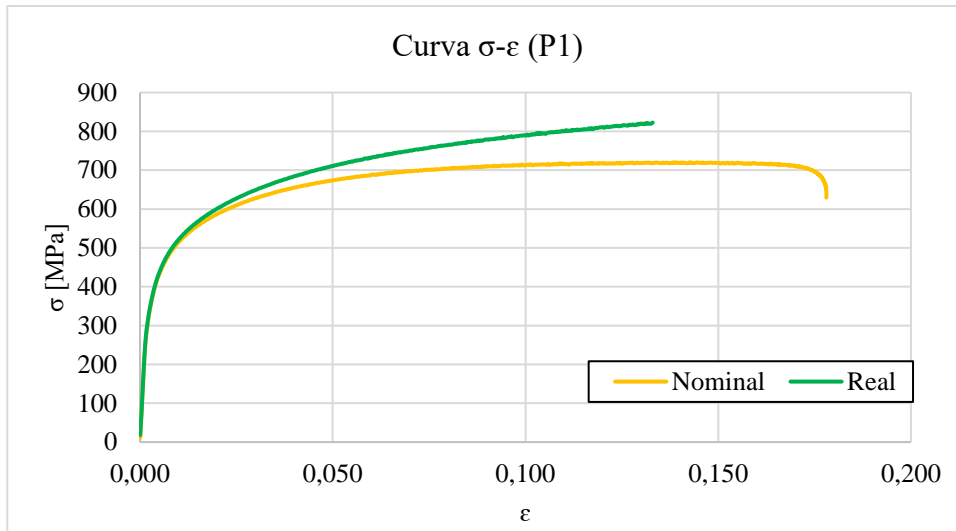


Figura 4. 1 – Curva tensão-extensão do provete P₁

Tabela 4. 7 - Propriedades mecânicas do provete P₁

		E [GPa]	σ [Mpa]		ε	
			σ _c	UTS	ε _c	ε _R
Provete P ₁	Nom	192,32	304,82	720,29	0,00197	0,14256
	Real	195,45	305,41	822,75	0,00193	0,13301

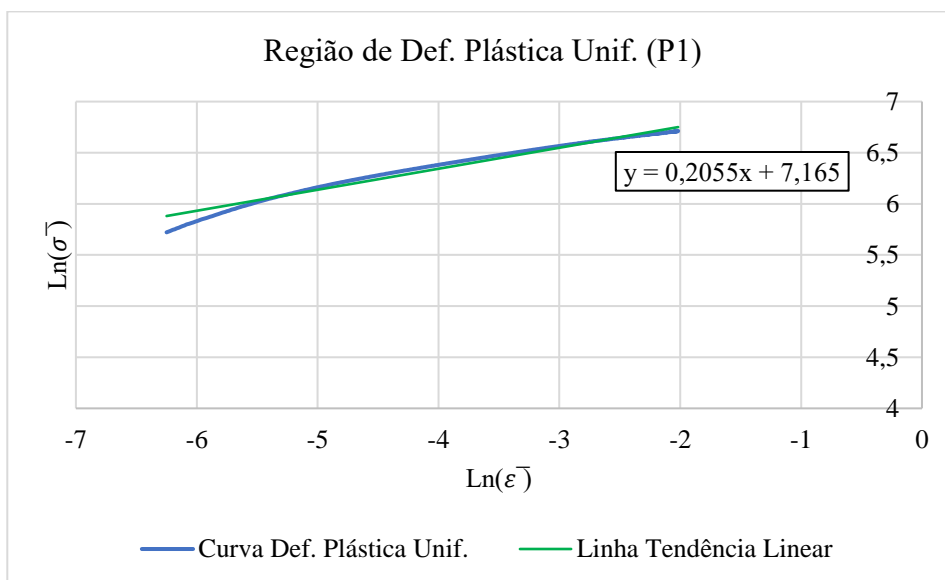


Figura 4. 2 - Região de Def. Plástica Unif. do provete P₁

Analisando a linha de tendência linear do provete P1, podemos considerar $n \approx 0,2055$ e ainda $\ln(K) \cong 7,165 \leftrightarrow K \cong e^{7,165} \leftrightarrow K \cong 1293,3$ MPa.

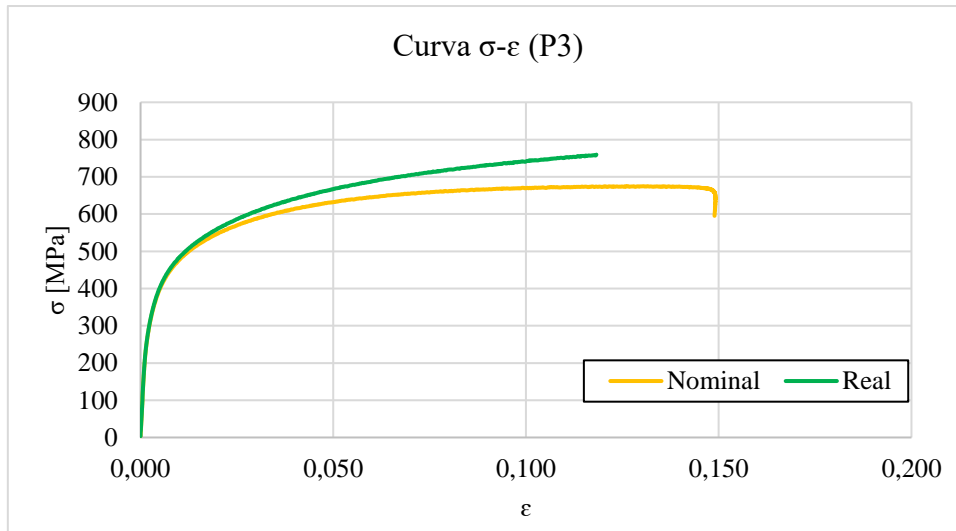


Figura 4. 3 - Curva tensão-extensão do provete P₃

Tabela 4. 8 - Propriedades mecânicas do provete P₃

		E [GPa]	σ [MPa]		ε	
			σ _c	UTS	ε _c	ε _R
Provete P ₃	Nom	199,16	281,07	674,81	0,00198	0,12581
	Real	202,83	281,62	759,53	0,00195	0,11827

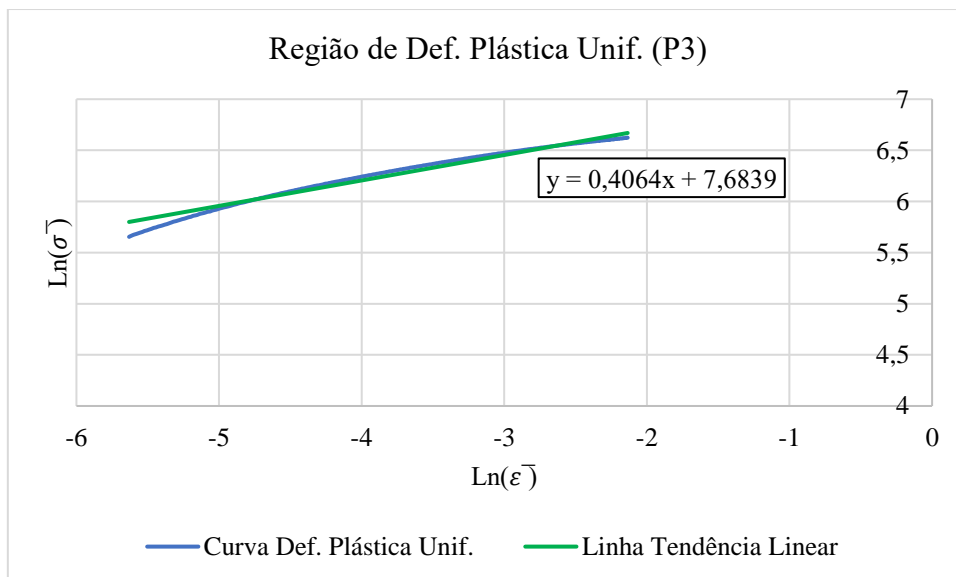


Figura 4. 4 - Região de Def. Plástica Unif. do provete P₃

Analisando a linha de tendência linear do provete P₃, podemos considerar $n \approx 0,4064$ e ainda $\ln(K) \approx 7,6839 \leftrightarrow K \approx e^{7,6839} \leftrightarrow K \approx 2173,08$ MPa.

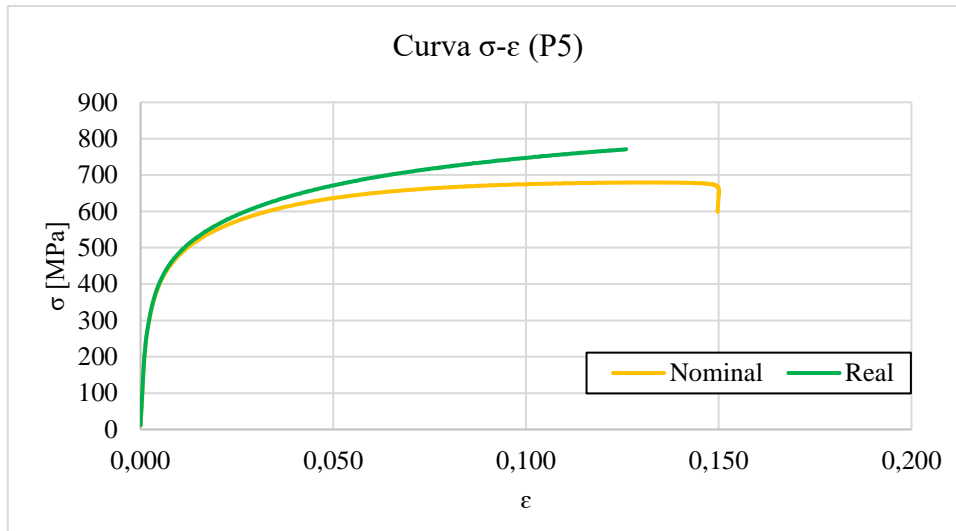


Figura 4. 5 - Curva tensão-extensão do provete P₅

Tabela 4. 9 - Propriedades mecânicas do provete P₅

		E [GPa]	σ [MPa]		ε	
			σ _c	UTS	ε _c	ε _R
Provete P ₅	Nom	210,30	282,02	679,79	0,00195	0,13451
	Real	214,78	282,56	771,06	0,00191	0,12599

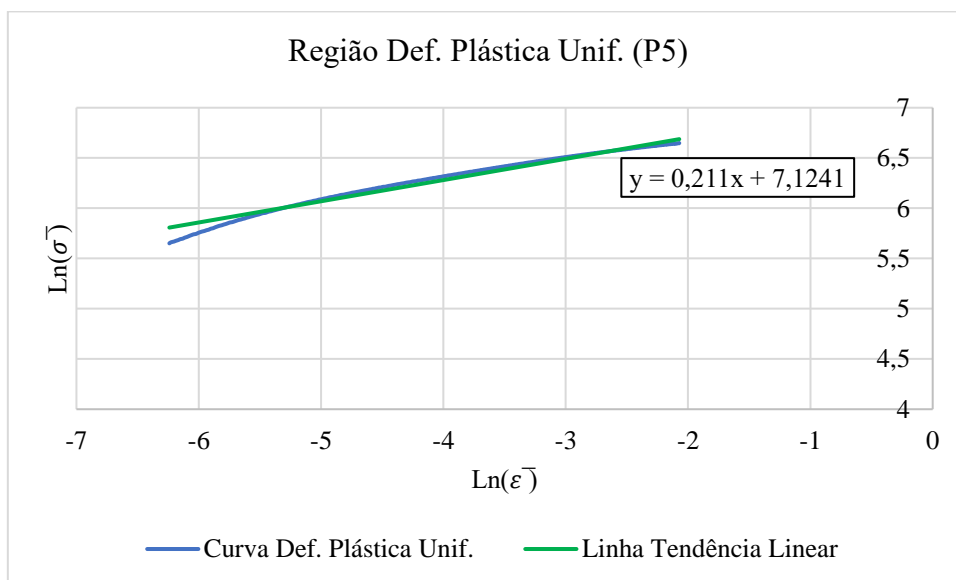


Figura 4. 6 - Região Def. Plástica Unif. do provete P₅

Analisando a linha de tendência linear do provete P₅ podemos considerar $n \approx 0,211$ e ainda $\ln(K) \cong 7,1241 \leftrightarrow K \cong e^{7,1241} \leftrightarrow K \cong 1241,53$ MPa.

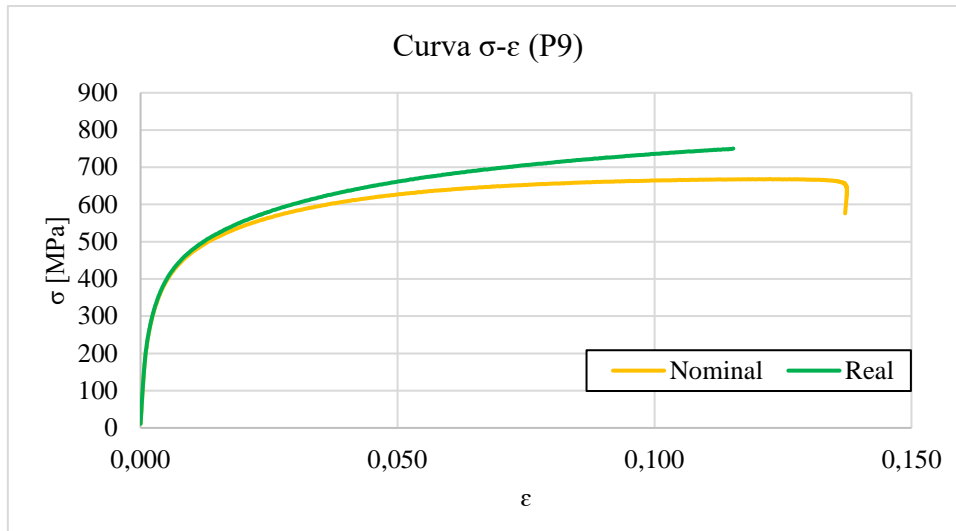


Figura 4. 7 - Curva tensão-extensão do provete P₉

Tabela 4. 10 - Propriedades mecânicas do provete P₉

		E [GPa]	σ [MPa]		ε	
			σ _c	UTS	ε _c	ε _R
Provete P ₉	Nom	221,58	277,68	668,61	0,00196	0,12247
	Real	221,73	278,22	750,36	0,00193	0,11534

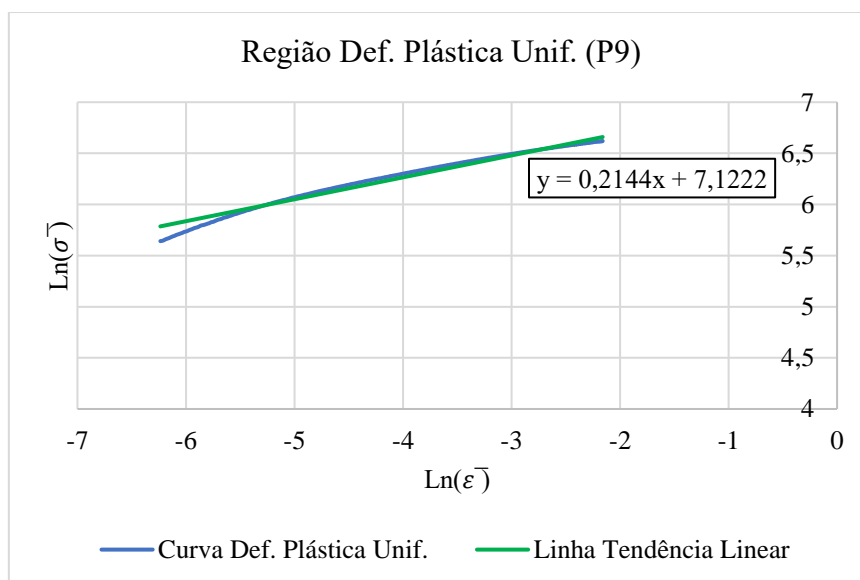


Figura 4. 8 - Região de Def. Plástica Unif. provete P₉

Analisando a linha de tendência linear do provete P₉, podemos considerar $n \approx 0,2144$ e ainda $\ln(K) \cong 7,1222 \leftrightarrow K \cong e^{7,1222} \leftrightarrow K \cong 1239,17$ MPa.

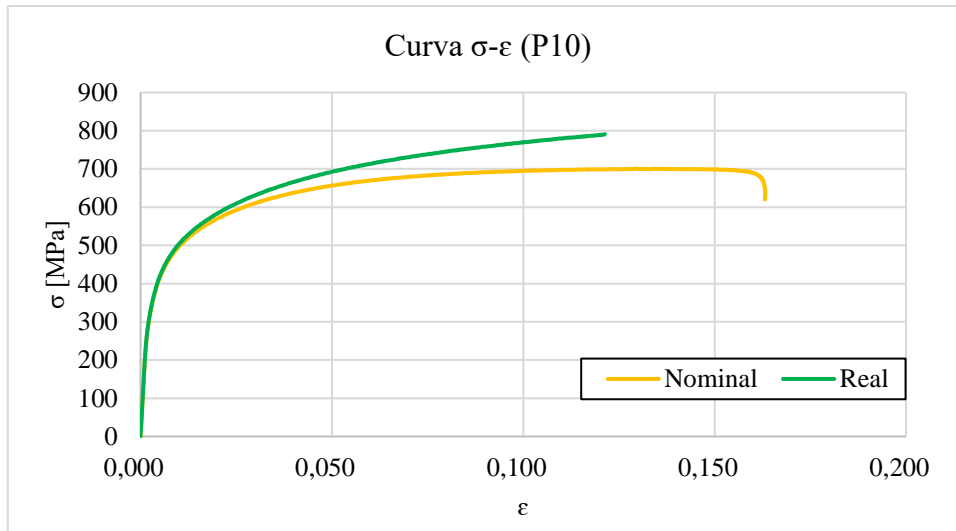


Figura 4. 9 - Curva tensão-extensão do provete P₁₀

Tabela 4. 11 - Propriedades mecânicas do provete P₁₀

		E [GPa]	σ [MPa]		ε	
			σ _c	UTS	ε _c	ε _R
Provete P ₁₀	Nom	175,59	288,15	700,74	0,00198	0,12925
	Real	178,78	288,71	791,12	0,00195	0,12132

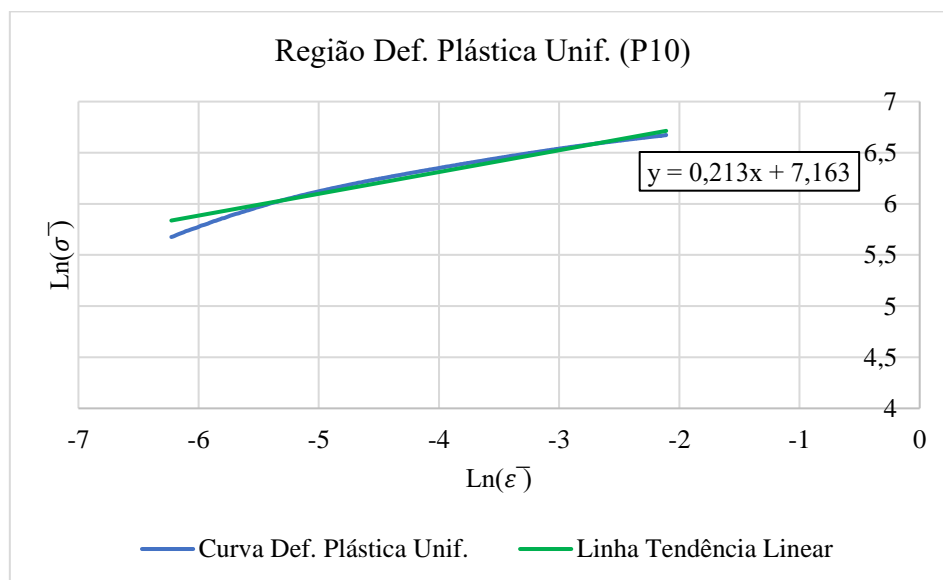


Figura 4. 10 - Região de Def. Plástica Unif. do provete P₁₀

Analisando a linha de tendência linear do provete P10 podemos considerar $n \approx 0,213$ e ainda $\ln(K) \approx 7,163 \leftrightarrow K \approx e^{7,163} \leftrightarrow K \approx 1290,78$ MPa.

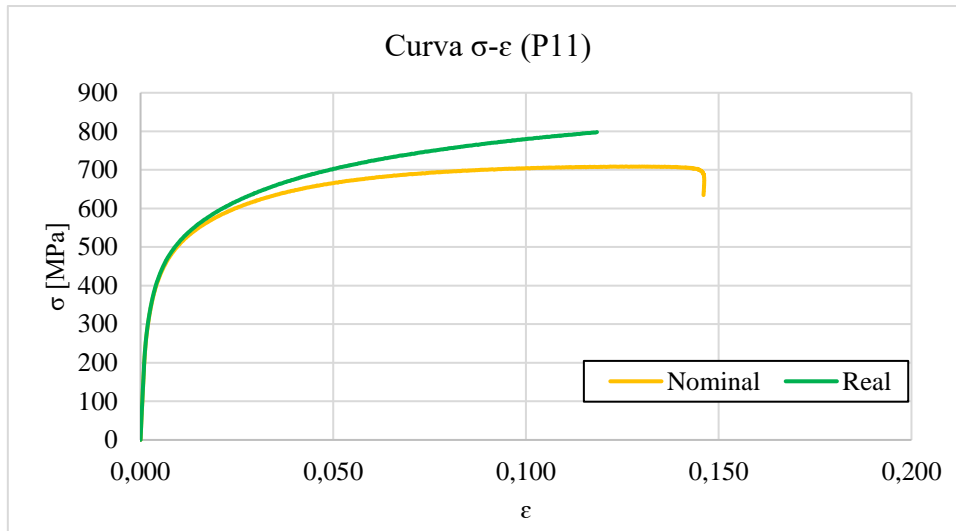


Figura 4. 11 - Curva tensão-extensão do provete P₁₁

Tabela 4. 12 - Propriedades mecânicas do provete P₁₁

		E [GPa]	σ [MPa]		ε	
			σ _c	UTS	ε _c	ε _R
Provete P ₁₁	Nom	212,81	301,82	708,98	0,00197	0,12596
	Real	217,15	302,40	798,11	0,00193	0,11842

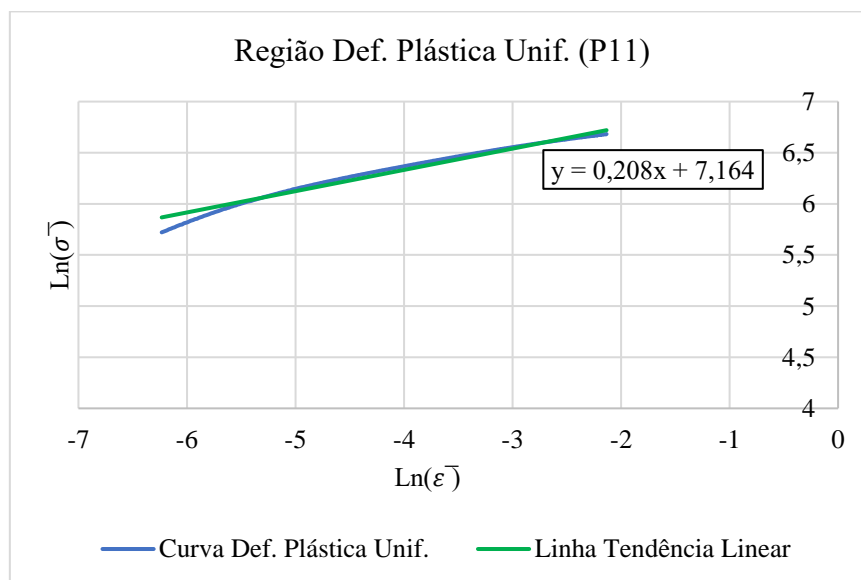


Figura 4. 12 - Região de Def. Plástica Unif. do provete P₁₁

Analisando a linha de tendência linear do provete P₁₁ podemos considerar $n \approx 0,208$ e ainda $\ln(K) \cong 7,164 \leftrightarrow K \cong e^{7,164} \leftrightarrow K \cong 1292,07$ MPa.

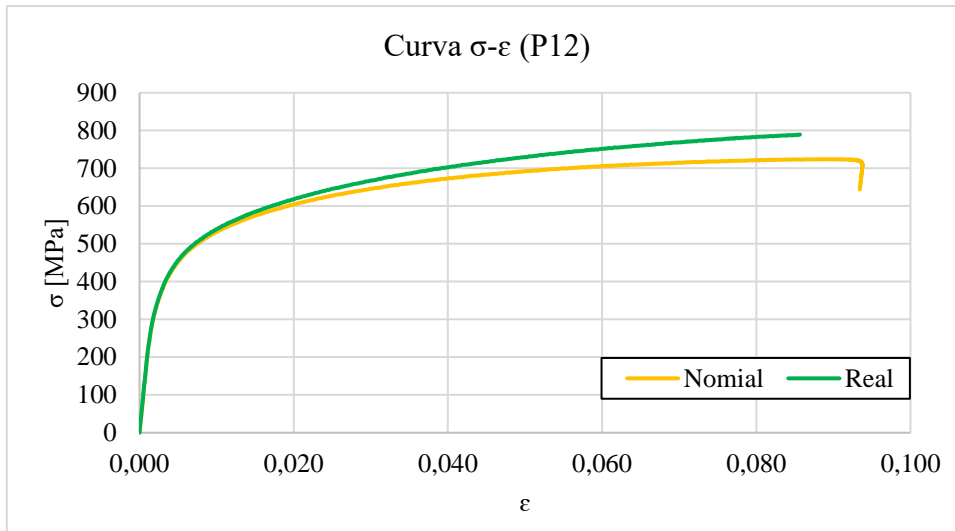


Figura 4. 13 - Curva tensão-extensão do provete P₁₂

Tabela 4. 13 - Propriedades mecânicas do provete P₁₂

		E [GPa]	σ [MPa]		ε	
			σ _c	UTS	ε _c	ε _R
Provete P ₁₂	Nom	201,45	316,50	724,58	0,00196	0,08954
	Real	204,59	317,11	789,39	0,00192	0,08567

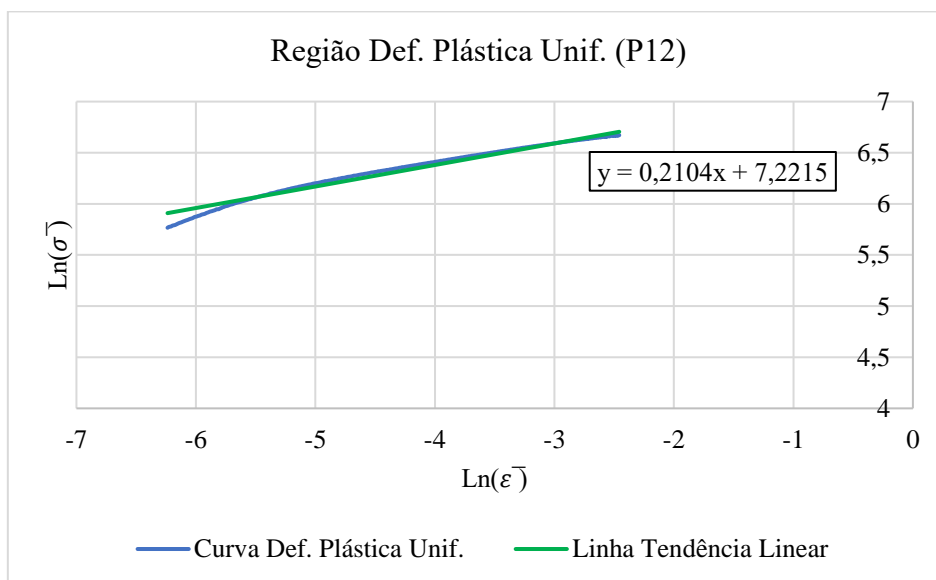


Figura 4. 14 - Região de Def. Plástica Unif. do provete P₁₂

Analisando a linha de tendência linear do provete P₁₂ podemos considerar $n \approx 0,2104$ e ainda $\ln(K) \cong 7,2215 \leftrightarrow K \cong e^{7,2215} \leftrightarrow K \cong 1368,54$ MPa.

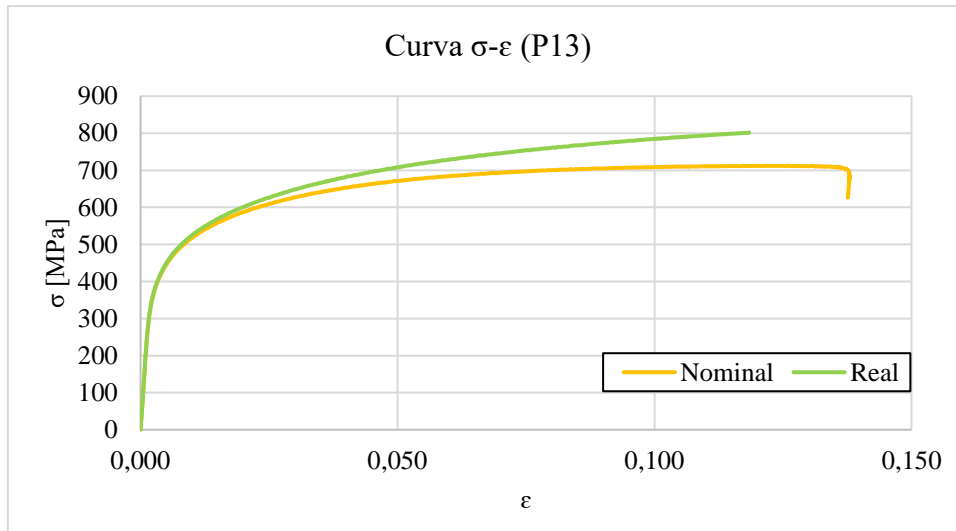


Figura 4. 15 - Curva tensão-extensão do provete P₁₃

Tabela 4. 14 - Propriedades mecânicas do provete P₁₃

		E [GPa]	σ [MPa]		ϵ	
			σ_c	UTS	ϵ_c	ϵ_R
Provete P ₁₃	Nom	199,08	329,25	712,43	0,00195	0,12594
	Real	202,27	329,89	802,00	0,00192	0,11843

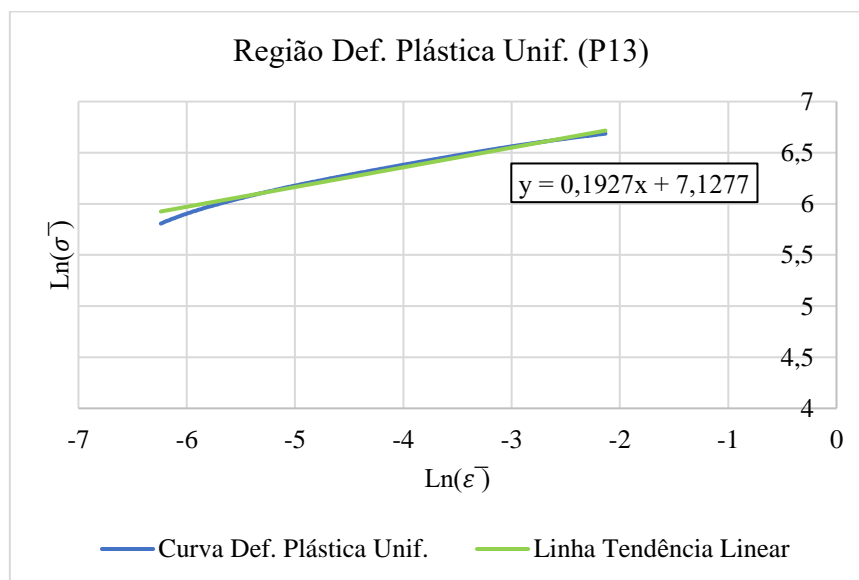


Figura 4. 16 - Região de Def. Plástica Unif. do provete P₁₃

Analisando a linha de tendência linear do provete P13 podemos considerar $n \approx 0,1927$ e ainda $\ln(K) \cong 7,1277 \leftrightarrow K \cong e^{7,1277} \leftrightarrow K \cong 1246,01$ MPa.

É possível observar algumas variações nos valores das propriedades estudadas, podendo essas variações estar relacionadas com a quantidade de defeitos internos associada a cada um dos provetes utilizados nos ensaios. Como tal, apresentam-se na tabela 4.15 os valores médios das propriedades que caracterizam mecanicamente o aço.

Tabela 4. 15 - Médias das propriedades mecânicas dos provetes

		E [GPa]	σ [MPa]		ϵ	
			σ_c	UTS	ϵ_c	ϵ_R
Média	Nom	201,54±14,02	297,66±18,64	698,78±21,61	0,00197	0,12451
	Real	204,70±13,70	298,24±18,67	785,54±23,85	0,00193	0,11706

Procedendo à análise dos valores médios estimados, é possível afirmar que o aço DIN 16MnCr5 (também conhecido como AISI 5115) em questão apresenta um módulo de elasticidade ($\approx 201,54$ GPa) inferior ao indicado pelo fornecedor (210 GPa), contudo aproximado desse mesmo valor e dentro dos valores conhecidos para a série AISI 5000.

Relativamente às tensões de rotura (UTS) e cedência é possível verificar que se encontram dentro dos valores geralmente verificados para aços da série em questão. Sendo que estes valores se apresentam também como uma referência para a escolha dos patamares de tensão máxima utilizados selecionados para a realização dos ensaios de fadiga.

Como referido anteriormente foi também realizada uma análise das propriedades que caracterizam a região de deformação plástica uniforme do material, sendo calculados os valores médios dos resultados obtidos para cada provete, como se pode observar na tabela 4.16. Na referida tabela é ainda possível observar os valores de extensão após fratura e de redução de área transversal verificada no final do ensaio, estas medidas podem ser utilizadas como modo de caracterizar a ductilidade do material e podem ser obtidas utilizando as equações (2.38) e (2.39) (ver secção 2.5.2) respetivamente.

Tabela 4. 16 - Valores de extensão final e de redução de área

		Prop. Plásticas		Extensão após fratura	Red. de Área (Coef. de Estricção)
		n	K [MPa]		
Provete	1	0,2055	1293,30	0,16889	0,40762
	3	0,4064	2173,08	0,18222	0,39699
	5	0,2110	1241,53	0,22000	0,38639
	9	0,2144	1239,17	0,18667	0,30706
	10	0,2130	1290,78	0,19667	0,37765
	11	0,2080	1292,07	0,20667	0,36000
	12	0,2104	1368,54	0,18000	0,37252
	13	0,1927	1246,01	0,19778	0,39020
Média		0,2327±0,0705	1393,06±318,01	0,19236	0,37480

Deste modo obteve-se a curva que traduz o comportamento do material na região de deformação plástica uniforme através da equação (4.2).

$$\bar{\sigma} = 1393,06\epsilon^{0,2327} \quad (4.2)$$

É ainda possível observar que os valores de extensão após fratura representam uma extensão média percentual de $\approx 19,24\%$, algo que permite concluir que o material tem um comportamento característico de um material dúctil, pois segundo *Callister & Rethwisch* [41] um material frágil apresenta uma extensão após fratura inferior a aproximadamente 5%. Algo que também se verifica pela média percentual de $\approx 37,48\%$ referente à redução de área da secção dos provetes.

4.3. Análise de Defeitos

Na figura 4.17 é apresentado o histograma de observações absolutas dos defeitos observados aquando da análise da amostra 58. É ainda possível observar as frequências relativas desses mesmos defeitos.

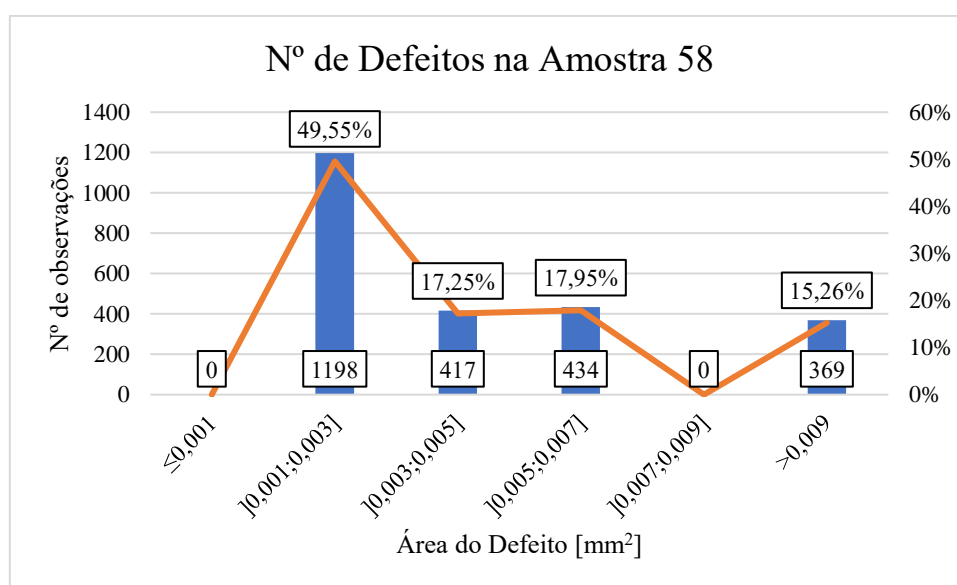


Figura 4. 17 - Número de defeitos verificados na amostra 58

É possível verificar que a maioria dos defeitos tem uma área compreendida no intervalo $]0,001;0,003]$ mm² (49,55%), seguido do intervalo $]0,005;0,007]$ mm² (17,95%) e para áreas compreendidas nos intervalos $]0,003;0,005]$ mm² (17,25%). Existem ainda defeitos com áreas superiores a 0,009 mm² (10,02%), sendo que não foram verificados defeitos com áreas iguais ou inferiores a 0,001 mm² e no intervalo $]0,007;0,009]$ mm².

Os defeitos observados apresentam ainda uma área média de $94,68 \times 10^{-4}$ mm², sendo que o valor mais observado pela análise foi uma área de $17,92 \times 10^{-4}$ mm².

Na figura 4.18 é possível observar as médias das frequências das áreas dos defeitos observados nas diferentes amostras analisadas por *M. Mousinho* [1], amostras essas retiradas do corpo da engrenagem. Pela comparação dos gráficos das figuras das figuras 4.17 e 4.18 observa-

se uma grande diferença entre ambos, nomeadamente nível das ordens de grandeza associadas às dimensões dos defeitos, sendo que os defeitos apresentados pela análise microscópica das amostras apresentam maiores dimensões comparativamente aos observados por *M. Mousinho* [1]. Porém é possível verificar uma maior uniformidade dos mesmos, pois os defeitos observados apresentam dimensões dentro da mesma ordem de grandeza.

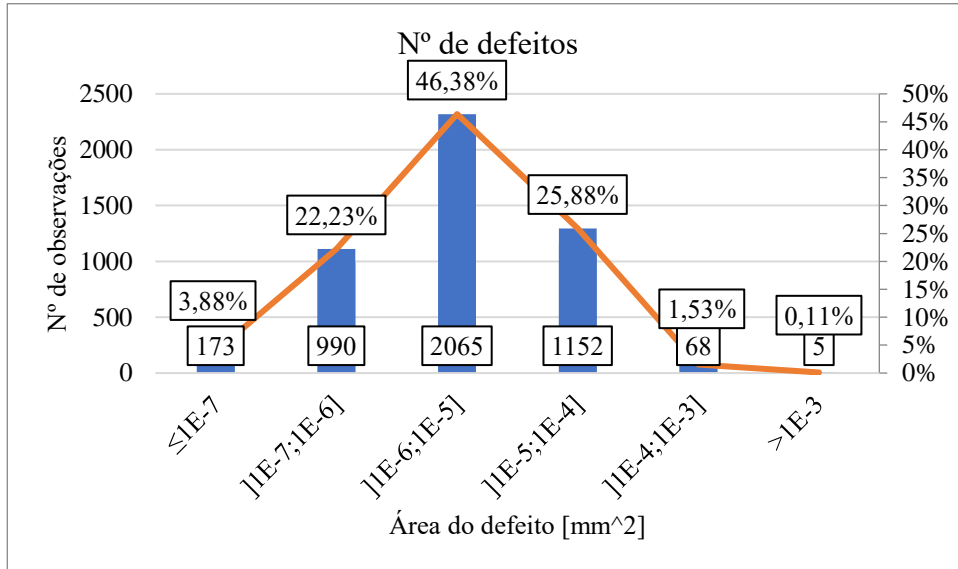


Figura 4. 18 - Número médio de defeitos observados por *M. Mousinho* [1]

4.4. Ensaios de Fadiga

4.4.1. Obtenção da Curva *S-N* e Correção dos Modelos

Na tabela 4.17 é possível observar, para cada provete ensaiado, o número de ciclos suportado até à fratura, os dados encontram-se ainda descritos em ordem crescente da tensão nominal máxima aplicada durante o ensaio e associados à respetiva tensão. De notar que os ensaios dos provetes P15 e P25, correspondentes ao patamar de sensivelmente 400 MPa, foram considerados Run-Out, ou não considerados, pelo facto de não ter ocorrido fratura dos mesmos ao ser atingido o limite de ciclos pressuposto (10^6 ciclos). No caso específico do provete P25, foi estendido o limite para 10^7 ciclos, não se tendo ocorrido fratura ainda assim.

Tabela 4. 17 - Resultados dos ensaios de fadiga

Norma	E8/E8M	R	0,05
Material	16MnCr5	f [Hz]	10
Provete	F _{máx} [kN]	σ _{máx} [MPa]	N
P15	25	401,86	1000000
P25	25	406,41	1100000
P23	30	482,23	355341
P29	30	484,40	295833
P19	30	487,69	248461
P21	35	562,60	47500
P20	35	567,69	45836
P24	40	645,87	7337
P26	40	647,33	6261
P16	45	723,34	291
P30	45	729,89	273

Pela análise da tabela 4.17 apresentada é possível observar variações de tensão para um mesmo valor de força aplicada, que pode ser explicado pelas pequenas variações do diâmetro de prova dos provetes, ainda assim os dados são considerados válidos pois os valores dos diâmetros encontram-se dentro dos limites estabelecidos e normalizados (ver secção 3.1.1.). De notar que essas pequenas variações de tensão são acompanhadas de variações de número de ciclos até à fratura, sendo essas variações de números de ciclos concordantes com as variações de tensão, ou seja, maior tensão implica menor número de ciclos até à fratura.

Na figura 4.19 são novamente apresentados os resultados dos ensaios realizados, mas sob forma gráfica e utilizando uma escala bi-logarítmica. Recorrendo ao suporte Microsoft Excel, é ainda apresentada a curva S-N do material correspondente à curva de ajuste dos dados obtidos pelos ensaios. Pode-se observar pelo fator de replicabilidade, ou coeficiente de determinação, (R^2) que a curva apresentada se revela um bom ajuste.

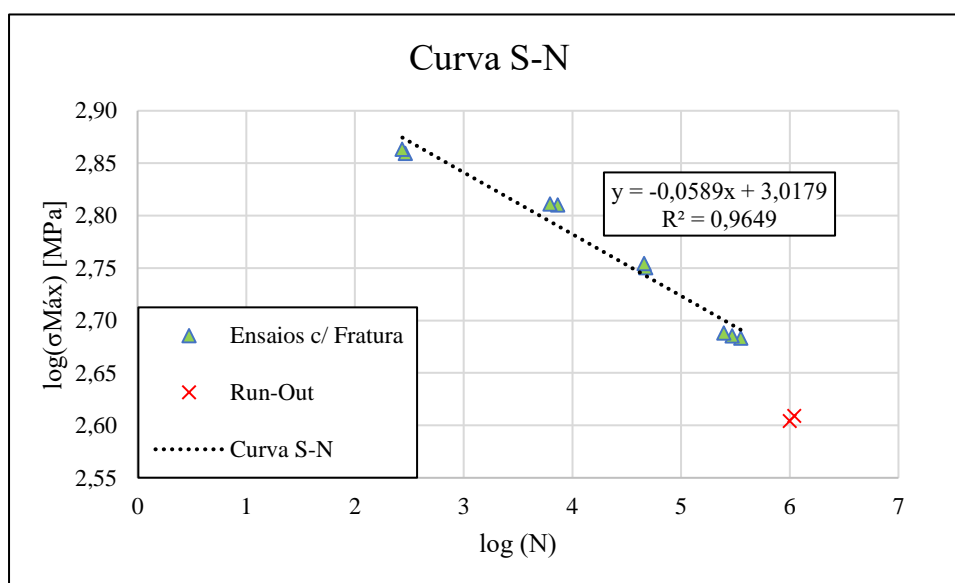


Figura 4. 19 - Curva S-N do DIN 16MnCr5

Pela análise do gráfico é possível obter a equação S-N característica do material, que pode ser descrita pela equação (4.3):

$$\log(\sigma_{m\acute{a}x}) = -0,0589 \log(N) + 3,0179 \quad (4.3)$$

A curva definida pela equação (4.3) pode ainda ser apresentada em função da tensão máxima, em MPa, oferecendo assim informação relativamente ao tempo de vida do material na zona de vida finita (intervalo entre 10^3 - 10^5 ciclos), como demonstrado:

$$\log(\sigma_{m\acute{a}x}) = \log(N^{-0,0589}) + 3,0179 \leftrightarrow \sigma_{m\acute{a}x} = N^{-0,0589} + 10^{3,0179} \leftrightarrow \sigma_{m\acute{a}x} N^{0,0589} = 1042,08$$

Desta forma a curva S-N, ou relação entre a tensão e o número de ciclos até à fratura, do material DIN 16MnCr5 pode ser traduzida em função das equações (4.3) ou (4.4):

$$\sigma_{m\acute{a}x} N^{0,0589} = 1042 \quad (4.4)$$

A equação (4.4) permite também, através do limite imposto a partir do qual se considera que o material tem vida infinita (10^6), obter a tensão limite, ou simplesmente limite de fadiga em MPa. Que no presente caso apresenta o valor de $\sigma_{LF} = 461,81$ MPa.

Deste modo, devido aos dados recolhidos pelos ensaios de dureza e de fadiga e também pela análise dos defeitos de fabrico presentes do material, é possível ainda avaliar a discrepância existente entre o valor de tensão limite de fadiga obtido experimentalmente através dos ensaios e os valores provenientes dos modelos de previsão empíricos já existentes, propostos por *Sun et. al* [30] e também o modelo inicialmente proposto por *Yukitaka Murakami* [10] (equação 4.5) para aços.

$$\sigma_{LF} = 1,43 \frac{HV+120}{(\sqrt{area})^{1/6}} \quad (4.5)$$

Na tabela 4.18 é possível observar os valores referentes à tensão limite de fadiga do material em função dos dados recolhidos pelos ensaios de dureza e pela análise de defeitos. Para tal efeito foram consideradas duas situações: (i) a área média dos defeitos e (ii) a maior área observada pela análise dos defeitos, ambas conjuntamente com a dureza média do material.

Tabela 4. 18 - Valores de tensão limite de fadiga segundo os modelos existentes

		HV	R	σ_{LF} [MPa]	
				(i)	(ii)
Eq.	(2.12)	232,2	0,05	616,87	419,51
	(4.5)			-	742,63

Ao observar a tabela 4.18 é fácil verificar as grandes variações que se evidenciam para as diferentes combinações e respetivos *outputs* de tensão limite de fadiga. Como tal, foi procedido ao ajuste de constantes X e Y da equação simplificada (4.6), com auxílio da ferramenta *solver* do *software* Microsoft Excel.

$$\sigma_{LF} = X \frac{HV+Y}{(\sqrt{area})^{1/6}} \quad (4.6)$$

A ferramenta enunciada permite fixar o valor que se pretende obter ($\sigma_{LF} = 460$ MPa), enquanto se testa diferentes combinações das variáveis indicadas até se obter o valor desejado. Para tal efeito, foi considerado critério do valor correspondente à área média dos defeitos, tendo obtido como

output das variáveis os valores $X \approx 1,21$ e $Y \approx 27$, pelo que a equação pode então ser reescrita dando origem ao novo modelo de previsão dado pela equação (4.7). Ao ser aplicada a equação (4.6) com os valores $X=1,21$ e $Y=27$ é obtido, como valor limite de fadiga, uma tensão de $\sigma_{LF} \approx 462,45$ MPa, o que comparativamente aos valores obtidos experimentalmente ($\sigma_{LF} \approx 461,81$ MPa) apresenta um erro inferior a 1%.

$$\sigma_{LF} = 1,21 \frac{HV+27}{(\sqrt{area})^{1/6}} \quad (4.7)$$

4.5. Ensaios de Desgaste

Os ensaios de desgaste foram efetuados a seco com o intuito de simular o pior estado de serviço do material de modo a maximizar os efeitos adjacentes ao fenómeno de desgaste. No decorrer dos ensaios foram utilizadas forças normais de 2,114 Kg.f (20,73 N), 2,860 Kg.f (28,04 N), 3,506 Kg.f (34,38 N) e 4,060 Kg.f (39,81 N), sendo que as amostras planas apresentaram variações de volume de $0,026 \text{ mm}^3$, $1,076 \text{ mm}^3$, $1,882 \text{ mm}^3$ e $2,420 \text{ mm}^3$, respetivamente. Os pinos, por sua vez, apresentaram variações de $0,077 \text{ mm}^3$, $1,152 \text{ mm}^3$, $1,921 \text{ mm}^3$ e por fim de $2,510 \text{ mm}^3$. De acordo com o esperado, o aumento da força normal aplicada resultou também num aumento de volume perdido pelas amostras. Na figura 4.20 é possível observar o gráfico da variação de volume em função da força normal (em Kg.f) utilizada, sendo ainda apresentadas as linhas de tendência para a amostra plana e para o pino. Na figura 4.21 são apresentados os mesmos dados, com a diferença da dimensão da força normal, sendo esta neste caso apresentada em Newton, algo que irá influenciar os valores das constantes das curvas de tendência.

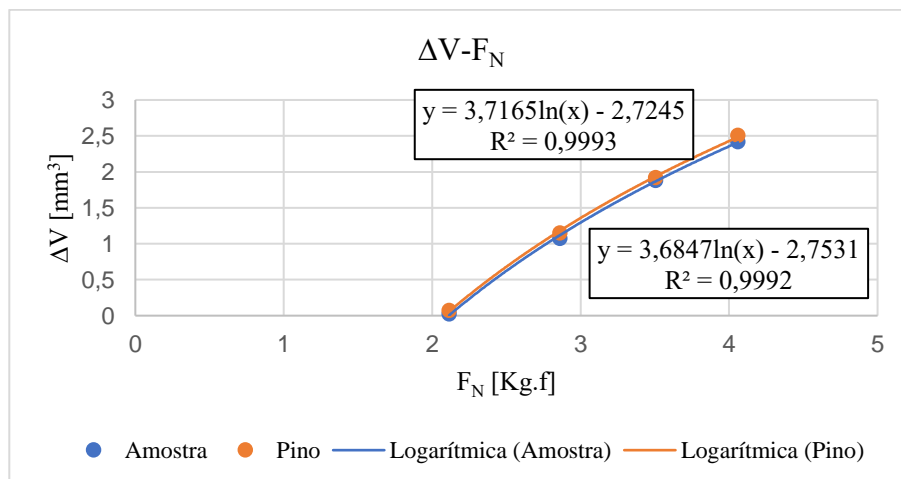


Figura 4. 20 - Variação de volume em função da força normal em Kg.f durante 40 minutos

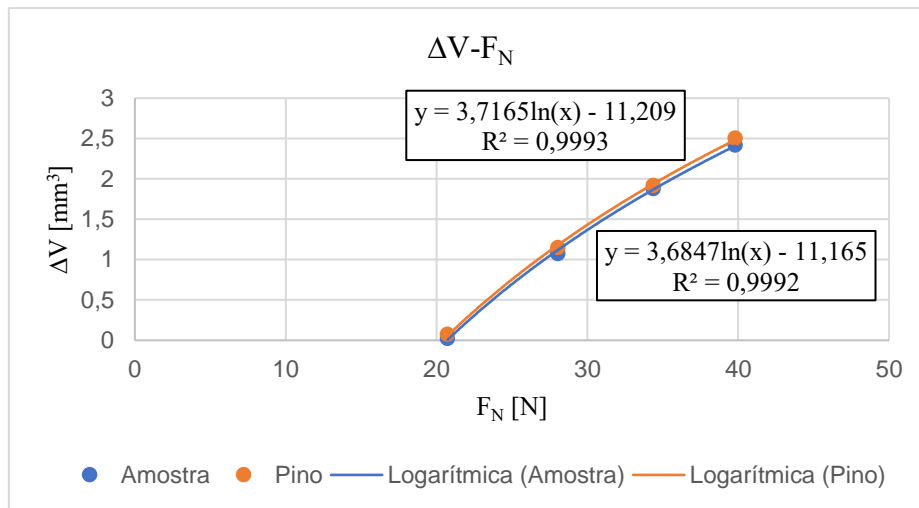


Figura 4. 21 - Variação de volume em função da força normal em N durante 40 minutos

De acordo com a análise dos gráficos apresentados podemos verificar que a tendência da perda de volume da amostra é dada por uma função logarítmica, com um coeficiente de determinação bastante próximo da unidade (0,9992), que pode ser descrita pela equação (4.8).

$$\Delta V_a = 3,6847 \times \ln(F_N) - 11,165 \quad (4.8)$$

É possível verificar que a tendência da taxa de perda de volume por parte do pino é, também ela, representada por uma função logarítmica com um coeficiente de determinação de 0,9993, valor também bastante próximo da unidade. A curva de tendência da perda de volume do pino pode, por sua vez, ser descrita pela equação (4.9).

$$\Delta V_p = 3,7165 \times \ln(F_N) - 11,209 \quad (4.9)$$

Na figura 4.22 é apresentado o gráfico que caracteriza o comportamento do material ao desgaste com base nos resultados obtidos por *M. Mousinho* [1]. Procedendo à comparação entre os resultados obtidos, pelo autor e no decorrer dos ensaios de desgaste realizados na presente dissertação, sobressai a diferença associada à natureza da curva que traduz o comportamento do material ao desgaste. Essa diferença poderá estar associada ao facto de as amostras utilizadas por *M. Mousinho* [1] terem sido retiradas de um componente que já esteve ao serviço e a instrumentação do equipamento do ensaio de desgaste ser diferente (Célula de carga, interface e curvas de calibração diferentes).

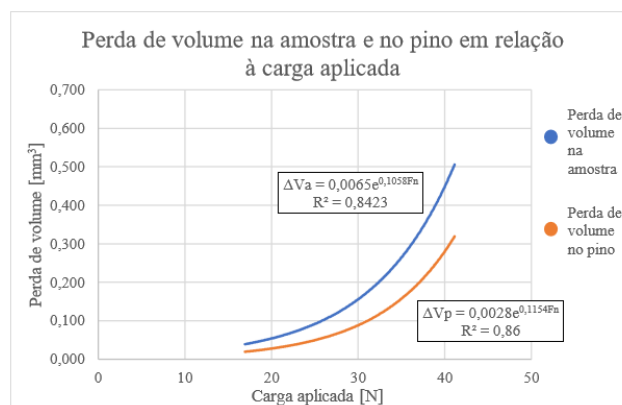


Figura 4. 22 - Variação de volume em função da força normal [1]

No decorrer dos ensaios foram ainda recolhidos os dados referentes à evolução da força de atrito (figura 4.23) e também do coeficiente de atrito entre as superfícies de contato (figura 4.24).

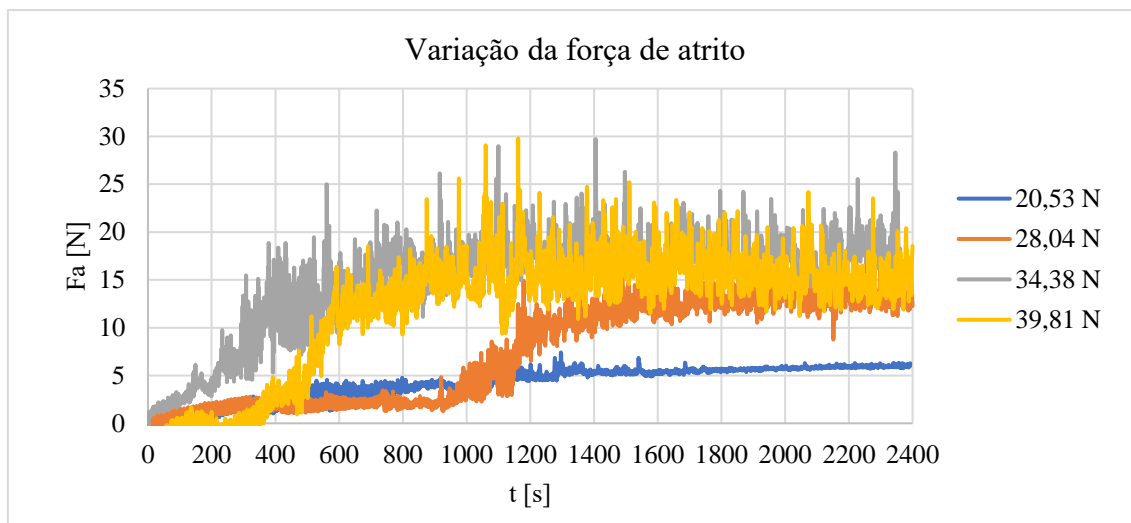


Figura 4. 23 - Variação das forças de atrito em função do tempo ao longo do ensaio

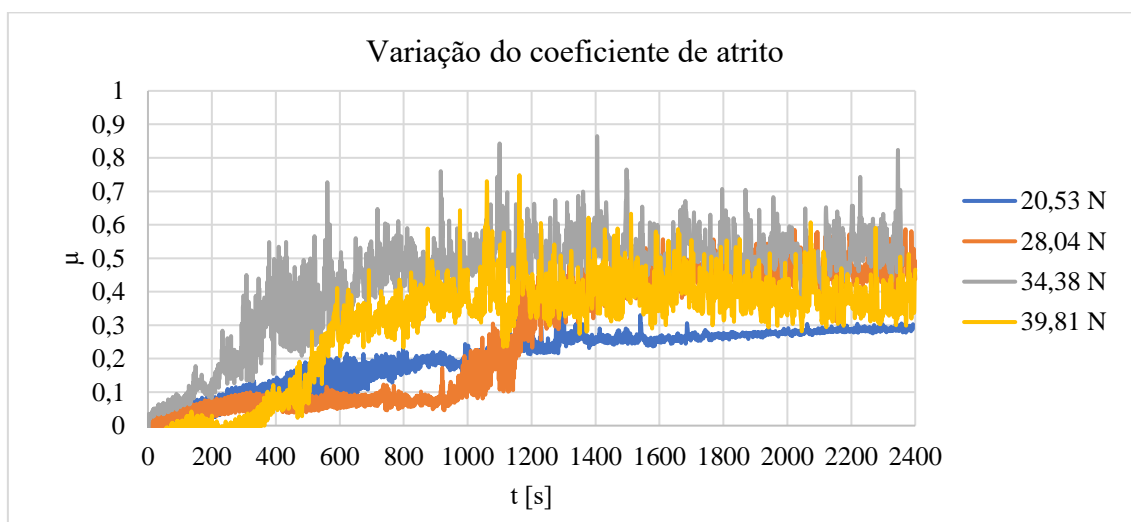


Figura 4. 24 - Variação do coeficiente de atrito em função do tempo ao longo do ensaio

Na utilização de força axial de 20,73 N registou-se um valor médio de força de atrito de 4,19 N e um valor máximo pontual de 7,41 N. Relativamente ao coeficiente de atrito apresentou um valor médio de 0,202 e um valor máximo pontual de 0,358.

Por sua vez a utilização de uma força normal de 28,04 N evidenciou um valor médio de 7,51 N e um valor máximo de 16,98 N. Já em relação ao coeficiente de atrito foram registados um valor médio de 0,268 e um valor máximo de 0,606.

No teste referente à utilização de uma força axial de 34,38 N, verificou-se uma força de atrito média de 14,98 N e um valor máximo de 29,73 N. No mesmo ensaio foi ainda registado um coeficiente de atrito médio de 0,436 e um valor máximo desse mesmo coeficiente de 0,865.

Por fim, aquando da utilização da força normal de 39,81 N, foi registado um valor médio de força de atrito de 11,95 N e um valor máximo de 29,79 N. No que diz respeito ao coeficiente de atrito, foi observado um valor médio de 0,300 e um valor máximo de 0,748.

Comparando posteriormente as curvas, presentes no gráfico da figura 4.20, referentes à evolução da força de atrito para as diferentes forças, podemos verificar o aumento dessa mesma força com o aumento da força normal utilizada. O mesmo se pode observar pela análise do gráfico na figura 4.21 referente ao coeficiente de atrito.

Ao observar os dados recolhidos em relação ao coeficiente de atrito é ainda possível observar o mesmo comportamento independentemente da força normal aplicada, ou seja, existe numa primeira fase um aumento do coeficiente de atrito, verificando-se mais tarde uma estabilização do mesmo. Sendo que no caso de utilização de força axial de 20,53 N se verificou nos momentos iniciais uma evolução mais acentuada comparativamente com os casos em que foram utilizadas forças normais de 28,04 N e 39,81 N.

De notar que, o teste que utilizou uma força normal de 39,81 N apresentou um menor valor médio de força de atrito e de coeficiente de atrito e ainda um menor valor máximo de coeficiente de atrito comparativamente ao ensaio que utilizou uma carga normal de 34,38 N, ou seja, uma força inferior. Contudo a força máxima foi superior, sendo que este valor pode ser explicado pela diferença na força normal aplicada, apesar de apresentar um menos coeficiente de atrito. Estes valores ainda assim contrariam o esperado, podendo estar associados a diferenças relacionadas com a geometria e superfície da ponta do pino, uma vez que terão sido reajustadas manualmente, com recurso a uma lima, aquando da otimização dos testes.

5. Conclusões e Propostas de Trabalhos Futuros

Concluiu-se, aquando do fabrico dos provetes destinados aos ensaios de tensão-extensão e fadiga, que os parâmetros de corte e a geometria influenciam a rugosidade. Neste âmbito foram estudados dois tipos de pastilhas (refs. SDNCN 2020K11-M-A e DCMT 11T308E-FF), tendo-se concluído que:

- não podem ser usados os mesmos parâmetros de corte para pastilhas distintas, devendo sempre ser realizados ensaios/testes tal como descrito na secção 3.1.2. com o objetivo de determinar esses mesmos parâmetros e proceder à respetiva codificação de produção (MasterCam X3);
- para os mesmos parâmetros de corte as pastilhas de ref. DCMT 11T308E-FF os provetes apresentaram, aquando da inspeção visual, um acabamento não uniforme, embora a rugosidade média estivesse dentro dos valores obtidos nos provetes fabricados com as pastilhas de ref. SDNCN 2020K11-M-A;
- Com as pastilhas ref. SDNCN 2020K11-M-A foi garantido os requisitos da norma *E8/E8M-13a* [27], ou seja, um diâmetro médio de $8,964 \pm 0,044$ mm. Tendo ficado estabelecido como parâmetros de corte uma velocidade de $v_c = 72,10$ m/min e um avanço de $a = 0,05$ mm/rev. Foi obtida, com estes parâmetros, uma rugosidade de $R_a = 1,255 \pm 0,289$ μ m.

No decorrer da presente dissertação foi realizada uma análise aos defeitos intrínsecos ao processo de fabrico do material DIN 16MnCr5, nomeadamente fundição seguida de laminagem a frio, podendo concluir que a grande percentagem de área dos defeitos (49,55%) se encontra no intervalo $]0,001; 0,003]$ mm². Foi também possível concluir que existe homogeneidade do material.

Com os ensaios concluiu-se que a dureza de Vickers do DIN 16MnCr5, através da realização de micro-indentações, apresenta o valor de $232,2^{+12,9}_{-11,3}$ HV 0,5.

Após a realização dos ensaios de tração foram obtidas as curvas de tensão-extensão, a partir das quais foi possível caracterizar mecanicamente o material, sendo possível concluir que o material apresenta um comportamento dúctil, apresentando para algumas das suas propriedades mecânicas, como Modulo de Elasticidade/Young, tensão e extensão de cedência, tensão e extensão de rotura, extensão após fratura e coeficiente de redução de área ou de estrição, os seguintes valores (nominais e reais):

- Módulo de Young Nominal: $201,66 \pm 14,02$ MPa
- Módulo de Young Real: $204,70 \pm 13,70$ MPa
- Tensão de Cedência Nominal: $297,66 \pm 18,64$ MPa
- Tensão de Cedência Real: $298,24 \pm 18,67$ MPa
- Extensão de Cedência Nominal: 0,00197 (0,19 %)
- Extensão de Cedência Real: 0,00193 (0,19 %)
- Tensão de Rotura Nominal: $698,78 \pm 21,61$ MPa
- Tensão de Rotura Real: $785,54 \pm 23,85$ MPa

- Extensão de Ruptura Nominal: 0,12451 (12,45%)
- Extensão de Ruptura Real: 0,11706 (11,71 %)
- Extensão após Fratura: 0,19236 (19,24 %)
- Redução de Área/Coeficiente de Estricção: 0,37480 (37,48 %)

A realização dos ensaios permitiu ainda determinar a curva de tensão-extensão verdadeiras na região de deformação plástica uniforme, que se traduz pela equação (4.2),

$$\bar{\sigma} = 1393,06\epsilon^{0,2327} \quad (4.2)$$

A análise do tempo de vida do material, nomeadamente a sua curva S-N, a avaliação da resistência do material à fadiga revelou que o comportamento do material pode ser descrito pelas equações (4.3) ou (4.4):

$$\log(\sigma_{m\acute{a}x}) = -0,0589 \log(N) + 3,0179 \quad (4.3)$$

$$\sigma_{m\acute{a}x} N^{0,0589} = 1042 \quad (4.4)$$

Os dados recolhidos revelam ainda que o limite de fadiga, ou tensão limite de fadiga, do material DIN 16MnCr5 pode ser previsto através do modelo de previsão dado pela equação (4.7):

$$\sigma_{LF} = 1,21 \frac{HV+27}{(\sqrt{area})^{1/6}} \quad (4.7)$$

No estudo do comportamento do material ao desgaste foi possível verificar que para as cargas, de 28,04 N, 34,38 N e 38,81 N, utilizadas os valores de coeficiente de atrito que se desenvolveu entre as superfícies de contacto, com exceção para valores pontuais, tendem para valores no intervalo compreendido entre]0,3;0,7[. Por sua vez os valores de força de atrito tendem para valores no intervalo entre os 10 N e os 25N. Na utilização de carga normal de 20,73 N o coeficiente de atrito tende para 0,3 e a força de atrito tende para 5 N.

Ao ser avaliada a perda de volume por parte dos componentes em contacto (amostra e pino) em função das várias forças normais utilizadas foi possível verificar que as perdas de volume da amostra e do pino são traduzidas pelas equações (4.8) e (4.9).

$$\Delta V_a = 3,6847 \times \ln(F_N) - 11,165 \quad (4.8)$$

$$\Delta V_p = 3,7165 \times \ln(F_N) - 11,209 \quad (4.9)$$

Concluiu-se dos resultados obtidos pelos ensaios de desgaste, de dureza e pela análise de defeitos, que estes não são viáveis de comparar com os obtidos por *M. Mousinho* [1], pois embora o material seja idêntico, este foi obtido por um processo de fabrico distinto.

No que refere a propostas para trabalhos futuros, é sugerido o estudo da durabilidade do material DIN 16MnCr5, conjuntamente com a análise de dureza e defeitos de fabrico, utilizando diferentes razões de tensão (R) de modo a ajustar o modelo proposto em função das diferentes razões de tensões. É proposto ainda a elaboração do mesmo estudo utilizando provetes do material produzidos aquando do fabrico da respetiva engrenagem, seguindo toda a linha do processo, incluindo o processo de cementação característico do referido sistema de transmissão mecânica. Propõe-se ainda o estudo metrológico dos parâmetros rugosidade, avanço e velocidade corte, bem como o estudo probabilístico das curvas S-N.

6. Referências Bibliográficas

- [1] M. Mousinho, “Estudo do comportamento ao desgaste de uma engrenagem helicoidal”, Tese de Mestrado, Faculdade de Ciências e Tecnologia – Universidade Nova de Lisboa, 2017.
- [2] R. G. Budynas and N. J. Keith, *Elementos de Máquinas de Shigley - Projeto de Engenharia Mecânica*, 8th ed. McGraw Hill, 2011.
- [3] John R. Brown, *Foseco Non-Ferrous Foundyman's Handbook*, 11th ed. Butterworth-Heinemann, 1999.
- [4] Kapil Gupta, R. F. Laubscher, J. Paulo Davim, N. K. Jain, “Recent developments in sustainable manufacturing of gears: a review”, *Journal of Cleaner Production*, vol. 112, pp. 3320-3330, 2016.
- [5] John Campbell, *Casting Principles*, 2nd ed. Butterworth-Heinemann, 2003.
- [6] ASM Internacional, “Casting,” in *ASM Handbook*, 9th ed., vol. 15, ASM Internacional, 2008, p. 3470.
- [7] Chengqi Sun, Zhengqiang Lei, Jijia Xie, Youshi Hong, “Effects of inclusion size and stress ratio on fatigue strength for high-strength steels with fish-eye mode failure”, *International Journal of Fatigue*, vol. 48, pp. 19-27, 2013.
- [8] Kwai S. Chan, “Roles of microstructure in fatigue crack initiation”, *International Journal of Fatigue*, vol. 32, pp. 1428-1447, 2010.
- [9] S. Beretta, S. Romano, “A comparison of fatigue strength sensitivity to defects for materials manufactured by AM or traditional processes”, *International Journal of Fatigue*, vol. 94, pp. 178-191, 2017.
- [10] Yukitaka Murakami, “Material defects as the basis of fatigue design”, *International Journal of Fatigue*, vol. 41, pp. 2-10, 2012.
- [11] Pablo Lorenzino, Saburo Okazaki, Hisao Matsunaga, Yukitaka Murakami, “Effect of orientation of small defects on fatigue limit of steels”, *MATEC Web of Conferences*, vol. 12, 07001, 2014.
- [12] Fakher Chaari, Tahar Fakhfakh, Mohamed Haddar, “Analytical modelling of spur gear tooth crack and influence on gearmesh stiffness”, *European Journal of Mechanics A/Solids*, vol 28, pp. 461-468, 2009.
- [13] ISO 10825, “Gears. Wear and damage to gear teeth. Terminology.” p. 61, 1995.
- [14] P. Flores, “Modeling and simulation of wear in revolute clearance joints in multibody systems”, *Mechanism and Machine Theory*, vol. 44, pp. 1211-1222, 2009.
- [15] G. Fajdiga, M. Sraml, “Fatigue crack initiation and propagation under cyclic contact loading”, *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 76, pp. 1320-1335, 2009.
- [16] C. James Li, Hyungdae Lee, “Gear fatigue crack prognosis using embedded model, gear dynamic model and fracture mechanics”, *Mechanical Systems and Signal Processing*, vol. 19, pp. 836-846, 2005.

- [17] E. Rabinowicz, *Friction and Wear of Materials*, ed., John Wiley & Sons Inc, 1966.
- [18] Michael Varenberg, “Towards a unified classification of wear”, *Friction*, vol. 1, pp. 333-340, 2013.
- [19] Valentin Onischenko, “Investigation of tooth wears from scuffing of heavy duty machine spur gears”, *Mechanism and Machine Theory*, vol. 83, pp. 38-55, 2015.
- [20] G.E. Morales-Espejel, P. Rycerz, A. Kadiric, “Prediction of micropitting damage in gear teeth contacts considering the concurrent effects of surface fatigue and mild wear”, *Wear*, vol. 398-399, pp. 99-115, 2018.
- [21] G.E. Morales-Espejel & V. Brizmer, “Micropitting Modelling in Rolling-Sliding Contacts: Application to Rolling Bearings”, *Tribology Transactions*, vol. 54, pp. 625-643, 2011.
- [22] Aydar Akchurin, Rob Bosman, Piet M. Lugt, Mark van Drogen, “Analysis of wear Particles Formed in Boundary- Lubricated Sliding Contacts”, *Tribology Letters*, vol. 63:16.
- [23] Hase, A., Mishina, H.: Wear elements generated in the elementary process of wear. *Tribol. Int.* 42(11–12), 1684–1690 (2008).
- [24] ASTM G99-95a, *Standard Test Method for Wear Testing with a Pin-on-Disk Apparatus*. West Conshohocken, PA, 2000.
- [25] R. Prabhu Sekar, R. Sathishkumar, “Enhancement of wear resistance on normal contact ratio spur gear pairs through non-standart gears”, *Wear*, vol. 380-381, pp. 228-239, 2017.
- [26] E. M. Bortoletto et al., “Experimental and numerical analysis of dry contact in the pin on disc test,” *Wear*, vol. 301, no. 1–2, pp. 19–26, 2013.
- [27] E. Olsson, A. Olander, M. Öberg, “Fatigue of gears in the finite life regime – Experiments and probabilistic modelling”, *Engeneering Failure Analysis*, vol. 62, pp. 276-286, 2016.
- [28] C. A. G. de M. Branco, *Mecânica dos Materiais*, 5^a ed. Portugal: Fundação Calouste Gulbenkian, 2011.
- [29] Go Matsubara, Kenji Nishio, “Multiaxial High-cycle fatigue criterion considering crack initiation and non-propagation”, *International Journal of Fatigue*, vol. 47, pp. 222-231, 2013.
- [30] Chengqi Sun, Zhengqiang Lei, Jijia Xie, Youshi Hong, “Effects of inclusion size and stress ratio on fatigue strength for high-strength steels with fish-eye mode failure”, *International Journal of Fatigue*, vol. 48, pp. 19-27, 2013.
- [31] Ueno, A., Nishida, M., Miyakawa, S., Yamada, K., & Kikuchi, S. ΔK_{th} estimation of aluminum die-casting alloy by means of \sqrt{a} area method. Recent Advances in Structural Integrity Analysis: Proceedings of the International Congress, (3), 99– 103, 2014.
- [32] Tajiri, A., Nozaki, T., Uematsu, Y., & Kakiuchi, T. Fatigue limit prediction of large scale cast aluminum alloy A356. *Procedia Materials Science*, 3, 924–929, 2014.
- [33] Brian L. Vlcek, Robert C. Hendricks & Erwin V. Zaretsky, “Probabilistic Analysis for Comparing Fatigue Data Based on Johnson-Weibull Parameter”, NASA/TP—2013-217633, 2013.
- [34] ASTM E739-10: *Standard Practice for Statistical Analysis of Linear or Linearized Stress-Life (S-N) and Strain-Life (ϵ -N) Fatigue Data* ASTM International, EUA, 2015.

- [35] Weibull, W.: A Statistical Theory of the Strength of Materials. Ingenioersvetenskapsakad. Handl., no. 151, Stockholm, Sweden, 1939.
- [36] Jorge Joaquim Pamies Teixeira, *Fundamentos Físicos do Corte dos Metais*, EDINOVA – Edições da Universidade Nova de Lisboa, 2001.
- [37] ASTM E384-16, *Standard Test Method for Knoop and Vickers Hardness of Materials*. West Conshohocken, PA, 2016.
- [38] DIN, “DIN EN 10084: Case hardening steels - Technical delivery conditions,” no. June 2008, p. 39, 200.
- [39] ASTM E8/E8M-13a, *Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials*, ASTM International, EUA, 2013.
- [40] ASTM E3-95, *Standard Practice for Preparation of Metallographic Specimens*, ASTM International, EUA, 2001.
- [41] W. D. Callister, Jr. e D. G. Rethwisch, *Ciência e engenharia de materiais: uma introdução* (tradução), 9ª ed. Brasil: LTC, 2016.

Anexo A

```
%  
O0000  
(PROGRAM NAME - TESTE_CNC)  
(DATE=DD-MM-YY - 22-05-18 TIME=HH:MM - 16:03)  
(MCX FILE - C:\USERS\ALUNOS\DESKTOP\TORNO CNC\CALIBRAÇÃO_CNC.EMCX)  
(NC FILE - D:\TESTE_CNC.NC)  
(MATERIAL – AISI 5115)  
G21  
(TOOL - 1 OFFSET - 1)  
(OD ROUGH RIGHT - 80 DEG. INSERT - DCMT11T302E-FM)  
G0 T0101  
G18  
G97 S786 M03  
G0 G54 X17. Z.5 M8  
G50 S1800  
G96 S42  
G99 G1 X-1.6 F.2  
G0 Z2.5  
X17.  
Z0.  
G1 X-1.6  
G0 Z2.  
M9  
G28 U0. V0. W0. M05  
T0100  
M01  
(TOOL - 2 OFFSET - 2)  
(LATHE TOOL 1 INSERT - DCMT11T302E-FM)  
G0 T0202  
G18  
G97 S1800 M03  
G0 G54 X18.067 Z.832 M8  
G50 S1800  
G96 S110
```

G1 X14.067 F.2
Z-149.168
X15. Z-149.41
X17.828 Z-147.996
G0 Z1.006
X17.4
G1 X13.4
Z.8
Z-30.
G18 G3 X13.133 Z-30.442 R.8
G1 Z-99.558
G3 X13.4 Z-100. R.8
G1 Z-130.
Z-148.994
X14.467 Z-149.272
X17.295 Z-147.857
G0 X17.4
Z1.006
G1 X13.4
Z.8
Z-30.
G3 X12.998 Z-30.53 R.8
G2 X12.2 Z-31.024 R7.17
G1 Z-98.976
G2 X12.998 Z-99.47 R7.169
G3 X13.4 Z-100. R.8
G1 Z-130.
Z-148.994
X13.533 Z-149.029
X16.362 Z-147.614
G0 X16.6
Z-30.765
G1 X12.6
G2 X11.267 Z-31.743 R7.169
G1 Z-98.257
G2 X12.6 Z-99.234 R7.169

G1 X15.428 Z-97.821
G0 X15.667
Z-31.411
G1 X11.667
G2 X10.333 Z-32.736 R7.169
G1 Z-97.264
G2 X11.667 Z-98.588 R7.17
G1 X14.495 Z-97.174
G0 X14.733
Z-32.261
G1 X10.733
G2 X9.4 Z-35.28 R7.17
G1 Z-94.72
G2 X10.733 Z-97.739 R7.17
G1 X13.562 Z-96.325
G18
G96 S76
G0 X17.
Z0.
G1 X13.
Z-30.
G18 G3 X12.598 Z-30.53 R.8
G2 X9. Z-35.28 R7.17
G1 Z-94.72
G2 X12.598 Z-99.47 R7.169
G3 X13. Z-100. R.8
G1 Z-130.
Z-150.
X15.828 Z-148.586
M9
G28 U0. V0. W0. M05
T0200
M01
(TOOL - 3 OFFSET - 3)
(OD ROUGH RIGHT - 80 DEG. INSERT - LCMF 031604-CM)
G0 T0303

G18

G97 S622 M03

G0 G54 X21.5 Z-133. M8

G50 S1800

G96 S42

G1 X17.5 F.3

X1.2

X5.2

G0 X15.6

M9

G28 U0. V0. W0. M05

T0300

M30

%

Anexo B

```
%  
  
O0000  
  
(PROGRAM NAME - TESTE_CNC_Corrigido)  
  
(DATE=DD-MM-YY - 22-05-18 TIME=HH:MM - 16:03)  
  
(MCX FILE - C:\USERS\ALUNOS\DESKTOP\TORNO CNC\CALIBRAÇÃO_CNC.EMCX)  
  
(NC FILE - D:\TESTE_CNC.NC)  
  
(MATERIAL – AISI 5115)  
  
G21  
  
(TOOL - 1 OFFSET - 1)  
  
(OD ROUGH RIGHT - 80 DEG. INSERT - DCMT11T302E-FM)  
  
G0 T0101  
  
G18  
  
G97 S786 M03  
  
G0 G54 X17. Z.5 M8  
  
G50 S1800  
  
G96 S42  
  
G99 G1 X-1.6 F.2  
  
G0 Z2.5  
  
X17.  
  
Z0.  
  
G1 X-1.6  
  
G0 Z2.  
  
M9  
  
G53 G0 X0 M05  
  
T0100  
  
M01  
  
(TOOL - 2 OFFSET - 2)  
  
(LATHE TOOL 1 INSERT - DCMT11T302E-FM)  
  
G0 T0202  
  
G18  
  
G97 S1800 M03
```

G0 G54 X18.067 Z.832 M8

G50 S1800

G96 S110

G1 X14.067 F.2

Z-149.168

X15. Z-149.41

X17.828 Z-147.996

G0 Z1.006

X17.4

G1 X13.4

Z.8

Z-30.

G18 G3 X13.133 Z-30.442 R.8

G1 Z-99.558

G3 X13.4 Z-100. R.8

G1 Z-130.

Z-148.994

X14.467 Z-149.272

X17.295 Z-147.857

G0 X17.4

Z1.006

G1 X13.4

Z.8

Z-30.

G3 X12.998 Z-30.53 R.8

G2 X12.2 Z-31.024 R7.17

G1 Z-98.976

G2 X12.998 Z-99.47 R7.169

G3 X13.4 Z-100. R.8

G1 Z-130.

Z-148.994

X13.533 Z-149.029

X16.362 Z-147.614

G0 X16.6

Z-30.765
G1 X12.6
G2 X11.267 Z-31.743 R7.169
G1 Z-98.257
G2 X12.6 Z-99.234 R7.169
G1 X15.428 Z-97.821
G0 X15.667
Z-31.411
G1 X11.667
G2 X10.333 Z-32.736 R7.169
G1 Z-97.264
G2 X11.667 Z-98.588 R7.17
G1 X14.495 Z-97.174
G0 X14.733
Z-32.261
G1 X10.733
G2 X9.4 Z-35.28 R7.17
G1 Z-94.72
G2 X10.733 Z-97.739 R7.17
G1 X13.562 Z-96.325
G18
G96 S76
G0 X17.
Z0.
G1 X13.
Z-30.
G18 G3 X12.598 Z-30.53 R.8
G2 X9. Z-35.28 R7.17
G1 Z-94.72
G2 X12.598 Z-99.47 R7.169
G3 X13. Z-100. R.8
G1 Z-130.
Z-150.
X15.828 Z-148.586

M9

G53 G0 X0 M05

T0200

M01

(TOOL - 3 OFFSET - 3)

(OD ROUGH RIGHT - 80 DEG. INSERT - LCMF 031604-CM)

G0 T0303

G18

G97 S622 M03

G0 G54 X21.5 Z-133. M8

G50 S1800

G96 S42

G1 X17.5 F.3

X1.2

X5.2

G0 X15.6

M9

G53 G0 X0 M05

T0300

M30

%

Anexo C

%

O0000

(PROGRAM NAME - TESTE_AVANÇOS)

(DATE=DD-MM-YY - 23-05-18 TIME=HH:MM - 13:05)

(MCX FILE - C:\USERS\ALUNOS\DESKTOP\TORNO CNC\TESTE_AVANÇOS.EMCX)

(NC FILE - C:\USERS\ALUNOS\DESKTOP\TORNO CNC\TESTE_AVANÇOS.NC)

(MATERIAL - ALUMINUM MM - 2024)

G21

(TOOL - 2 OFFSET - 2)

(LATHE TOOL 1 INSERT - DCMT11T302E-FM)

G0 T0202

G18

G97 S1800 M03

G0 G54 X15.892 Z-5.29 M8

G50 S1800

G96 S107

G99 G1 Z-7.29 F.5

Z-99.79

X16.785 Z-100.023

X19.613 Z-98.608

G0 Z-5.058

X15.

G1 Z-7.058

Z-10.

Z-40.2

Z-70.2

Z-99.558

X16.292 Z-99.894

X19.121 Z-98.48

G96 S100

G0 Z0.

X18.

G1 X14.

Z-30.

X16.828 Z-28.586

G96 S70

G0 X18.

Z-30.

G1 X14.

Z-60.

X16.828 Z-58.586

G96 S100

G0 X18.

Z-60.

G1 X14. F.1

Z-90.

X16.828 Z-88.586

M9

G53 G0 X0 M05

T0200

M01

(TOOL - 3 OFFSET - 3)

(OD ROUGH RIGHT - 80 DEG. INSERT - LCMF 031604-CM)

G0 T0303

G18

G97 S891 M03

G0 G54 X15. Z-30. M8

G50 S1800

G96 S42

G1 X11. F.3

X12.2

X16.2

G0 X15.

Z-60.

G1 X11.

X12.2

X16.2

M9

G53 G0 X0 M05

T0300

M30

%

Anexo D

%

O0000

(PROGRAM NAME - E8M_D9)

(MCX FILE - D:\TORNO\E8M_D9.EMCX)

(NC FILE - D:\E8M_D9.NC)

(MATERIAL - AISI - 5115)

G21

(TOOL - 1 OFFSET - 1)

(PCLNR 2020K 09 - R04 INSERT - DCMT 11T308E-FM)

G0 T0101

G18

G97 S810 M03

G0 G54 X22. Z.75 M8

G50 S1800

G96 S56

G99 G1 X-1.6 F.1

G0 Z2.75

X22.

Z.5

G1 X-1.6

G0 Z2.5

X22.

Z.25

G1 X-1.6

G0 Z2.25

X22.

Z0.

G1 X-1.6

G0 Z2.

M9

G53 G0 X0 M5

T0100

M00

(TOOL - 2 OFFSET - 2)

(LATHE TOOL 1 INSERT - DCMT 11T308E-FM)

G0 T0202

G18

G97 S1504 M03

G0 G54 X23.5 Z2.246 M8

G50 S1800

G96 S111

G1 X19.5 F.1

Z-146.754

X20. Z-146.884

X22.828 Z-145.47

G0 X23.

Z2.376

G1 X19.

Z-146.624

X19.9 Z-146.858

X22.728 Z-145.444

G0 Z2.506

X22.5

G1 X18.5

Z-146.494

X19.4 Z-146.728

X22.228 Z-145.314

G0 Z2.636

X22.

G1 X18.

Z-146.364

X18.9 Z-146.598

X21.728 Z-145.184

G0 Z2.766

X21.5

G1 X17.5
Z-146.234
X18.4 Z-146.468
X21.228 Z-145.054
G0 Z2.896
X21.
G1 X17.
Z-146.104
X17.9 Z-146.338
X20.728 Z-144.924
G0 Z3.027
X20.5
G1 X16.5
Z-145.973
X17.4 Z-146.208
X20.228 Z-144.793
G0 Z3.157
X20.
G1 X16.
Z-145.843
X16.9 Z-146.078
X19.728 Z-144.663
G0 Z3.287
X19.5
G1 X15.5
Z-145.713
X16.4 Z-145.947
X19.228 Z-144.533
G0 Z3.417
X19.
G1 X15.
Z-145.583
X15.9 Z-145.817
X18.728 Z-144.403

G0 Z3.547

X18.5

G1 X14.5

Z-145.453

X15.4 Z-145.687

X18.228 Z-144.273

G0 Z3.677

X18.

G1 X14.

Z-145.323

X14.9 Z-145.557

X17.728 Z-144.143

G0 Z3.807

X17.5

G1 X13.5

Z-145.193

X14.4 Z-145.427

X17.228 Z-144.013

G0 Z3.938

X17.

G1 X13.

Z-145.062

X13.9 Z-145.297

X16.728 Z-143.882

G0 X17.

Z3.938

G1 X13.

Z.8

Z-37.506

G18 G3 X12.65 Z-38.005 R.8

G2 X12.5 Z-38.101 R7.2

G1 Z-106.899

G2 X12.65 Z-106.995 R7.2

G3 X13. Z-107.494 R.8

G1 Z-145.
Z-145.062
X13.4 Z-145.167
X16.228 Z-143.752
G0 X16.9
Z-37.785
G1 X12.9
G3 X12.65 Z-38.005 R.8
G2 X12. Z-38.446 R7.2
G1 Z-106.554
G2 X12.65 Z-106.995 R7.2
G3 X12.9 Z-107.216 R.8
G1 X15.728 Z-105.801
G0 X16.4
Z-38.167
G1 X12.4
G2 X11.5 Z-38.84 R7.2
G1 Z-106.161
G2 X12.4 Z-106.834 R7.2
G1 X15.228 Z-105.419
G0 X15.9
Z-38.52
G1 X11.9
G2 X11. Z-39.301 R7.2
G1 Z-105.7
G2 X11.9 Z-106.48 R7.2
G1 X14.728 Z-105.066
G0 X15.4
Z-38.925
G1 X11.4
G2 X10.5 Z-39.864 R7.2
G1 Z-105.136
G2 X11.4 Z-106.075 R7.2
G1 X14.228 Z-104.66

G0 X14.9

Z-39.403

G1 X10.9

G2 X10. Z-40.619 R7.2

G1 Z-104.381

G2 X10.9 Z-105.597 R7.2

G1 X13.728 Z-104.183

G0 X14.4

Z-39.995

G1 X10.4

G2 X9.5 Z-42.5 R7.2

G1 Z-102.5

G2 X10.4 Z-105.006 R7.2

G1 X13.228 Z-103.591

G18

G96 S72

G0 X16.5

Z0.

G1 X12.5 F.05

Z-37.506

G18 G3 X12.15 Z-38.005 R.8

G2 X9. Z-42.5 R7.2

G1 Z-102.5

G2 X12.15 Z-106.995 R7.2

G3 X12.5 Z-107.494 R.8

G1 Z-145.

Z-147.5

X15.328 Z-146.086

M9

G53 G0 X0 M5

T0200

M01

(TOOL - 3 OFFSET - 3)

(LATHE TOOL 1 INSERT - LCMF 031604-CM)

G0 T0303

G18

G97 S1005 M03

G0 G54 X14.25 Z-148. M8

G50 S1800

G96 S45

G1 X10.25 F.1

X5.2

X9.2

G0 X10.25

X15.1

M9

G53 G0 X0 M5

T0300

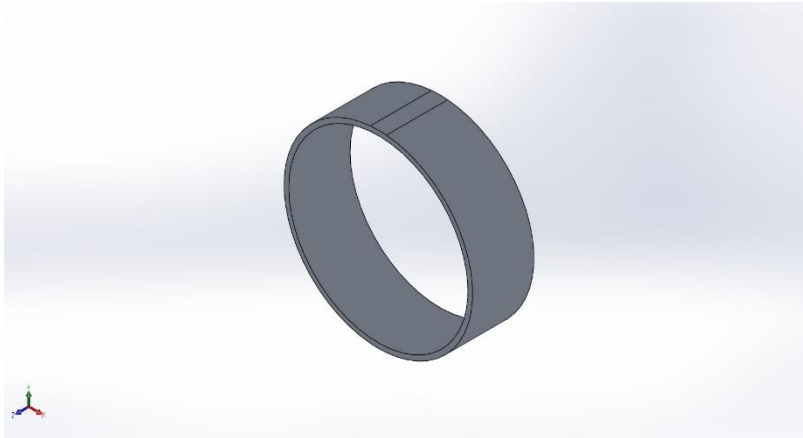
M30

%

Anexo E

Ref:	<i>E8M_D9</i>	Designação:	Provete para Ensaio	Data:	
Material:	DIN 16MnCr5 / AISI 5115 / R	Dim. Gerais:	ø20x201 [mm]		
Nº de Op	Máquina	Instruções	Ferramentas e Parâmetros		
1	Bancada	Medir 40 mm numa extremidade do varão	Paquímetro		
2	Torno HAAS-TL1	Medição das ferramentas (Obter <i>offsets</i>)	Vertex HP-50A		
3	Torno HAAS-TL1	Fixar varão na bucha na marca dos 40 mm	Manual		
4	Torno HAAS-TL1	Medição Zero-Peça	Manual		
5	Torno HAAS-TL1	Realizar furação para ponto de apoio rotativo	S=500 rpm		
6	Torno HAAS-TL1	Facejamento da extremidade do varão	a = 0,1 mm/rev ; V _c =56,55 m/min Dormer DCMT 11T308E-FM; Dormer SDJCR 2020k11-M-A		
7	Torno HAAS-TL1	Encostar ponto de apoio rotativo	Manual		
8	Torno HAAS-TL1	Operação de desbaste do perfil do provete	a = 0,1 mm/rev ; V _c =111,68 m/min Dormer DCMT 11T308E-FM ; Dormer SDNCN 2020K11-M-A		
9	Torno HAAS-TL1	Operação de acabamento do perfil do provete	a = 0,05 mm/rev ; V _c =72,10 m/min Dormer DCMT 11T308E-FM ; Dormer SDNCN 2020K11-M-A		
10	Torno HAAS-TL1	Operação de sangramento do provete	a = 0,1 mm/rev ; V _c =45,24 m/min Dormer LCMF 031604-CM ; Dormer GFIR 2020K03		
11	Torno HAAS-TL1	Remoção do provete da bucha	Manual		
12	Serrote Mecânico	Cortar excesso de material pela zona de sangramento	Manual		
13	Bancada	Controlo do diâmetro de prova	Paquímetro		
14	Bancada	Controlo da rugosidade média	<i>Mitutoyo SJ-210</i>		
15	Torno HAAS-TL1	Remoção das aparas	Manual		

Anexo F



Description

No Data

Simulation of_Anel_Al6063T6

Date: 21 de fevereiro de 2018

Designer: Solidworks

Study name: Static 2

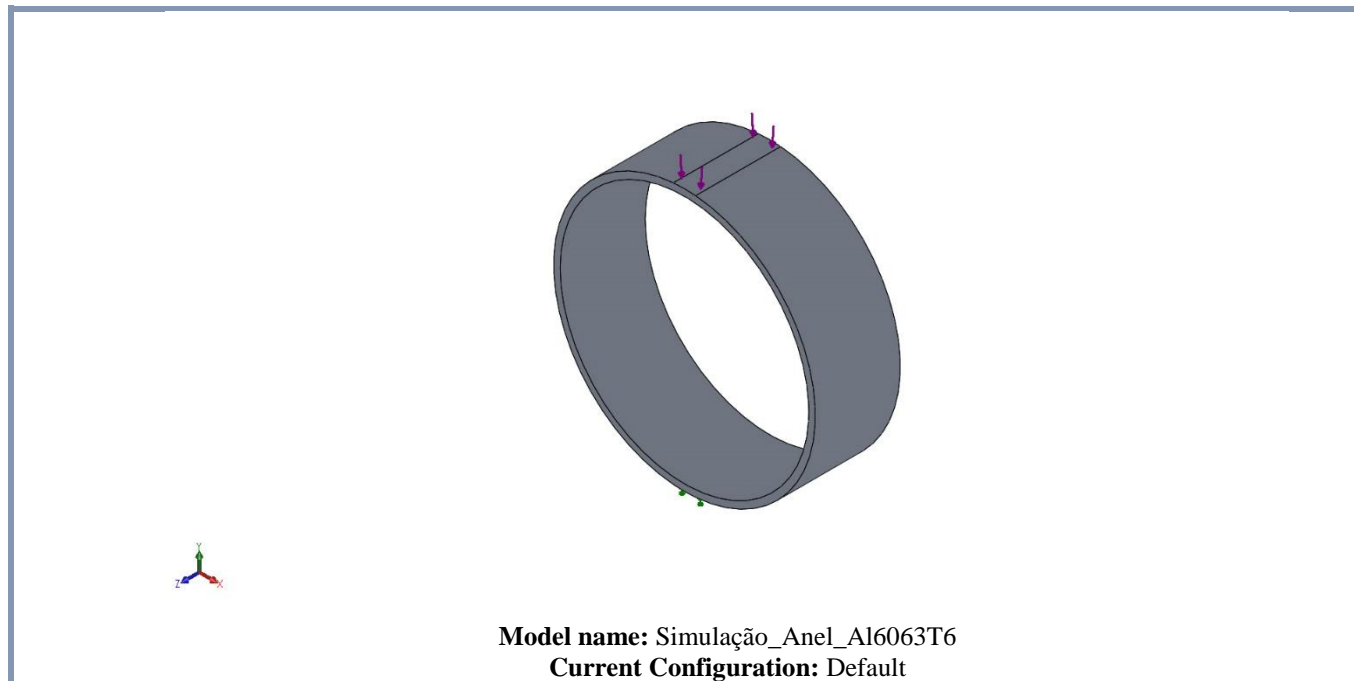
Analysis type: Static

Table of Contents

DESCRIPTION	101
ASSUMPTIONS	102
MODEL INFORMATION	102
STUDY PROPERTIES	103
UNITS	103
MATERIAL PROPERTIES	104
LOADS AND FIXTURES	104
CONNECTOR DEFINITIONS	105
CONTACT INFORMATION	105
MESH INFORMATION	106
SENSOR DETAILS	107
RESULTANT FORCES	107
BEAMS	107
STUDY RESULTS	108
CONCLUSION	ERRO! MARCADOR NÃO DEFINIDO.


Assumptions

Model Information



Model name: Simulação_Anel_Al6063T6
Current Configuration: Default

Solid Bodies

Document Name and Reference	Treated As	Volumetric Properties	Document Path/D/Modified
Split Line1 	Solid Body	Mass:0.00430053 kg Volume:1.59279e-006 m³ Density:2700 kg/m³ Weight:0.0421452 N	C:\Users\Tiago\Desktop\Simulação_Anel_Al6063T6.PRT Feb 21 12:56:57 20


Study Properties

Study name	Static 2
Analysis type	Static
Mesh type	Solid Mesh
Thermal Effect:	On
Thermal option	Include temperature loads
Zero strain temperature	298 Kelvin
Include fluid pressure effects from SOLIDWORKS Flow Simulation	Off
Solver type	FFEPlus
Inplane Effect:	Off
Soft Spring:	Off
Inertial Relief:	Off
Incompatible bonding options	Automatic
Large displacement	Off
Compute free body forces	On
Friction	Off
Use Adaptive Method:	Off
Result folder	SOLIDWORKS document (C:\Users\Tiago\Desktop)

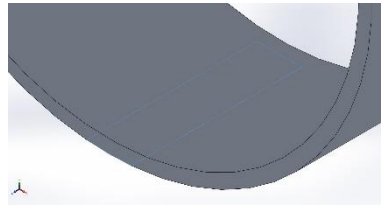
Units

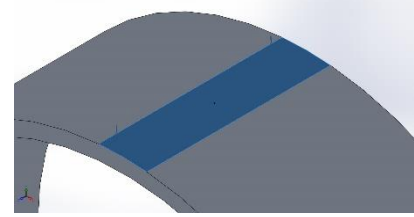
Unit system:	SI (MKS)
Length/Displacement	mm
Temperature	Kelvin
Angular velocity	Rad/sec
Pressure/Stress	N/m ²

Material Properties

Model Reference	Properties	Components
	Name: 6063-T6 Model type: Linear Elastic Isotropic Default failure criterion: Unknown Yield strength: 2.15e+008 N/m ² Tensile strength: 2.4e+008 N/m ² Elastic modulus: 6.9e+010 N/m ² Poisson's ratio: 0.33 Mass density: 2700 kg/m ³ Shear modulus: 2.58e+010 N/m ² Thermal expansion coefficient: 2.3e-005 /Kelvin	SolidBody 1(Split Line1)(Simulação_Ane63T6)
Curve Data:N/A		

Loads and Fixtures

Fixture name	Fixture Image	Fixture Details		
Fixed-1		Entities: 1 face(s) Type: Fixed Geometry		
Resultant Forces				
Components	X	Y	Z	Resultant
Reaction force(N)	0.00440311	59.9106	-0.00293165	59.9106
Reaction Moment(N.m)	0	0	0	0

Load name	Load Image	Load Details
Force-1		Entities: 1 face(s) Type: Apply normal force Value: 60 N

Connector Definitions

No Data

Contact Information

No Data

Mesh information

Mesh type	Solid Mesh
Mesher Used:	Standard mesh
Automatic Transition:	Off
Include Mesh Auto Loops:	Off
Jacobian points	4 Points
Element Size	0.585715 mm
Tolerance	0.0292857 mm
Mesh Quality	High

Mesh information - Details

Total Nodes	95330
Total Elements	56339
Maximum Aspect Ratio	4.7415
% of elements with Aspect Ratio < 3	99.9
% of elements with Aspect Ratio > 10	0
% of distorted elements(Jacobian)	0
Time to complete mesh(hh:mm:ss):	00:00:05
Computer name:	

Model name: Simulação_Anel_Al6063T6
Study name: Static 2(-Default-)
Mesh type: Solid Mesh



Sensor Details

No Data

Resultant Forces

Reaction forces

Selection set	Units	Sum X	Sum Y	Sum Z	Resultant
Entire Model	N	0.00440311	59.9106	-0.00293165	59.9106

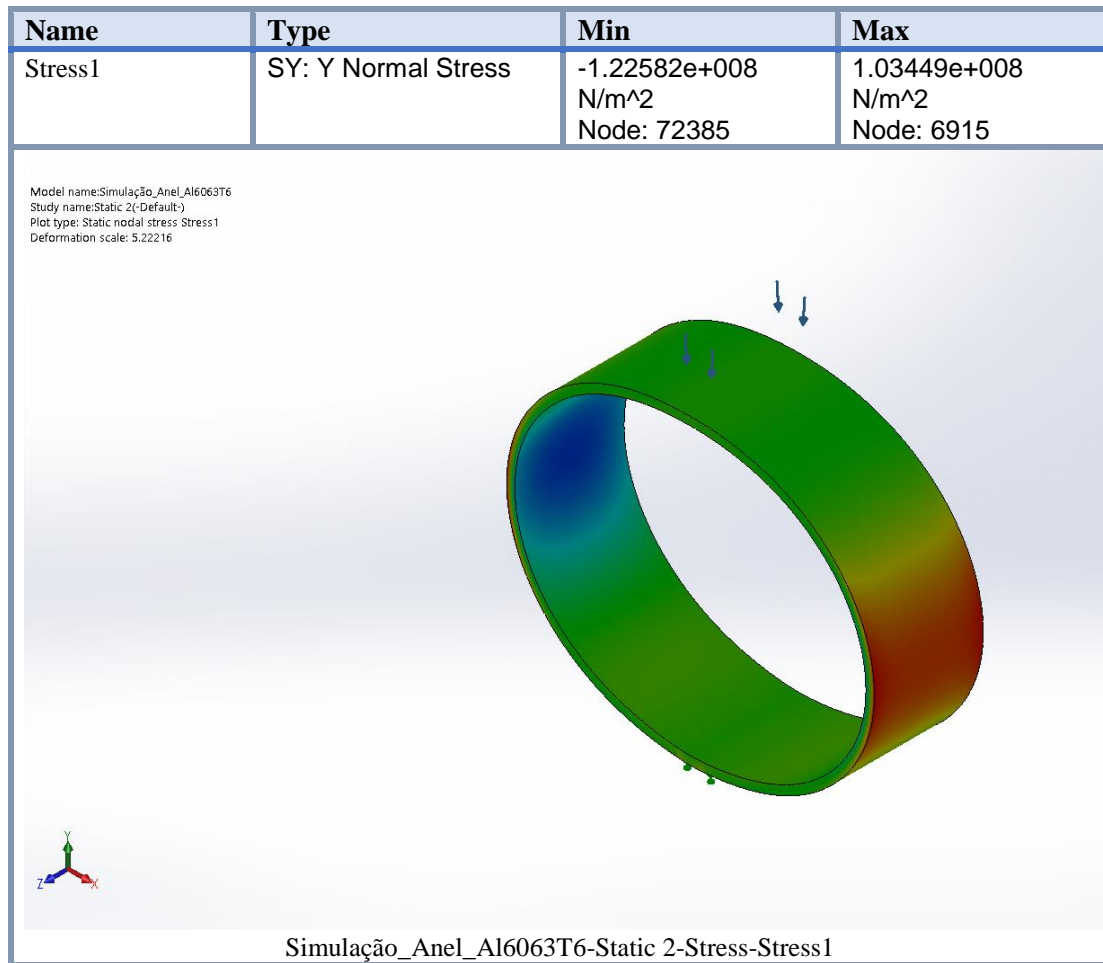
Reaction Moments

Selection set	Units	Sum X	Sum Y	Sum Z	Resultant
Entire Model	N.m	0	0	0	0

Beams

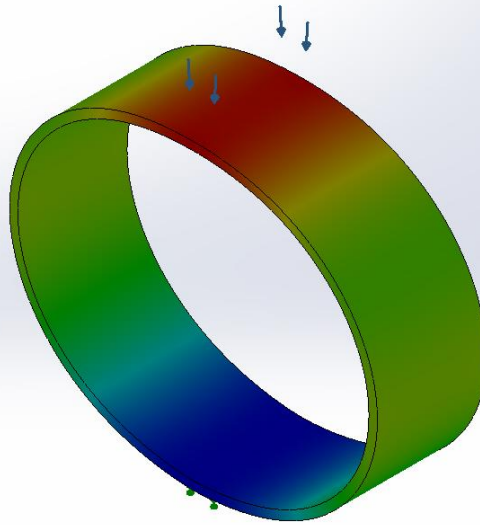
No Data

Study Results



Name	Type	Min	Max
Displacement1	URES: Resultant Displacement	0 mm Node: 3155	0.765967 mm Node: 49082

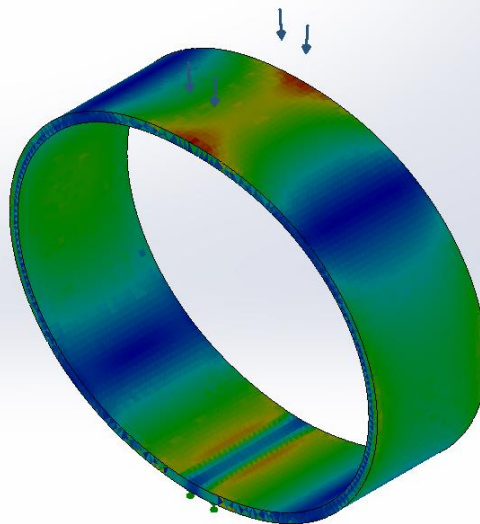
Model name: Simulação_Anel_Al6063T6
Study name: Static 2(-Default-)
Plot type: Static displacement Displacement1
Deformation scale: 5.22216



Simulação_Anel_Al6063T6-Static 2-Displacement-Displacement1

Name	Type	Min	Max
Strain1	ESTRN: Equivalent Strain	1.92009e-005 Element: 445	0.00174257 Element: 26595

Model name: Simulação_Anel_Al6063T6
Study name: Static 2(-Default-)
Plot type: Static strain Strain1
Deformation scale: 5.22216



Simulação_Anel_Al6063T6-Static 2-Strain-Strain1

Model name: Simulação_Anel_Al6063T6
Study name: Static 2(-Default-)
Plot type: Static nodal stress Stress1
Deformation scale: 5.22216

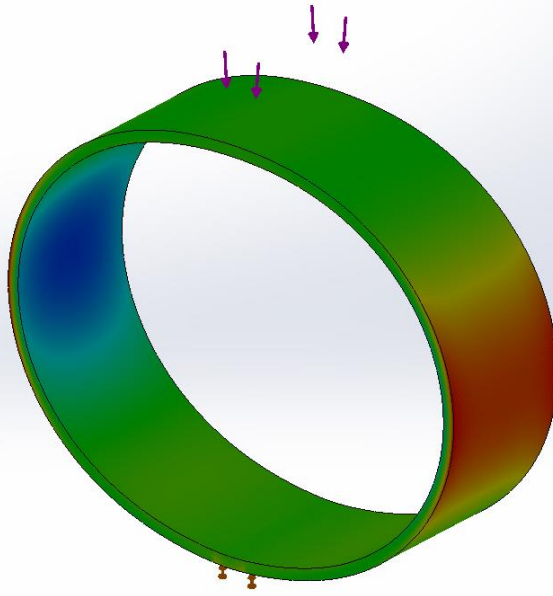


Image-1

Model name: Simulação_Anel_Al6063T6
Study name: Static 2(-Default-)
Plot type: Static displacement Displacement1
Deformation scale: 5.22216

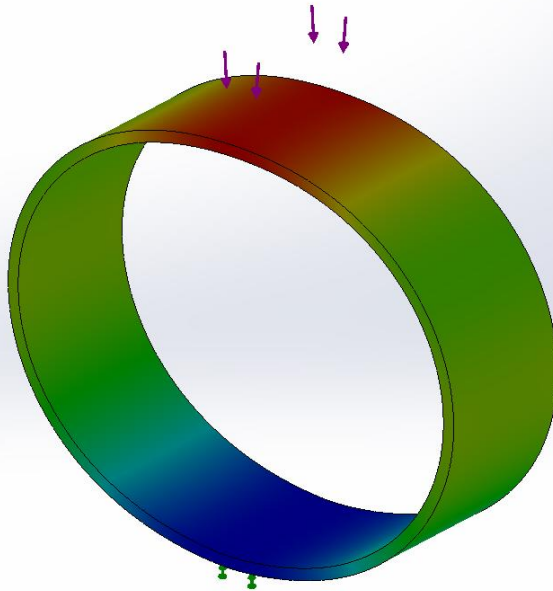


Image-2