

A técnica do furo incremental na determinação de tensões residuais em ligas de alumínio

Estudo do efeito da furação a alta velocidade



RUBEN MANUEL DUARTE GUIMARÃES

Departamento de Física

Universidade de Coimbra

Tese apresentada para a obtenção do grau de

Mestre em Engenharia Física

Coimbra, Fevereiro de 2012

Júri

António Adriano Castanhola Batista
Professor Auxiliar
Departamento de Física

Fernando Jorge Ventura Antunes
Professor Auxiliar
Departamento de Engenharia Mecânica

Francisco Amaral Fortes de Fraga
Professor Associado com Agregação
Departamento de Física

João Paulo da Silva Gil Nobre
Professor Auxiliar
Departamento de Engenharia Mecânica

José Domingos Moreira da Costa
Professor Associado com Agregação
Departamento de Engenharia Mecânica

Data de apresentação:

ASSINATURAS

À minha família.



Agradecimentos

Quero prestar o meu agradecimento a todos aqueles que me ajudaram a tornar este trabalho possível e a quem fez parte da minha vida ao longo destes anos de Universidade.

Aos Doutores João Paulo Nobre e António Castanhola, agradeço por me terem acolhido tão bem no Grupo de Tensões Residuais. Agradeço especialmente ao Dr. Nobre pela sua orientação, acompanhamento e ensinamentos ao longo de todo este trabalho.

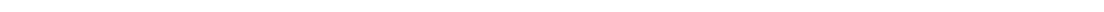
Não podia deixar de expressar a minha gratidão perante toda a minha família. Em particular, aos meus pais, pelo apoio e pelo esforço que fizeram para me permitirem chegar até aqui. E ao Jonathan, por ser um irmão fantástico.

Um “obrigado” muito especial e sentido para a Miriam. Não há palavras suficientes.

Agradeço ainda a todos professores e colegas que me acompanharam ao longo desta grande aventura. Dedico-lhes um monumental F.R.A.!

Ao Manuel, Matt, Louise e todo o GBU, agradeço a amizade eterna e todos os bons momentos. Foi um privilégio ter-vos ao meu lado.

Last but not least, quero agradecer ao Criador dos céus e da terra. Obrigado pela Sua graça, amor e fidelidade. Toda a glória é para Ele.



Resumo

As tensões residuais são muitas vezes responsáveis pela falha de componentes mecânicos ou pelo aumento do seu tempo de vida, se forem geradas com habilidade. Assim sendo, as técnicas que permitem determinar as tensões residuais na superfície dos materiais revestem-se de uma grande importância. A técnica do furo recebeu uma grande aceitação nesta matéria. Excluindo as dificuldades inerentes aos métodos de cálculo de tensões residuais usados com a técnica do furo incremental, a medição precisa de campos de tensão residual não uniforme em profundidade deve ser otimizada em primeiro lugar. O próprio processo de furação provoca uma tensão residual indesejada devido aos efeitos termomecânicos do procedimento de corte.

Neste trabalho, é aplicada uma metodologia para quantificar o efeito da operação de furação, em termos do nível de tensões residuais induzidas, por forma a avaliar as deformações e tensões residuais indesejadas em ligas de alumínio da série 5000 e 7000. Esta metodologia foi usada para estudar a influência da velocidade de corte em sistemas de turbinas a ar ultra-rápidas, que são frequentemente usados nos equipamentos do método do furo. A quantificação é obtida usando um procedimento de calibração experimental seguido de uma simulação numérica do processo de furação. A comparação directa dos resultados experimentais e numéricos permite a determinação das deformações residuais e das respectivas tensões induzidas. Durante os ensaios, a variação da pressão do ar fornecido à turbina fez variar a velocidade de corte. Esta variável foi medida através da análise do som produzido pela turbina por um algoritmo de FFT. Foi observado que a liga de alumínio 5083 é mais difícil de maquinar e não foram encontradas diferenças substanciais nas tensões induzidas pelo processo de furação. Porém, no caso da liga de alumínio 7022, a maquinagem foi muito mais fácil de conseguir e as tensões induzidas pela furação diminuíram quando a velocidade de corte aumentou.

PALAVRAS-CHAVE: método do furo, ligas de alumínio, tensões induzida pela furação, tensões residuais, método dos elementos finitos, ANSYS

Abstract

Residual stresses are often responsible either for the failure of mechanical components or lifetime improvement, when skilfully generated. Therefore, reliable measuring techniques for determining the residual stresses on materials' surfaces are of great practical relevance. The hole-drilling technique (HDT) achieved broad acceptance in this field. Apart from the difficulties inherent to residual stress evaluation methods to be used with the incremental hole-drilling technique, accurately measuring in-depth non-uniform residual stress fields requires the drilling procedure to be optimized first. The drilling process itself always generates unwanted induced residual stress due to thermo-mechanical effects of the cutting procedure.

In this work, a methodology to quantify the effect of the drilling operation, regarding the induced residual stresses level, is applied to evaluate the unwanted drilling-induced residual strains and stresses in two 5000 and 7000 series aluminium alloys. This methodology was used to study the influence of the cutting speed in ultra-high speed air turbine systems, which are commonly used in hole-drilling method equipments. The quantification is obtained by using an experimental calibration procedure followed by a numerical simulation of the whole process. The direct comparison of the experimental and numerical results enables the determination of residual strains and their respective induced stresses. During the tests, varying the pressure of the air fed to the turbine changed the cutting speed. This variable was measured analyzing the sound produced by the turbine through a FFT algorithm. It was observed that 5083 aluminium alloy is more difficult to machine and no substantial differences were found in the stresses induced by the drilling process. However, in the case of 7022 aluminium alloy, machining was much easier to achieve and the drilling-induced stresses decreased when the cutting speed increased.

KEYWORDS: hole-drilling method, aluminum alloys, drilling-induced stresses, residual stresses, finite element method, ANSYS

*The most exciting phrase to hear in science, the one that heralds new discoveries,
is not “Eureka!” but rather “Hmm... That’s funny!”*

Isaac Asimov

Conteúdo

	Página
Conteúdo	xiii
Lista de Figuras	xv
Lista de Tabelas	xix
Simbologia e acrónimos	xix
1 Introdução	1
1.1 Motivação	1
1.2 Objectivos	2
1.3 Plano de tese	2
2 Tensões residuais	5
2.1 Definição	5
2.2 Origem	7
2.3 Efeitos	8
2.4 Métodos de medição	9
2.4.1 Métodos destrutivos	10
2.4.2 Métodos não destrutivos	10
3 A Técnica do Furo Incremental	13
3.1 Introdução	13
3.2 Nota histórica	15
3.3 Tensões residuais uniformes	16
3.3.1 Análise com furo passante	16
3.3.2 Análise com furo cego	20

CONTEÚDO

3.4	Tensões residuais não uniformes	24
3.4.1	Método Integral	25
3.4.2	Método da Tensão Média	28
3.4.3	Método da Série de Potências	30
4	Materiais e procedimentos	33
4.1	Materiais	33
4.2	Procedimento experimental	36
4.2.1	Método proposto	36
4.2.2	Equipamento	39
4.2.2.1	Máquina de tracção e sistema de furação	39
4.2.2.2	Determinação da frequência de rotação da fresa	42
4.2.2.3	Extensometria eléctrica	45
4.2.2.4	Sistema de aquisição de dados	49
4.2.2.5	O software <i>GTR</i> e o cálculo das tensões residuais	50
4.3	Procedimento numérico	54
4.3.1	Pré-processamento	54
4.3.2	Solução	56
4.3.3	Pós-processamento	58
5	Resultados experimentais e discussão	61
5.1	Resultados experimentais	61
5.1.1	Avaliação da frequência de rotação da fresa	61
5.1.2	Ensaio de tracção	64
5.1.3	Tensões residuais antes e depois da maquinagem	65
5.1.4	Calibração experimental do efeito da furação	68
5.2	Resultados numéricos	71
5.3	Comparação e discussão dos resultados	78
6	Conclusões e trabalho futuro	85
6.1	Conclusões	85
6.2	Trabalho futuro	87
	Apêndice A: Folhas de especificações	89
	Bibliografia	95

*

Lista de Figuras

2.1	As tensões residuais e os grãos.	7
2.2	Interdependência das origens das tensões residuais.	9
3.1	Diferenças na furação e na disposição dos extensómetros entre a técnica do furo e a técnica do anel central	14
3.2	Placa com furo sujeita a um estado plano de tensões.	17
3.3	Os três tipos de rosetas normalizados pela ASTM E 837.	17
3.4	Roseta de extensómetro horária do tipo A.	18
3.5	Variação da tensão radial e tangencial ao longo dos eixos principais, para o caso de uma tensão residual uniaxial.	19
3.6	Geometria dos extensómetros radiais.	20
3.7	Resultados de deformação relaxada em função da profundidade adimensionalizada.	22
3.8	Princípio da técnica do furo incremental.	24
3.9	Significado físico das constantes de calibração \bar{a}_{ij}	27
3.10	Princípio do método da tensão média.	29
3.11	Comparação dos resultados obtidos pelos vários métodos de cálculo de tensões residuais.	31
4.1	Dimensões do provete (em mm).	35
4.2	Provete acabado.	35
4.3	Princípio da sobreposição usado no método proposto.	38
4.4	Diagrama de fluxo do método proposto para otimizar operações de furação.	40
4.5	Célula de carga e amarras usadas na máquina de tracção.	40
4.6	Máquina de tracção com a célula de carga, amarras e um provete.	41
4.7	Alguns dos elementos que constituem o sistema de furação.	42

LISTA DE FIGURAS

4.8	Tipos de roseta definidos na norma ASTM E837-08.	44
4.9	Tipos de roseta definidos na norma ASTM E837-08.	45
4.10	Constituição de um extensómetro e ilustração do conceito de deformação.	46
4.11	Rosetas e extensómetro usados neste trabalho.	47
4.12	Numeração dos extensómetros nas rosetas usadas.	47
4.13	Esquema eléctrico de uma medição em $\frac{1}{4}$ de ponte de Wheatstone.	49
4.14	Sistema de aquisição de dados HBM Spider8-30.	50
4.15	Montagem experimental completa.	51
4.16	Comparação dos métodos de cálculo em alguns ensaios.	52
4.17	<i>Screenshots</i> do software <i>GTR</i>	53
4.18	Elemento SOLID185.	55
4.19	Malha do modelo 3D usado na simulação numérica.	57
4.20	Esquema da posição dos <i>paths</i> relativamente à zona do furo.	58
4.21	Cálculo da deformação resultante segundo a direcção radial, num ponto genérico à superfície do modelo.	59
5.1	FFT do som da turbina a várias pressões.	62
5.2	Variação da frequência rotacional em função da pressão do ar.	63
5.3	Curvas de tensão-deformação obtidas em alguns dos ensaios de tracção.	64
5.4	Efeitos da maquinagem nas duas ligas de alumínio.	66
5.5	Deformações nos lados original e maquinado da liga 5083.	66
5.6	Deformações nos lados original e maquinado da liga 7022.	67
5.7	Comparação das tensões equivalentes medidas no lado original e no lado maquinado.	67
5.8	Relaxação da deformação da liga 5083 a várias pressões.	70
5.9	Relaxação da deformação da liga 7022 a várias pressões.	71
5.10	Tensões equivalentes da calibração experimental a várias pressões.	71
5.11	Simulação da deformação da liga 5083 a várias pressões.	72
5.12	Simulação da deformação da liga 7022 a várias pressões.	73
5.13	Tensões equivalentes da simulação a várias pressões.	73
5.14	Distribuição das deformações elásticas em torno do furo, simulado na liga 5083.	74
5.15	Distribuição das tensões em torno do furo, simulado na liga 5083.	75
5.16	Distribuição das deformações elásticas em torno do furo, simulado na liga 7022.	76
5.17	Distribuição das tensões em torno do furo, simulado na liga 7022.	77

LISTA DE FIGURAS

5.18	Comparação dos valores da deformação da liga 5083 para $P = 2$ bar. . .	79
5.19	Comparação dos valores da deformação da liga 5083 para $P = 3$ bar. . .	79
5.20	Comparação dos valores de deformação na liga 7022 para $P = 2$ bar. . .	79
5.21	Comparação dos valores de deformação da liga 7022 para $P = 3$ bar. . .	80
5.22	Comparação dos valores de deformação da liga 7022 para $P = 3,5$ bar. .	80
5.23	Tensão equivalente induzida e respectivo erro na liga 5083 a várias pressões.	82
5.24	Tensão equivalente induzida e respectivo erro na liga 7022 a várias pressões.	82
5.25	Tensão equivalente induzida e respectivo erro nas duas ligas a $P = 2$ bar.	83
5.26	Tensão equivalente induzida e respectivo erro nas duas ligas a $P = 3$ bar.	83
6.1	Sistema de furação orbital.	88

LISTA DE FIGURAS

Lista de Tabelas

2.1	Resumo das características dos métodos de medição de tensões residuais.	12
4.1	Algumas propriedades dos alumínios seleccionados.	34
5.1	Resultados da aplicação da FFT ao som da turbina, para diferentes pres- sões.	63
5.2	Ligações aos canais do Spider8-30.	68
5.3	Valores mínimos e máximos de força e tensão usados com as diferentes ligas.	68
5.4	Diâmetro final dos furos em cada ensaio.	69
5.5	Valores das variáveis usadas na simulação dos ensaios no ANSYS.	72
5.6	Valores médios dos erros e tensões induzidas.	81

LISTA DE TABELAS

Simbologia e acrónimos

Simbologia

σ^m, σ^M	Microtensão e macrotensão
$\varepsilon_r, \varepsilon_\theta$	Deformações radial e tangencial
A, B, C	Constantes de calibração
E	Módulo de Young
ν	Coefficiente de Poisson
$\sigma_{\min}, \sigma_{\max}$	Tensão principal mínima e máxima
R	Distância de um ponto na superfície da amostra até ao centro do furo
β	Ângulo horário entre o eixo dos xx da roseta e a tensão principal máxima σ_{\max}
R_0, D_0	Raio e diâmetro do furo
$\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$	Deformações medidas no extensómetro 1,2 e 3
$\bar{A}, \bar{B}, \bar{C}$	Constantes de calibração A, B e C integrados sobre a área do extensómetro
z	Profundidade do furo
z/D	Profundidade do furo adimensional
σ_{eq}	Tensão equivalente de von Mises
F_1, F_2	Forças mínima e máxima aplicadas na calibração
σ_1, σ_2	Tensões totais, aplicando F_1 e F_2
$\sigma_{1\text{cal}}, \sigma_{2\text{cal}}$	Tensões de calibração correspondentes a F_1 e F_2
σ_{RS}	Tensão residual
$\Delta\sigma$	Tensão de calibração
$\Delta\varepsilon_{\text{cal}}(z)$	Relaxação da deformação na calibração em função da profundidade
$\Delta\varepsilon_{\text{FEM}}(z)$	Relaxação da deformação na simulação em função da profundidade
$E(z)$	Erro relativo percentual da calibração relativamente à simulação
$R_{p0,2}$	Tensão de cedência
R_m	Resistência à tracção
$F(\omega)$	Transformada de Fourier de $f(t)$
K_s	Factor do extensómetro
β_s, β_g	Coefficientes de expansão linear do extensómetro e da amostra
ε_T	Deformação induzida pela temperatura, por °C

SIMBOLOGIA E ACRÓNIMOS

e_o	Tensão à saída da ponte de Wheatstone
E_b	Tensão de excitação da ponte de Wheatstone
Ra	Raio do furo (variável do ANSYS)
hmax	Profundidade máxima do furo (variável do ANSYS)
espinc	Profundidade (espessura) de cada incremento (variável do ANSYS)
ros	Tipo de roseta (variável do ANSYS)
tensao	Tensão de calibração (variável do ANSYS)
EX1	Módulo de Young (variável do ANSYS)
PRXY1	Coefficiente de Poisson (variável do ANSYS)

Acrónimos

ASTM	American Society for Testing and Materials
APDL	ANSYS Parametric Design Language
CEMDRX	Centro de Estudos de Materiais por Difracção de Raios-X
CVD	Deposição química de vapor (<i>chemical vapor deposition</i>)
DFT	Transformada discreta de Fourier (<i>discrete Fourier transform</i>)
EN AW	European Norm Aluminium Wrought
FEA	Análise de elementos finitos (<i>finite element analysis</i>)
FEM	Método dos elementos finitos (<i>finite element method</i>)
FFT	Transformada rápida de Fourier (<i>fast Fourier transform</i>)
GTR	Grupo de Tensões Residuais
MDI	Método da deformação incremental
MI	Método integral
MSP	Método da série de potências
MTM	Método da tensão média
PCG	Método do gradiente conjugado (<i>preconditioned conjugate gradient</i>)
PVD	Deposição física de vapor (<i>physical vapor deposition</i>)
SI	Sistema Internacional de Unidades
TFI	Técnica do furo incremental
XRD	Difracção de raios-X (<i>X-ray diffraction</i>)

1

Introdução

1.1 Motivação

A furação é seguramente um dos processos de maquinagem mais comuns nos processos de fabrico. A indústria procura continuamente uma melhoria da qualidade dos processos de furação bem como uma redução dos seus custos. No entanto, a furação é responsável pela introdução de tensões residuais nos materiais aos quais é aplicada. As tensões induzidas pela furação podem ter efeitos benéficos ou detrimenais no desempenho dos componentes e é fundamental que sejam conhecidas e controladas.

As técnicas de determinação de tensões residuais são agrupadas em técnicas destrutivas e não destrutivas. Entre as técnicas não destrutivas contam-se a técnica de difracção de raios-X, difracção de neutrões, métodos magnéticos, ultrasónicos e ópticos. Entre as técnicas destrutivas, uma das que tem maior aceitação é a técnica do furo incremental, que, como o nome indica, consiste em fazer um pequeno furo na peça e medir a relaxação da deformação produzida à superfície. Feito incrementalmente, este método permite determinar o perfil de tensões residuais não-uniformes em profundidade. Deste modo, o conhecimento das tensões residuais induzidas pela furação, com vista à optimização do processo, é muito importante, pois só assim é possível garantir a precisão e a fiabilidade da técnica do furo incremental. Aliás, no caso da aplicação da técnica aos materiais metálicos, foi desenvolvido um processo de furação a velocidades de corte muito elevadas, usando turbinas a ar comprimido, precisamente para diminuir as tensões induzidas pela furação, que obviamente alteram o estado de tensão que pretende medir. Este processo é possível, dado que o diâmetro dos furos é normalmente muito pequeno (tipicamente entre 1 e 5 mm).

No entanto, apesar da importância deste assunto para o desenvolvimento da téc-

1. INTRODUÇÃO

nica do furo, existem muito poucos trabalhos onde se tenha procedido à avaliação das tensões induzidas pelo processo de furação. Os poucos trabalhos existentes referem-se, na sua maioria, às ligas de aço. Por isso, neste trabalho, pretende-se estudar a influência do processo de furação a alta velocidade em duas ligas de alumínio da série 5000 e 7000, com características de comportamento mecânico diferente.

1.2 Objectivos

Face à problemática exposta anteriormente, o objectivo fundamental desta tese é fazer uma determinação quantitativa de tensões residuais induzidas pelo processo de furação em ligas de alumínio. Além disso, existe muito pouca informação sobre a velocidade de corte normalmente utilizada nos sistemas de furação a ar comprimido, tradicionalmente usados nos equipamentos da técnica do furo. Assim, um dos objectivos iniciais foi quantificar a velocidade das fresas em função da pressão do ar de accionamento das turbinas, permitindo que, posteriormente, se estudasse o efeito da velocidade de corte nas tensões residuais induzidas pela furação a alta velocidade, nas ligas de alumínio seleccionadas. Neste contexto, para a quantificação das tensões residuais, induzidas pela furação foi utilizado um método mecânico híbrido, baseado numa calibração experimental e na respectiva simulação numérica.

1.3 Plano de tese

Este documento é constituído por 6 capítulos e um apêndice. Os capítulos 2 e 3 consistem numa revisão bibliográfica. Os capítulos restantes são dedicados à apresentação da parte experimental e numérica deste trabalho.

Os temas abordados individualmente por cada capítulo são os seguintes:

- Capítulo 2: Introduce-se o conceito de tensões residuais, a sua origem, efeitos e técnicas mais comuns de medição.
- Capítulo 3: Apresenta-se a técnica do furo incremental para a determinação de tensões residuais. Perspectiva-se historicamente os conceitos teóricos fundamentais para a determinação de tensões uniformes e não-uniformes, abordando-se alguns dos seus métodos de cálculo.
- Capítulo 4: Descrevem-se as ligas de alumínio estudadas. Fornecem-se os conceitos fundamentais do funcionamento dos equipamentos utilizados. Descrevem-se a metodologia experimental e numérica utilizada na avaliação das tensões

residuais induzidas pelo processo de furação. São igualmente descritos os equipamentos experimentais e a simulação numérica.

- Capítulo 5: Apresentam-se, comparam-se e discutem-se os resultados da calibração experimental e da simulação numérica.
- Capítulo 6: Apresentam-se as conclusões do trabalho e as recomendações para trabalhos futuros.

1. INTRODUÇÃO

2

Tensões residuais

2.1 Definição

As tensões residuais (também designadas por tensões internas ou pré-tensões) são tensões multiaxiais estáticas que existem no interior de um sistema material isolado, sem que nenhuma carga externa (incluindo a força gravítica) ou outra fonte de tensão lhe seja aplicada. Todos os sistemas de tensões residuais estão em equilíbrio estático, sendo a sua força resultante e o seu momento iguais a zero. O seu valor pode ser positivo ou negativo se forem, respectivamente, tensões residuais de tracção ou de compressão. [1, 2, 3]

Existem diversas formas de agrupar e classificar as tensões residuais. Por exemplo, podem classificar-se pela sua causa (e.g. incompatibilidade térmica ou elástica), pelo método através do qual são medidas ou pela escala segundo a qual se equilibram.[4]

Segundo este último critério, as tensões residuais são classificadas de acordo com a extensão da sua homogeneidade no domínio do material, i.e., em função da distância sobre a qual se equilibram. A esta distância, dá-se o nome de *comprimento característico*, l_0 . Segundo esta classificação, existem três tipos de tensões residuais[2, 4, 5, 6]:

- **Tensões residuais de primeira ordem, σ^I :** Têm uma natureza macroscópica e um longo alcance, uma vez que se equilibram num grande domínio do material ($l_{0,I} \approx$ escala da estrutura, tipicamente em mm). Estas tensões podem ser avaliadas usando modelos de meios contínuos que desprezam a natureza cristalina ou polifásica do material e são muitas vezes calculadas recorrendo a métodos de elementos finitos.

Uma variação do equilíbrio de forças e momentos internos relacionados com

2. TENSÕES RESIDUAIS

estas tensões resulta sempre em variações dimensionais macroscópicas.

- **Tensões residuais de segunda ordem, σ^{II} :** Têm uma natureza microscópica e estão equilibradas em domínios de material reduzidos ($l_{0,\text{II}} \approx 3 - 10 \times$ dimensões do grão, tipicamente 1 a 100 μm). Geralmente, têm origem na anisotropia dos grãos ou devido às diversas fases constituintes do material, pois estas possuem diferentes propriedades mecânicas e térmicas.

Uma variação das suas forças e momentos internos pode resultar em variações dimensionais macroscópicas.

- **Tensões residuais de terceira ordem, σ^{III} :** Têm uma natureza submicroscópica e equilibram-se no interior do grão, em algumas distâncias interatómicas ($l_{0,\text{III}} <$ tamanho do grão). São originadas pelos defeitos pontuais da rede cristalina, deslocações, lacunas, precipitados, etc.

Neste caso, a ocorrência de uma alteração das forças ou dos momentos não gera qualquer variação dimensional macroscópica.

Esclarecendo o conceito de *grãos* (ou cristais), estes são regiões de material cuja formação provém de embriões que aparecem na massa metálica líquida e crescem em todas as direcções, desde que não haja barreiras ao seu desenvolvimento e o gradiente térmico seja fraco. Quando duas faces de crescimento se encontram, forma-se um limite intercrystalino que vai delimitar o grão. Esse limite denomina-se *superfície limite* do grão. [7]

Na Fig. 2.1a, pode observar-se como se formam e crescem os cristais. Na Fig. 2.1b, vê-se como as tensões residuais variam no interior e na sua superfície limite dos grãos.

Em qualquer ponto de um dado material, a tensão residual total é igual à soma dos três tipos de tensões residuais descritas anteriormente. Ou seja,

$$\sigma_{\text{residual total}} = \sigma^{\text{I}} + \sigma^{\text{II}} + \sigma^{\text{III}} \quad (2.1)$$

Em materiais cujo grão é muito fino, torna-se difícil distinguir as tensões residuais de segunda e terceira ordem. Como tal, é comum designar-se estas tensões por *microtensões* (σ^m) enquanto que as tensões de primeira ordem são *macrotensões* (σ^M). [2]

Assim, a Eq. 2.1, também pode tomar a seguinte forma:

$$\sigma_{\text{residual total}} = \sigma^M + \sigma^m \quad (2.2)$$

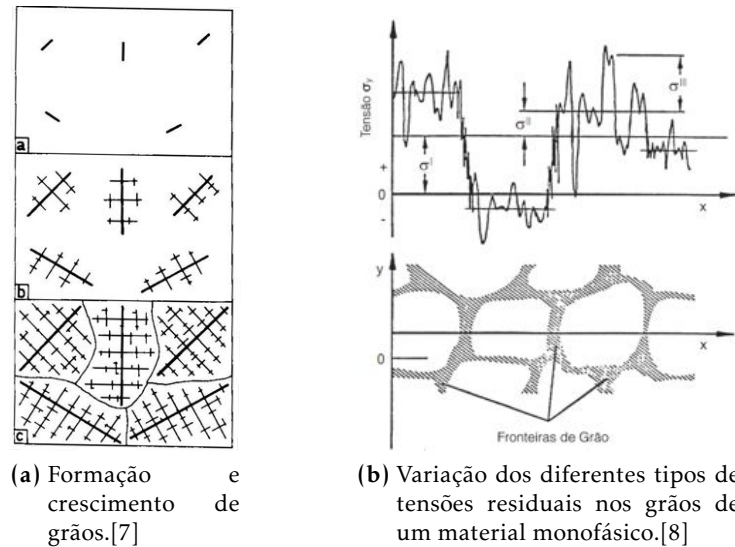


Figura 2.1: As tensões residuais e os grãos.

2.2 Origem

As tensões residuais podem ter um grande número de origens distintas. Na prática, é muito improvável que qualquer material ou componente mecânico seja fabricado completamente livre de tensões residuais, pois virtualmente todos os processos ao quais é sujeito são uma fonte de tensões residuais. Vejam-se alguns exemplos:[1]

- Processos de deformação plástica: laminagem, extracção, extrusão, flexão, forjamento, grenalhagem, etc.
- Processos de fabrico: maquinagem, rectificação, revestimento, soldadura, electrodeposição, CVD, PVD, etc.
- Tratamentos térmicos ou termoquímicos: têmpera, tratamento térmico a laser ou plasma, nitruração, carbonitruração, cementação, etc.

Fisicamente, é possível destacar três tipos de origem para as tensões residuais:

- **Origem mecânica:** Ocorrem devido às deformações plásticas não uniformes geradas pelos processos de fabrico. Podem ocorrer naturalmente durante o processamento ou tratamento do material ou podem ser introduzidas propositadamente para criar um determinado perfil de tensão num componente. Os proces-

2. TENSÕES RESIDUAIS

tos de maquinagem, furação, polimento, são exemplos de operações que introduzem tensões residuais indesejáveis. Por outro lado, os chamados *tratamentos superficiais* como a granalhagem, laminagem profunda, têmpera superficial, cementação, etc., são usados com intuito de introduzir tensões residuais de compressão que são benéficas à resistência mecânicas dos componentes.

- **Origem térmica:** Macroscopicamente, surgem como resultado de operações de aquecimento/arrefecimento não uniformes. A um nível microscópico, aparecem num material por causa da diferença entre os coeficientes térmicos de expansão das diferentes fases constituintes do material.
- **Origem metalúrgica:** O seu aparecimento é devido a reacções de transformação de fase que surgem, por exemplo, durante a soldadura, têmpera, fundição, etc. Estes processos são acompanhados pela libertação de calor latente, uma mudança de volume e um efeito de pseudo-plasticidade que têm influência sobre as tensões residuais do material.

Apesar desta distinção, é comum verificar-se que as tensões residuais têm origem numa combinação complexa de transferências de calor, deformações mecânicas e variações metalúrgicas. Isto acontece porque cada uma destas fontes de tensão está de alguma forma dependente das outras. Esta interdependência está ilustrada esquematicamente na Fig. 2.2.

Assim, a previsão do estado das tensões residuais de um componente apresenta-se como uma questão de elevado grau de complexidade e que exige uma excelente compreensão dos fenómenos que as originam. Com excepção de algumas situações ideais, a solução analítica das tensões residuais é impossível. As abordagens mais comuns consistem na interpretação combinada de ensaios experimentais e de simulações numéricas. Algumas das técnicas usadas nestes ensaios serão sumariamente abordadas mais à frente, nesta secção.

2.3 Efeitos

Os efeitos das tensões residuais podem ser prejudiciais ou benéficos. Por exemplo, as tensões residuais de tracção na superfície de um componente sujeito a carregamento de fadiga poderão conduzir à sua falha prematura, já que têm como consequência um aumento da tensão média. Quando um componente está em serviço, a tensão total que actua sobre ele não é simplesmente igual à soma das tensões externas nele aplicadas, pois há que adicionar as tensões residuais existentes. Estas são consideradas

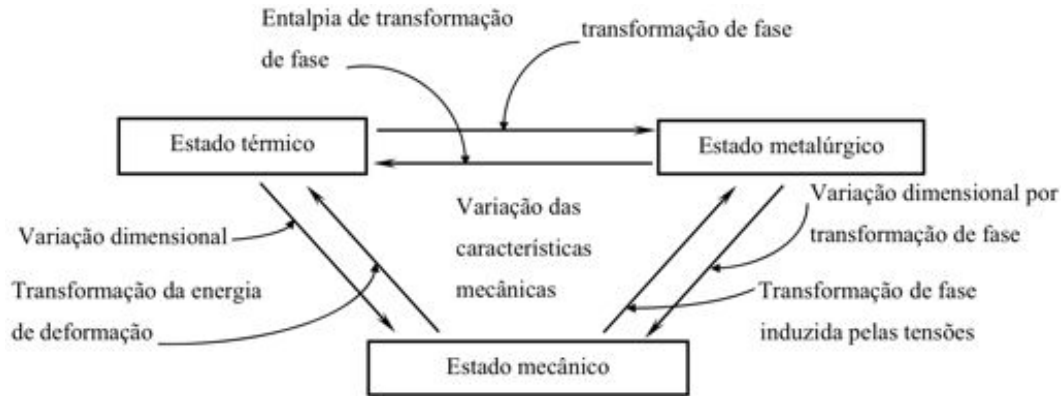


Figura 2.2: Interdependência das origens das tensões residuais.[2]

como cargas estáticas e são somadas às cargas externas. Sabe-se que quando este somatório excede um valor crítico (limite de elasticidade do material), o componente entra em regime de deformação plástica. Esta situação pode conduzir à falha prematura da peça e, conseqüentemente, colocar em risco o sistema/estrutura da qual faz parte. Além da possível fractura, as tensões residuais podem reduzir o desempenho dos componentes através de um aumento dos danos causados por efeitos de fadiga, fluência ou degradação ambiental. [9]

De um modo geral, é conhecido que as tensões internas de compressão têm um efeito benéfico sobre a vida de fadiga, propagação de fissuras e corrosão sob tensão. Por outro lado, as tensões residuais de tracção na superfície de um componente são geralmente indesejáveis, uma vez que aumentam a vulnerabilidade do componente a efeitos de fadiga e corrosão, por exemplo.

2.4 Métodos de medição

Estão disponíveis muitas técnicas diferentes para a determinação das tensões residuais, quer a nível qualitativo como quantitativo. Cada uma delas apresenta vantagens e desvantagens e a sua escolha é influenciada por vários critérios. Alguns deles são o tamanho da amostra, a localização da área de interesse, a precisão e exactidão pretendidos para os resultados, questões económicas, etc. Considerando estes factores e as limitações de cada técnica, é comum usar-se mais que um método na medição de tensões internas. Isto permite obter uma melhor caracterização do estado de tensão da amostra.

Normalmente, as técnicas são distinguidas em duas categorias: destrutivas ou não

2. TENSÕES RESIDUAIS

destrutivas. As primeiras, como o próprio nome indica, implicam a destruição e inutilização do objecto em estudo. Nos métodos não destrutivos, a amostra pode voltar a ser usada normalmente.

2.4.1 Métodos destrutivos

O fundamento dos métodos destrutivos é a eliminação do estado de equilíbrio das tensões residuais existentes num material. Desta forma, é possível forçar a relaxação dessas tensões. No entanto, estas técnicas não conseguem medir a relaxação em si mas sim os seus efeitos, tal como o deslocamento ou a deformação.

Sucintamente, o procedimento é o seguinte:[1]

- Criação de um novo estado de tensão através da maquinagem ou remoção de camadas de material;
- Detecção das mudanças na tensão local através da medição da deformação ou do deslocamento;
- Cálculo da tensão residual em função da deformação, recorrendo à Teoria da Elasticidade (por via analítica ou por simulação numérica).

Como exemplos de métodos destrutivos, existem a técnica de remoção por camadas e a técnica do seccionamento. Existem algumas técnicas que podem ser consideradas *semidestrutivas*, como é o caso da técnica do anel central e a técnica do furo. Isto acontece pelo facto de ser possível, em certos casos, reparar a amostra após a sua análise, recorrendo ao enchimento das zonas de material removido.

2.4.2 Métodos não destrutivos

As técnicas não destrutivas têm como base a relação entre os parâmetros físicos ou cristalográficos da amostra (e.g. espaçamento interplanar da rede cristalina) e a tensão residual. São exemplos destas técnicas a difracção de raios-X (XRD¹), difracção de neutrões, método ultrasónico, método magnético, método termoelástico e método fotoelástico.[1, 4]

A difracção de raios-X baseia-se na medição das deformações da rede cristalina através das variações da distância interplanar do material cristalino. É um método limitado à caracterização da superfície da amostra (até $\approx 20 \mu\text{m}$ de profundidade [10]).

¹Do inglês, *X-Ray Diffraction*

Estas técnicas permitem o estudo dos três tipos de tensões residuais, sendo que o deslocamento dos picos do difractograma é influenciado por σ^I e σ^{II} enquanto que σ^{II} e σ^{III} alteram o alargamento dos picos.[1]

A difracção de neutrões baseia-se nos mesmos princípios que a técnica anterior mas, em vez de usar raios-X, usa um feixe de neutrões. Comparativamente, permite analisar as amostras até profundidades maiores (até 150 mm, dependendo do material [10]) devido à natureza penetrante dos neutrões. Esta técnica possui a vantagem de permitir uma descrição completa de estados de tensão complexos. Porém, os feixes de neutrões necessários só estão disponíveis em instalações que possuam reactores nucleares, o que reduz a sua disponibilidade e aumenta substancialmente o seu custo.

As técnicas ultrasónicas baseiam-se na diferença da velocidade de propagação das ondas sonoras. Estas podem ser relacionadas com estado de tensão residual através da constante elástica de terceira ordem do material.[1]

Os métodos magnéticos analisam as interacções entre a magnetização e as constantes elásticas dos materiais ferromagnéticos.

Ambas as técnicas ultrasónicas e magnéticas são sensíveis aos três tipos de tensões residuais mas não possibilitam a sua distinção.[1]

O método termoelástico baseia-se na variação da temperatura causada pela deformação elástica. Esta pode ser medida com uma câmara de infravermelhos e ser relacionada com a constante termoelástica do material.[4]

O método fotoelástico baseia-se no efeito fotoelástico. Este consiste na variação anisotrópica da velocidade da luz quando o material é sujeito a uma tensão, para materiais transparentes. Este efeito gera padrões de interferência quando observados com luz branca ou monocromática polarizadas de modo cruzado. Os padrões são posteriormente relacionados com a tensão residual existente.[4]

No Grupo de Tensões Residuais do CEMDRX, os métodos disponíveis para a medição de tensões residuais são a difracção de raios-X e o método do furo.

A Tabela 2.1 seguinte compara e resume algumas características dos métodos mais utilizados para a medição de tensões residuais.

2. TENSÕES RESIDUAIS

Tabela 2.1: Resumo das características dos métodos de medição de tensões residuais; [6]

Método	Furo	Seccionamento	XRD	Difr. neutrons	Ultrassônico	Magnético
Tipos de tensão analisadas	I	I	I & II ou III	I & II	I, II & III	I, II & III
Área de análise mínima	0,5 mm ²	100 mm ²	0,5 mm ²	4 mm ³	0,1 – 30 mm ²	1 – 100 mm ²
Profundidade de análise mínima	20 μm	1 – 2 mm	2 – 30 μm	1 mm	15 – 300 μm	100 μm
Tempo até medição do primeiro ponto	40 min	40 min	20 min	2 h	2 – 4 min	10 min
Tempo até medição do campo de tensões	2 h	5 – 200 h	8 h	1 sem	20 min	10 min
Custo do equipamento (USD)	10 – 50 k	15 k	100 – 200 k	~100 M	40 – 200 k	10 – 60 k
Análise de material polifásico	Tensão das fases	Tensões das fases	Tensões em cada fase	Tensão em cada fase	Tensão das fases	Tensão das fases
Problemas com grandes grãos	Não	Não	Sim	Não	Sim	Sim
Análise ligas de alumínio	Sim	Sim	Problema com grandes grãos	Sim	Sim	Não
Análise compósitos	Sim	Não	Só matriz cristalina	Só matriz cristalina	Difícil	Matriz ferro-magnética

3

A Técnica do Furo Incremental

3.1 Introdução

A técnica do furo (*hole-drilling method*) é um método relativamente simples, económico, rápido, versátil, bem conhecido e com um vasto historial de aplicação para a determinação de tensões residuais.

Existem alguns métodos para medir tensões residuais que envolvem a destruição da amostra (e.g. seccionamento, remoção de camadas) e são por isso chamados de *destrutivos*. Por sua vez, a técnica do furo é muitas vezes classificada como *semi-destrutiva*. Isto acontece porque implica a remoção/destruição de uma pequena porção do material da amostra, embora esta possa ser reparada posteriormente, no caso de componentes de grandes dimensões.[11] A técnica do anel central (*ring core method*) é um outro método, com um fundamento semelhante ao da técnica do furo, que consiste em furar um círculo e medir a relaxação de tensões no seu interior (ver Fig. 3.1).

Algumas das limitações da técnica do furo são os erros e incertezas potencialmente elevados devidos a imprecisões cometidas durante a furação (e.g. enviesamento da fresa, excentricidade do furo, rugosidade da superfície, má preparação da superfície da amostra, etc.). Na técnica do furo incremental (TFI), o furo é feito em pequenos passos (incrementos). Este procedimento permite uma análise de tensões não-uniformes em profundidade, com a medição de perfis e gradientes de tensão.[11]

Outra limitação da TFI é o chamado *efeito de plastificação*. Este efeito ocorre sempre que o estado de tensão residual induz deformações plásticas localizadas, devido à concentração de tensões em torno do furo. Se essa concentração de tensões local ultrapassar a tensão de cedência do material, o campo de deformações em torno do furo é alterado, face à situação puramente elástica na qual se baseia a teoria para o

3. A TÉCNICA DO FURO INCREMENTAL

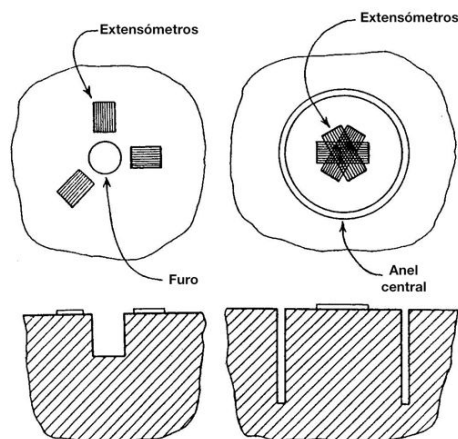


Figura 3.1: Diferenças na furação e na disposição dos extensômetros entre a técnica do furo e a técnica do anel central.[1]

cálculo das tensões residuais para esta técnica. Como consequência, observa-se uma sobrestimação das tensões residuais instaladas no material. [1, 2, 12]

A norma ASTM E 837 é uma referência internacionalmente aceite nesta matéria. Este documento descreve o procedimento para a determinação de tensões residuais pela TFI usando extensometria eléctrica. O domínio de aplicação desta norma é em materiais isotrópicos com comportamento elástico linear e cujas tensões residuais não ultrapassem 60% da tensão de cedência do material.[13]

Muito resumidamente, a medição de tensões residuais por extensometria eléctrica é feita da seguinte maneira:[14]

1. Instala-se uma roseta de extensômetros sobre o local da amostra onde se pretende determinar as tensões residuais;
2. As grelhas dos extensômetros são ligadas a um dispositivo que seja capaz de medir as variações de potencial eléctrico provocadas pela relaxação das tensões (tipicamente uma ponte de Wheatstone);
3. Efectuam-se os vários incrementos do furo no centro geométrico da roseta, medindo-se as relaxações provocadas por cada um;
4. Usando relações matemáticas, a magnitude e orientação das tensões residuais principais são calculadas a partir das deformações medidas.

3.2 Nota histórica

As origens da técnica do furo remontam ao ano de 1934 e aos trabalhos de Mathar [15] com extensómetros mecânicos para medir deslocamentos em torno de furos feitos em placas traccionadas. Em 1950, Soete e Vancrombrugge [16] melhoraram a precisão deste método usando extensómetros eléctricos. A técnica do anel central foi proposta por Milbradt [17], em 1951, e beneficiou de melhorias introduzidas por Gunnert, em 1958.[1, 2]

Em 1956, Kelsey [18] publicou a primeira investigação da variação da tensão residual com a profundidade, usando a técnica do furo. Kelsey também foi pioneiro ao usar furos cegos em vez de furos passantes. A aplicação moderna desta técnica, surge com os trabalhos de Rendler e Vigness [19], em 1966. Foram eles que tornaram esta técnica num procedimento sistematizado e facilmente reproduzível e que definiram geometricamente a roseta de extensómetros de tipo A da norma ASTM E 837-99.[1, 2]

Ao nível experimental, em 1971, Beaney e Procter [20] aperfeiçoaram o uso de jactos de ar abrasivo para permitir a formação de um furo sem tensões induzidas pelo processo de furação. Em 1976, Nawwar *et. al.* [21] propuseram uma modificação à técnica de modo a determinar tensões residuais em placas finas. Em 1982, Flaman [22] propôs a furação a velocidades ultra-rápidas como um processo que não introduzisse tensões residuais. No campo teórico, em 1981, Schajer [23] conseguiu o primeiro estudo generalizado da TFI, usando uma análise de elementos finitos (FEA).[1, 2]

Na década de 1980, os investigadores concentraram-se no estudo das tensões residuais em profundidade. Nessa altura, o crescente poder computacional disponível permitiu o uso de técnicas de FEA avançadas no estudo de tensões residuais que não seria possível somente com calibração experimental. Em 1978, Bijak-Zochowki [24] foi o primeiro a descrever um método fiável para o cálculo de tensões residuais não-uniformes em profundidade.[1, 2]

Em 1994, Zhu e Smith [25] apresentaram uma análise teórica de forma a aplicar a técnica em superfícies curvas. No mesmo ano, Schajer e Yang [26] desenvolveram a técnica de modo a ser usada em situações de anisotropia elástica, comum em materiais modernos como os compósitos reforçados com fibras, uma vez que o método original só podia ser usado em materiais isotrópicos. Tootonian e Schajer [27] propuseram, em 1995, que o furo fosse efectuado incrementalmente com um aumento progressivo de diâmetro. Isto permitia aumentar a sensibilidade na medição da relaxação de deformação pela TFI. Em 1997, os mesmos investigadores propuseram uma nova roseta de 6 extensómetros, que permitia a medição da relaxação de deformação radial e tangen-

3. A TÉCNICA DO FURO INCREMENTAL

cial, onde a sensibilidade na medição das deformações foi melhorada por um factor de 2,3 e a profundidade de avaliação aumentada em cerca de 1/3, relativamente às rosetas rectangulares anteriormente normalizadas. Esta roseta foi designada por roseta tipo C na revisão da norma ASTM E 837-99. [2]

Actualmente, existe muita literatura publicada e informação consolidada acerca da TFI. Um dos principais alvos de investigação actual é o efeito de plastificação.

3.3 Tensões residuais uniformes

3.3.1 Análise com furo passante

A introdução de um furo numa amostra com tensões residuais já presentes vai relaxar as tensões nessa zona. Isto acontece porque qualquer direcção perpendicular a uma superfície livre (neste caso, a superfície do furo) é forçosamente um eixo principal no qual as tensões normal e de corte são iguais a zero. A eliminação dessas tensões na superfície do furo vai mudar a tensão na zona à sua volta, fazendo com que as deformações locais na superfície da amostra também se alterem.[14]

O caso mais simples que se pode considerar é o de uma placa fina sujeita a um estado plano de tensão uniforme e que apresenta um furo em toda a sua espessura (furo passante). Esta situação possui uma solução analítica que se baseia nos estudos de Kirsch [28], em 1898, sobre os estados de tensão criados pela presença de furos em placas finas. Para obter esta solução analítica, parte-se da hipótese que o material é isotrópico e linear elástico. Assim, as deformações radial (ϵ_r) e tangencial (ϵ_θ) são:[14]

$$\begin{cases} \epsilon_r = A(\sigma_{\max} + \sigma_{\min}) + B(\sigma_{\max} - \sigma_{\min}) \cos 2\beta \\ \epsilon_\theta = -A(\sigma_{\max} + \sigma_{\min}) + C(\sigma_{\max} - \sigma_{\min}) \cos 2\beta \end{cases} \quad (3.1)$$

A solução vem dada para um ponto P , (ver Fig. 3.2). Como a placa é fina, tem uma espessura infinitesimal e P está sobre sua superfície. As constantes A , B e C são chamadas de *constantes de calibração* e dependem das propriedades elásticas do material – módulo de Young (E) e coeficiente de Poisson (ν) – e de r . Por sua vez, r depende dos valores do diâmetro do furo (D_0) e do diâmetro da circunferência que é centrada na origem do furo e que passa pelo ponto P .¹ O ângulo β indica a posição de

¹Também é possível definir r usando os valores de R_0 e R que são, respectivamente, o raio do furo e a distância de P ao centro do furo.

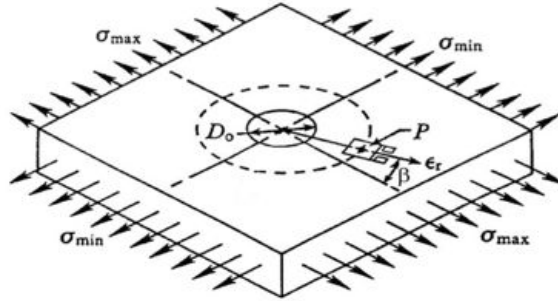


Figura 3.2: Placa com furo sujeita a um estado plano de tensões.[2]

σ_{max} relativamente a P , sendo positivo no sentido horário. σ_{min} e σ_{max} representam, respectivamente, a tensão principal mínima e a tensão principal máxima.[13]

As constantes de calibração são definidas da seguinte forma:[13]

$$\begin{cases} A = -\frac{1+\nu}{2E} \left(\frac{1}{r^2} \right) \\ B = -\frac{1+\nu}{2E} \left[\left(\frac{4}{1+\nu} \right) \frac{1}{r^2} - \frac{3}{r^4} \right] \\ C = -\frac{1+\nu}{2E} \left[-\left(\frac{4\nu}{1+\nu} \right) \frac{1}{r^2} + \frac{3}{r^4} \right] \end{cases} \quad \text{com } r = \frac{R}{R_0} \text{ e } R \geq R_0 \quad (3.2)$$

As três constantes são afectadas por um sinal negativo porque as deformações relaxadas têm sempre um sinal contrário às tensões residuais iniciais.

Na técnica do furo, o processo mais comum para determinar as relaxações das deformações consiste em usar extensómetros eléctricos. Com base nos trabalhos de Rendler e Vigness [19], a norma ASTM E 837 define três tipos de roseta (ver Fig. 3.3), embora exista ainda mais variedade de modelos.



Figura 3.3: Os três tipos de rosetas normalizados pela ASTM E 837.[13]

Relativamente às rosetas do tipo A e B, estas só possuem extensómetros dispostos radialmente (só a roseta tipo C tem extensómetro tangenciais). Logo, interessa particularmente reter a primeira equação do sistema 3.1, que relaciona a deformação radial

3. A TÉCNICA DO FURO INCREMENTAL

com as tensões residuais existentes. Assim sendo, podemos rearranjar a equação referida para obtermos a relação entre a deformação radial e as tensões principais:

$$\varepsilon_r = (A + B \cos 2\beta)\sigma_{\max} + (A - B \cos 2\beta)\sigma_{\min} \quad (3.3)$$

Uma vez que existem três incógnitas (σ_{\max} , σ_{\min} e β), têm de ser feitas, no mínimo, três medições independentes da deformação radial para se obter a magnitude e a direcção das tensões principais.

Considere-se uma roseta do tipo A horária (*clockwise* ou CW) como aquela que está esquematizada na Fig. 3.4a. Os extensómetros são numerados de 1 a 3. O extensómetro 1 e 3 são perpendiculares entre si e o extensómetro 2 está sobre a bissetriz dos quadrantes pares, no quadrante III, fazendo 135° com os restantes. Existem rosetas onde este extensómetro está colocado exactamente a 45° entre 1 e 3. Nesse caso, distingue-se a designação da posição, sendo que esta é *2a* se a geometria for igual à da Fig. 3.4a e *2b* se o extensómetro estiver a 45° . Em termos funcionais, os resultados obtidos são os mesmos. O uso de rosetas com o extensómetro na posição *2b* acontece sobretudo quando há restrições de espaço (e.g. zonas próximas de arestas). No caso das rosetas anti-horárias, o ângulo β que define a direcção da tensão principal máxima é medido no sentido anti-horário. A referência em ambas as rosetas é o extensómetro 1.[2] A posição da grelha dos extensómetros em relação ao furo é geometricamente definida por R_1 , R_2 , tal como são definidos na Fig. 3.4b. GL (*grid length*) e GW (*grid width*) são, respectivamente, o comprimento e a largura da grelha.

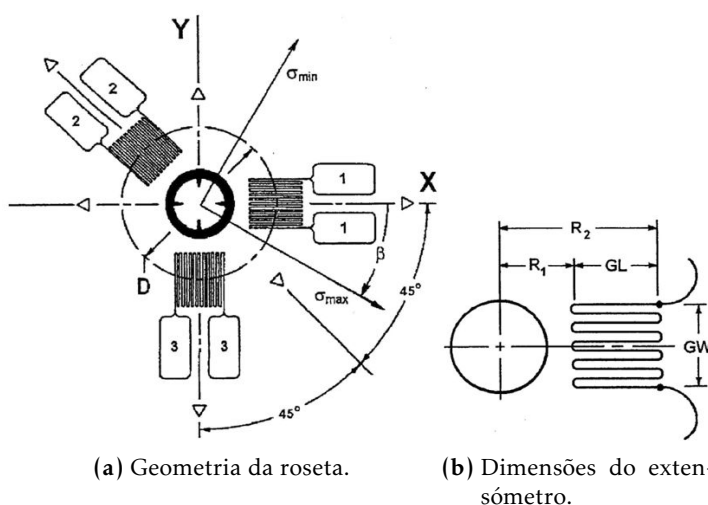


Figura 3.4: Roseta de extensómetro horária do tipo A.[13]

3.3. Tensões residuais uniformes

As deformações radiais medidas pelos extensómetros e as tensões principais são relacionadas através da Eq. 3.3. Substituindo os valores de ε_r pelos valores correspondentes de cada extensómetro e resolvendo em ordem a σ_{\max} , σ_{\min} e β , temos:

$$\begin{cases} \sigma_{\min}, \sigma_{\max} = \frac{\varepsilon_3 + \varepsilon_1}{4A} \pm \frac{\sqrt{(\varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2 + (\varepsilon_3 + \varepsilon_1 - 2\varepsilon_2)^2}}{4B} \\ \beta = \arctan\left(\frac{\varepsilon_3 + \varepsilon_1 - 2\varepsilon_2}{\varepsilon_3 - \varepsilon_1}\right) \end{cases} \quad (3.4)$$

onde ε_1 , ε_2 e ε_3 são, respectivamente, as deformações medidas pelos extensómetros 1, 2 e 3.

Quando β é positivo, isso significa que a direcção de σ_{\max} faz um ângulo horário com o extensómetro 1. Se β for negativo, significa este é medido no sentido anti-horário. No caso do numerador e o denominador da expressão que define β na Eq. 3.4 serem nulos, isso indica que existe um estado de tensões hidrostático (iguais), onde β deixa de ter significado.

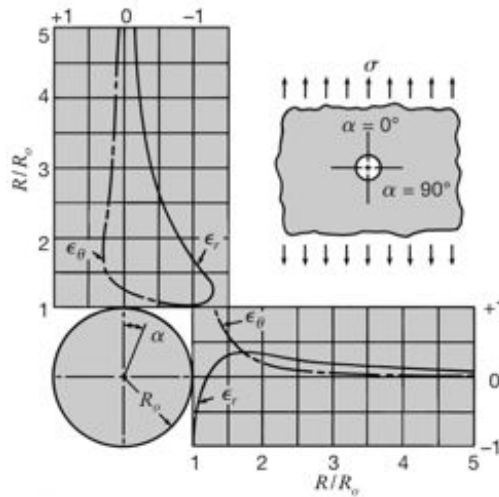


Figura 3.5: Variação da tensão radial e tangencial ao longo dos eixos principais, para o caso de uma tensão residual uniaxial.[14]

Os resultados obtidos devem ser cuidadosamente considerados, uma vez que só fazem sentido à luz das condições impostas pela solução de Kirsch. Os valores das constantes A e B permitem calcular o valor das tensões residuais em *pointos* situados sobre uma placa fina (espessura infinitesimal). No entanto, a grelha dos extensómetros possui uma área finita e, conseqüentemente, detecta uma distribuição de tensões variável,

3. A TÉCNICA DO FURO INCREMENTAL

como é visível na Fig. 3.5. Além disso, as linhas de uma grelha são compostas por segmentos paralelos entre si que não estão orientados de forma perfeitamente radial, em relação ao centro do furo. Isto faz com que os extensómetros sejam ligeiramente sensíveis a deformações tangenciais, embora esta seja desprezável em comparação com os erros cometidos na medição e cálculo das tensões.[2, 14]

Para contornar este problema, é necessário integrar as Eq. 3.1 sobre a área dos extensómetros, de modo a se considerar a área finita das grelhas. Estes “novos” coeficientes designam-se por \bar{A} e \bar{B} . Alternativamente, estes podem ser obtidos por calibração experimental.[14] A determinação do coeficiente \bar{C} não é necessária porque os extensómetros só medem deformações radiais (e não tangenciais).

Assim, temos que \bar{A} e \bar{B} são dados por

$$\begin{cases} \bar{A} = -\frac{(1+\nu)R_0^2}{E(R_2-R_1)W}(\theta_1 - \theta_2) \\ \bar{B} = -\frac{(1+\nu)R_0^2}{E(R_2-R_1)W} \left[\left(\frac{2(1-\nu)}{1+\nu} \right) (\theta_1 - \theta_2) + \sin 2\theta_1 - \sin 2\theta_2 \right] \\ \quad - \frac{1}{8} \left(\frac{R_0}{R_1} \right)^2 (2 \sin 2\theta_1 + \sin 4\theta_1) + \frac{1}{8} \left(\frac{R_0}{R_2} \right)^2 (2 \sin 2\theta_2 + \sin 4\theta_2) \end{cases} \quad (3.5)$$

onde W é o comprimento útil dos extensómetros. Os ângulos θ_1 e θ_2 são definidos como se vê na Fig. 3.6.

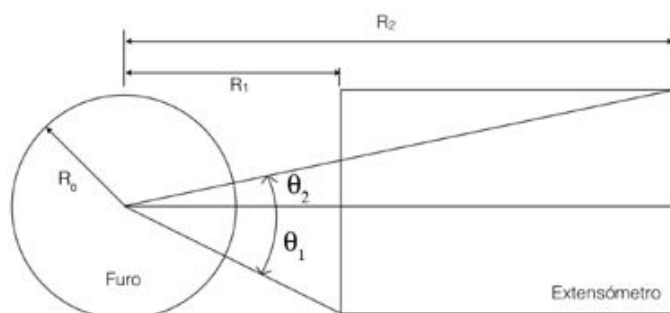


Figura 3.6: Geometria dos extensómetros radiais. (Adaptado de [1])

3.3.2 Análise com furo cego

A análise feita anteriormente para um furo passante em placas finas sujeitas a um estado plano de tensão constitui o fundamento teórico da técnica do furo. No entanto,

esta é pouco aplicável no dia-a-dia da Engenharia. Na prática, os componentes estudados apresentam geometria e tamanhos altamente diversificados e que não podem ser analisados com estas equações relativas ao caso muito específico de uma placa fina.

Como tal, surgiu a necessidade de desenvolver um método que pudesse ter uma aplicação mais genérica, nomeadamente para furos cegos, i.e., furos que não atravessam toda a espessura da amostra.

A produção de um furo com estas características numa zona onde já exista um estado plano de tensão cria um novo estado de tensões muito complexo. Este novo estado não tem uma solução analítica por via da Teoria da Elasticidade, como era o caso dos furos passantes. No entanto, Rendler e Vigness [19] demonstraram que, neste caso, a relaxação da deformação também varia sinusoidalmente em torno do círculo concêntrico com o furo. Logo, as Eq. 3.1 e 3.4 continuam válidas.

As constantes de calibração \bar{A} e \bar{B} para os furos cegos são diferentes daquelas para os furos passantes mas podem ser obtidas por calibração experimental ou numérica, aplicando campos de tensão conhecidos. Apesar da Eq. 3.5 não ter em conta a profundidade finita do furo, os valores de A e B aproximam-se desses valores para grandes profundidades.[2, 14]

Comparativamente à análise com furo passante, a análise com furo cego introduz uma nova variável independente nas equações: a profundidade do furo adimensionalizada, designada por z/D . Onde z é a profundidade do furo e D é o diâmetro da circunferência concêntrica com o furo e que passa pelo centro dos extensómetros.

Assim, temos que \bar{A} e \bar{B} são funções das seguintes variáveis:

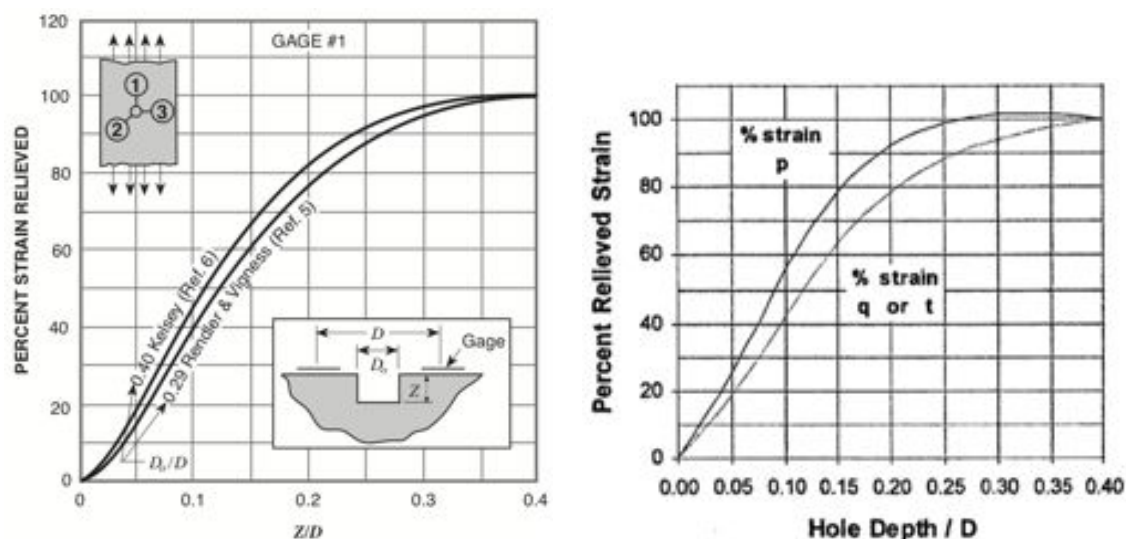
$$\begin{cases} \bar{A} = f_A(E, \nu, r, z/D) \\ \bar{B} = f_B(E, \nu, r, z/D) \end{cases} \quad (3.6)$$

Geralmente, para um dado estado de tensão residual inicial e um diâmetro de furo constante, as deformações relaxadas aumentam – a uma taxa decrescente – à medida que a profundidade do furo aumenta. Assim sendo, de forma a maximizar o sinal de saída dos extensómetros, o furo é feito até pelo menos $z/D = 0,4$ ¹ (ver Fig. 3.7a).

Depois de se medirem as deformações (ε_1 , ε_2 e ε_3) durante a furação, devem calcular-se os valores de $\varepsilon_1 + \varepsilon_3$ e $\varepsilon_3 - \varepsilon_1$ e traçar cada um destes num gráfico em função de z/D , até $z/D = 0,4$. As curvas obtidas devem ser semelhantes às da Fig. 3.7b.

¹A norma ASTM E 837 define $z/D = 0,4$ como o valor máximo da profundidade.[13]

3. A TÉCNICA DO FURO INCREMENTAL



(a) Resultados de Kelsey e Rendler & Vigness, para a deformação do extensómetro 1.[14] (b) Resultados esperados da ASTM E 837 para p , q e t . [13]

Figura 3.7: Resultados de deformação relaxada em função da profundidade adimensionalizada (deformações normalizadas a 100% para $Z/D = 0,4$).

Nesta figura, as variáveis p , q e t são definidas da seguinte maneira:

$$\begin{cases} p = \frac{\varepsilon_3 + \varepsilon_1}{2} \\ q = \frac{\varepsilon_3 - \varepsilon_1}{2} \\ t = \frac{\varepsilon_3 + \varepsilon_1 - 2\varepsilon_2}{2} \end{cases} \quad (3.7)$$

Segundo a ASTM E 837, os pontos experimentais que se desviem mais de 3% das curvas da Fig. 3.7b indicam que o campo de tensões não é uniforme em profundidade ou que houve erros na medição das deformações. Considerando a situação em que a direcção da tensão residual principal máxima está mais próxima da direcção axial do extensómetro 2 do que das direcções dos extensómetros 1 ou 3, esta norma recomenda que a verificação seja feita com soma $(\varepsilon_1 + \varepsilon_3 - 2\varepsilon_2)$ em vez de $(\varepsilon_3 - \varepsilon_1)$. Isto é devido ao facto de que, nesse caso, $(\varepsilon_1 + \varepsilon_3 - 2\varepsilon_2)$ é numericamente maior do que $(\varepsilon_3 - \varepsilon_1)$. [2]

No caso de um material isotrópico, p é proporcional à deformação residual média hidrostática, q é proporcional à deformação de corte a 45° do extensómetro 1 e t é proporcional à deformação de corte ao longo do eixo 1. Nas medições feitas com a técnica do furo, os coeficientes de proporcionalidade em cada um destes são inferiores

aos reais porque a relaxação das deformações é parcial, ao contrário do que acontece, por exemplo, com a técnica do anel central. A utilização destas três grandezas simplifica o cálculo das tensões residuais, especialmente quando estas não são uniformes em profundidade. As relações de tensão-deformação podem ser escritas da seguinte forma:

$$\begin{cases} P = \frac{p}{2\bar{A}} \\ Q = \frac{q}{2\bar{B}} \\ T = \frac{t}{2\bar{B}} \end{cases} \quad (3.8)$$

P , Q e T são, respectivamente, as tensões correspondentes às deformações p , q e t . As Eq. 3.8 são usadas quando o furo é feito até uma dada profundidade e as deformações correspondentes são usadas como base dos cálculos da tensão residual. Este procedimento é indicado pela ASTM E 837 para o caso de provetes finos. No caso de provetes com uma maior espessura, a norma recomenda uma média ponderada, tendo em conta os valores obtidos ao longo de um conjunto de incrementos.[1, 13]

$$\begin{cases} P = \frac{\sum \bar{A}p}{2\sum \bar{A}^2} \\ Q = \frac{\sum \bar{B}q}{2\sum \bar{B}^2} \\ T = \frac{\sum \bar{B}t}{2\sum \bar{B}^2} \end{cases} \quad (3.9)$$

Embora as Eq. 3.8 também pudessem ser usadas no caso de provetes mais espessos, as Eq. 3.9 são recomendadas porque permitem uma redução dos erros aleatórios na medição da deformação, aumentando a precisão e a estabilidade dos resultados.

Depois disto, as Eq. 3.4 podem ser aplicadas para determinar as tensões residuais principais e as respectivas direcções.

3.4 Tensões residuais não uniformes

Toda a metodologia abordada até aqui é válida unicamente para campos de tensões residuais uniformes em profundidade. No entanto, na prática da Engenharia, esta situação nem sempre se verifica. Na verdade, são muitos os casos em que os campos de tensões residuais não são uniformes, especialmente à superfície da amostra. Muitos processos de fabrico (e.g. tratamentos de corte superficiais, granalhagem de pré-tensão, etc.) introduzem campos de tensão com gradientes elevados na superfície do material. Devido ao forte desenvolvimento dos métodos de cálculo numéricos, foi possível melhorar e aperfeiçoar a técnica do furo por forma a ser aplicada no estudo de tensões residuais não uniformes em profundidade.

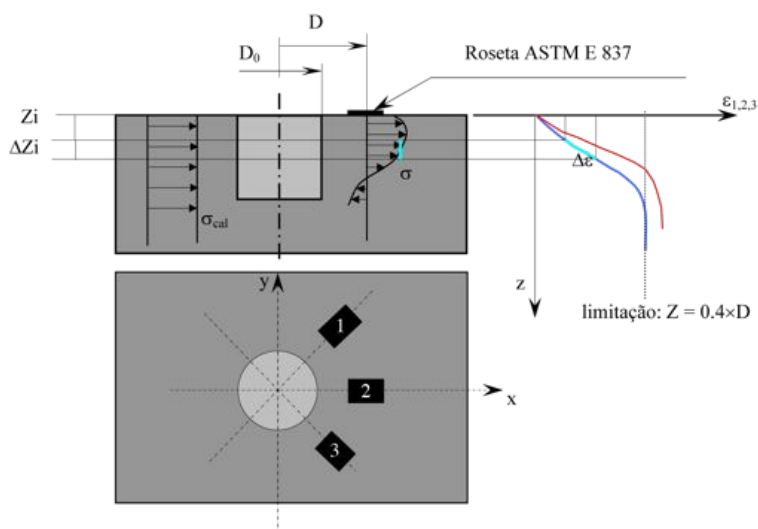


Figura 3.8: Princípio da técnica do furo incremental. (Adaptado de [2])

Para ser possível avaliar as tensões residuais nesta situação, é necessário que o furo seja feito incrementalmente, até uma profundidade máxima que depende do diâmetro do furo. Isto significa que, para ser possível determinar as tensões residuais em profundidade, é necessário calcular as tensões residuais presentes em cada incremento do furo, com base na relaxação das deformações medida pelos extensómetros, na superfície da amostra. Para isso existem vários métodos. Os que foram utilizados nesta tese foram os seguintes:

1. **Método integral:** Assume que as medidas de deformação são o resultado acumulado da relaxação das tensões em cada um dos incrementos. É o método mais correcto de medir tensões residuais não uniformes, uma vez que possui uma ele-

vada resolução espacial, ou seja, consegue medir elevados gradientes de tensão. Porém, as medidas de deformações devem ser extremamente precisas porque os cálculos deste método são muito sensíveis aos erros experimentais.

2. **Método da tensão média:** Usa o conceito de tensão uniforme equivalente, ou seja, a tensão uniforme que existiria ao longo da profundidade total do furo e que produziria a mesma relaxação de deformação que a tensão real produz. É menos sensível ao erro do que o método integral mas tem uma menor resolução espacial.
3. **Método da série de potências:** Divide o campo de tensões em componentes de uma série de potências, assumindo que o estado de tensão pode ser descrito através de um polinómio. É o método que permite minimizar mais os erros de medição. No entanto, o resultado é um perfil linear de tensão. Ou seja, tem uma resolução espacial muito reduzida. Isto acontece porque a determinação dos coeficientes do polinómio que descreve o campo é muito difícil para graus superiores a 1.

Existem ainda outros procedimentos de cálculo de tensões mas, dado que não foram utilizados neste trabalho, não serão aqui referidos. A Ref. [1] contém mais informação sobre estes métodos.

3.4.1 Método Integral

O método integral (MI) é um método moderno de cálculo de tensões residuais que se tornou possível graças à disponibilidade de calibrações fiáveis fornecidas por cálculos de elementos finitos. O MI foi proposto por Bijak-Zochowski [24] e posteriormente desenvolvido por vários autores [29, 30] dos quais se destaca o trabalho de Schajer[23].

No MI, assume-se que as deformações medidas durante a furação são o resultado acumulado da relaxação das tensões residuais existentes na zona de cada um dos sucessivos incrementos de profundidade, ao longo de toda a profundidade do furo. O fundamento deste método consiste em identificar o contributo das tensões existentes em cada incremento para a tensão total.[1]

No MI, a localização das tensões residuais é dada em termos dos pequenos incrementos de profundidade que são feitos durante a furação e medição das deformações. Considera-se que a tensão que existe no material correspondente a cada incremento é constante e igual à média do perfil real de tensão nesse incremento [2]. A deformação total medida é a soma das deformações causadas pela relaxação das tensões existentes

3. A TÉCNICA DO FURO INCREMENTAL

em cada incremento. Assim, os componente p_i , q_i e t_i , após i incrementos, são dados por

$$\begin{cases} p_i = \frac{1+\nu}{E} \sum_{j=1}^{j=i} \bar{a}_{ij} P_j \\ q_i = \frac{1}{E} \sum_{j=1}^{j=i} \bar{b}_{ij} Q_j \\ t_i = \frac{1}{E} \sum_{j=1}^{j=i} \bar{b}_{ij} T_j \end{cases} \quad \text{com } 1 \leq j \leq i \quad (3.10)$$

P_j , Q_j e T_j são, respectivamente, as tensões hidrostática média, de corte a 45° e de corte ao longo dos eixos xy , existentes no incremento j . \bar{a}_{ij} \bar{b}_{ij} são as constantes de calibração que relacionam os componentes de tensão e deformação, análogos a \bar{A} e \bar{B} na Eq. 3.8. Os factores $(1+\nu)/E$ e $1/E$ existem para que \bar{a}_{ij} e \bar{b}_{ij} sejam independentes do material.

A primeira equação de 3.10 pode ser escrita na forma matricial

$$\mathbf{p} = \frac{1+\nu}{E} \bar{\mathbf{a}} \mathbf{P} \quad (3.11)$$

onde, para um furo de quatro incrementos,

$$p = \begin{bmatrix} p_1 \\ p_2 \\ p_3 \\ p_4 \end{bmatrix} \quad \bar{\mathbf{a}} = \begin{bmatrix} \bar{a}_{11} & 0 & 0 & 0 \\ \bar{a}_{21} & \bar{a}_{22} & 0 & 0 \\ \bar{a}_{31} & \bar{a}_{32} & \bar{a}_{33} & 0 \\ \bar{a}_{41} & \bar{a}_{42} & \bar{a}_{43} & \bar{a}_{44} \end{bmatrix} \quad P = \begin{bmatrix} P_1 \\ P_2 \\ P_3 \\ P_4 \end{bmatrix}$$

Equações análogas a 3.11 podem ser escritas para o cálculo de q e t .

As constantes \bar{a}_{ij} têm um significado físico. São as constantes de calibração para um furo de profundidade i , no qual o incremento j possui uma determinada tensão residual (ver Fig. 3.9).

A matriz $\bar{\mathbf{a}}$ é triangular inferior e o valor dos seus elementos depende da posição do incremento (j) e da profundidade do furo (i). As suas colunas correspondem à relaxação de deformação devida à tensão aplicada num incremento de posição constante mas fazendo aumentar a profundidade do furo. O valor dos coeficientes aumenta à medida que o furo é maior, devido à mudança na sua geometria. As linhas correspondem à relaxação de deformação devida à tensão aplicada num incremento que se situa

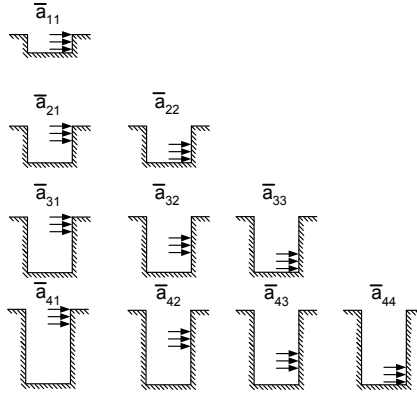


Figura 3.9: Significado físico das constantes de calibração \bar{a}_{ij} . [3]

a uma profundidade crescente mas sendo constante a profundidade total do furo. A combinação de todos os coeficientes de uma linha corresponde a um campo de tensão uniforme sobre a profundidade do furo. [1]

O procedimento de cálculo para tensões não-uniformes é semelhante ao processo análogo para tensões uniformes. A diferença é que todas as quantidades numéricas aparecem sob a forma de matrizes, em vez de escalares. [1]

Baseando-se nos trabalhos de Schajer [23, 31], o *Handbook of Measurement of Residual Stresses* [1] propõe a seguinte metodologia para calcular as tensões residuais em campos de tensão não uniformes:

1. Recorrendo à Eq. 3.7, determinam-se p , q e t com base nas deformações medidas pelos extensômetros;
2. Calculam-se P , Q e T , resolvendo as Eq. 3.10;
3. Os valores de σ_{\max} , σ_{\min} , β , σ_x , σ_y e τ_{xy} em cada incremento são calculados usando

$$\sigma_{\max}, \sigma_{\min} = P \pm \sqrt{Q^2 + T^2} \quad (3.12)$$

$$\beta = \frac{1}{2} \arctan\left(\frac{-T}{-Q}\right) \quad (3.13)$$

$$\sigma_x = P - Q \quad (3.14)$$

$$\sigma_y = P + Q \quad (3.15)$$

$$\tau_{xy} = T \quad (3.16)$$

onde σ_x , σ_y e τ_{xy} são, respectivamente, as tensões segundo Ox , Oy e de corte no

3. A TÉCNICA DO FURO INCREMENTAL

plano Oxy , relativamente ao referencial e ao plano da roseta.

A principal dificuldade do MI consiste na obtenção dos coeficientes a_{ij} e b_{ij} . Uma vez que a sua determinação por via experimental é muito difícil, a alternativa é recorrer ao método dos elementos finitos. Estes coeficientes foram determinados por Schajer [31] e podem ser aplicados a rosetas normalizadas na ASTM E 837. Schajer também fornece uma descrição de um método de interpolação que pode ser aplicado no caso da sequência de incrementos não seja igual à que é tabelada.

O MI apresenta erros induzidos nos valores dos coeficientes de calibração. Estes têm origem na análise de elementos finitos, através de vários parâmetros inerentes a esta técnica (e.g. refinamento da malhagem). No entanto, também existem erros de medição das deformações relaxadas e da profundidade do furo. Por sua vez, estes erros de natureza experimental conduzem a imprecisões no cálculo das tensões, que aumentam à medida que a profundidade aumenta, duplicando para cada incremento. Se a profundidade do furo for cerca de $0,3R_0$ a $0,4R_0$, é possível minimizar este efeito. Recomenda-se ainda que o furo seja feito, no máximo, em 4 ou 5 incrementos, sendo progressivamente maiores, à medida que a profundidade aumenta [1, 32]. A sensibilidade ao erro e as limitações da profundidade do furo não são inerentes ao MI.

3.4.2 Método da Tensão Média

O método da tensão média (MTM) foi proposto por Nickola [33] em 1986, quando ainda só estavam disponíveis constantes de calibração obtidas experimentalmente. Este método usa o conceito de uma tensão uniforme equivalente. Essa é a tensão uniforme no interior do furo completo que produz a mesma relaxação de deformações total que a distribuição real de tensões não uniformes que se pretende medir. A validade deste método foi analisada por Flaman *et al* [34]. A tensão uniforme equivalente é calculada recorrendo a constantes de calibração obtidas para um campo de tensão uniforme de calibração e às relaxações de deformação do campo de tensão não uniforme a estudar [2, 1]. Este cálculo é feito após cada incremento de profundidade do furo. Assume-se que a tensão uniforme equivalente depois de cada novo incremento é igual à média espacial da tensão uniforme equivalente antes do incremento mais a tensão ao longo do novo incremento (ver Fig. 3.10):

$$\sigma_{z+\Delta z} \cdot (z + \Delta z) = \sigma_z z + \sigma_{\Delta z} \Delta z \quad (3.17)$$

onde σ é a tensão uniforme equivalente na região indicada pelo índice, z é a profundidade do furo, Δz é o incremento de profundidade e $z + \Delta z$ é a profundidade do

furo após o incremento.

A tensão residual em cada incremento é obtida resolvendo a Eq. 3.17.

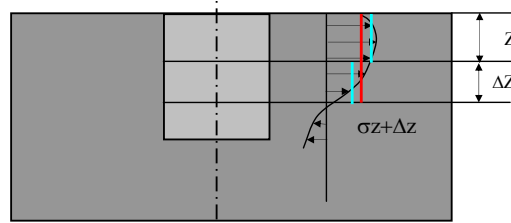


Figura 3.10: Princípio do método da tensão média.[2]

O MTM também é considerado como uma aproximação, uma vez que parte do princípio que a tensão uniforme equivalente é igual à média da tensão em toda a profundidade do furo. Isto seria verdade se as tensões em qualquer profundidade contribuíssem da mesma forma para a relaxação das deformações medidas na superfície. No entanto, o que acontece na prática é que as tensões no material mais perto da superfície têm um contributo muito maior para a relaxação de tensões à superfície do que as tensões localizadas no material a maior profundidade. Por este motivo, a tensão uniforme equivalente é, na verdade, uma média pesada com um desvio para os valores de tensão do material mais próximo da superfície da amostra.[1]

O MTM também pode ser considerado uma aproximação do método integral. Tal como o método da deformação integral, este mantém a somas das linhas das matrizes de calibração \bar{a} e \bar{b} . Porém, a hipótese de que a tensão uniforme equivalente é igual à tensão média em toda a profundidade modifica os coeficientes individuais por forma a torná-los proporcionais aos incrementos do furo, em cada linha. Esta hipótese implicaria que, para incrementos iguais, os coeficientes fossem iguais. No entanto, os maiores coeficientes estão no início de cada linha, indicando que há uma maior sensibilidade às tensões próximas da superfície. No caso de campos de tensão uniforme, mantendo as somas das linhas da matriz obtém-se uma solução de tensão numericamente correcta. Esta será também aceitável se os campos de tensão não forem demasiado não-uniformes.[1]

Os autores da Ref.[14] propuseram um processo de cálculo das tensões residuais em profundidade baseado no MTM e nos trabalhos de Nickola [33] e Schajer [23]. Segundo estes autores, os valores da tensão uniforme equivalente só podem indicar de forma qualitativa a variação das tensões em profundidade, mas são uma boa aproximação da tensão média existente na camada do material referente ao primeiro incremento. Para o segundo e restantes incrementos, os valores só deverão ser considerados

3. A TÉCNICA DO FURO INCREMENTAL

de forma qualitativa, uma vez que a deformação relaxada acumulada em qualquer profundidade é afectada de forma complexa pela relaxação de tensões ocorrida nos incrementos anteriores.[2]

3.4.3 Método da Série de Potências

O método da série de potências (MSP) foi proposto por Schajer [23] em 1981 e é válido em situações onde a tensão varia pouco com a profundidade. Este método permite minimizar a influência dos erros aleatórios de medição da deformação ao usar médias ponderadas. Esta ponderação melhora substancialmente a estabilidade numérica e a fiabilidade dos cálculos, especialmente se forem feitas muitas medições da deformação em pequenos incrementos. Esta característica é inversa ao método integral, onde só se podem usar alguns incrementos relativamente maiores. Em contrapartida, este método tem a desvantagem de apresentar uma resolução espacial mais reduzida.[1]

O MSP tem por base a divisão do campo de tensões em componentes de uma série de potências ${}^0\sigma(h) = 1$, ${}^1\sigma(h) = h$, ${}^2\sigma(h) = h^2$, etc., onde h é a distância até à superfície do material. Usam-se elementos finitos para determinar as funções de calibração ${}^0\bar{a}(h)$, ${}^1\bar{a}(h)$, ${}^2\bar{a}(h)$ e ${}^0\bar{b}(h)$, ${}^1\bar{b}(h)$ e ${}^2\bar{b}(h)$ ¹. Estas funções de calibração são depois usadas como referência em ajustes dos dados de deformação, pelos mínimos quadrados. Assim, o valor de cada componente da série de potências ${}^0\sigma(h)$, ${}^1\sigma(h)$, ${}^2\sigma(h)$, etc., é determinado relativamente ao campo de tensões residuais original. Na prática, muito poucos termos podem ser usados – tipicamente dois – sem o método ficar condicionado numericamente, resultando num campo de perfil linear.[1]

De forma semelhante ao método integral, o MSP só é válido até profundidades de $0,3R_0$ a $0,4R_0$.

Aplicando o método dos mínimos quadrados, a componente hidrostática P vem:

$$\frac{1 + \nu}{E} \begin{bmatrix} \sum \bar{a}_0 \bar{a}_0 & \sum \bar{a}_0 \bar{a}_1 \\ \sum \bar{a}_1 \bar{a}_0 & \sum \bar{a}_1 \bar{a}_1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} P_0 \\ P_1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sum \bar{a}_0 p \\ \sum \bar{a}_1 p \end{bmatrix} \quad (3.18)$$

As componentes Q e T podem ser obtidas por equações idênticas (ver [23, 35]).

A Fig. 3.11 apresenta uma comparação entre os métodos referidos nesta secção.

¹Os valores destes coeficientes estão tabelados na ASTM E 837[13].

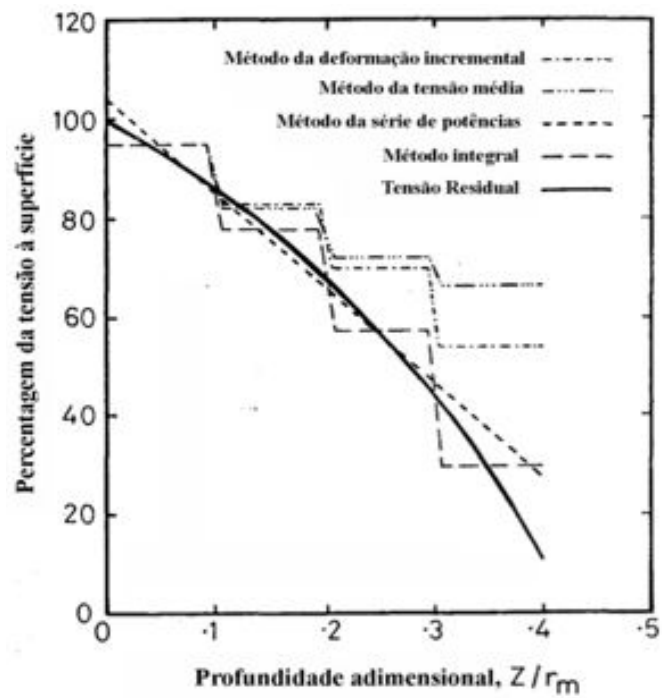


Figura 3.11: Comparação dos resultados obtidos pelos vários métodos de cálculo de tensões residuais. (Adaptado de [1])

3. A TÉCNICA DO FURO INCREMENTAL

4

Materiais e procedimentos

4.1 Materiais

O objecto de estudo deste trabalho experimental foram duas ligas de alumínio. As amostras tiveram a forma de provetes para ensaios de tracção que foram maquinados a partir de chapas adquiridas à GLEICH¹ por intermédio da ThyssenKrupp Portugal².

As ligas de alumínio são um material extremamente versátil, reciclável, rentável e que pode ser usado sob as mais diversas formas e nas mais variadas áreas. As mais comuns são na construção civil, aeroespacial, automóvel, cabelagem eléctrica e embalagem de produtos. A sua baixa densidade (cerca de $2,7 \text{ g/cm}^3$) e resistência mecânica elevada tornam-nas num material de eleição para aplicações estruturais. Adicionalmente, apresentam uma elevada condutividade eléctrica, uma boa resistência à corrosão e podem ser facilmente maquináveis e moldadas.

Foram escolhidas duas ligas com propriedades mecânicas distintas: as ligas 5083 e 7022, com o intuito de se compararem os resultados. Segundo a nomenclatura normalizada, as ligas do tipo 5xxx têm como elemento de liga principal (em termos de percentagem mássica) o magnésio enquanto que as ligas do tipo 7xxx são maioritariamente constituídas por zinco.

Segundo as suas folhas de especificações (ver Apêndice A), a liga 5083 recebeu uma têmpera de homogeneização e de alívio de tensões e possui uma tensão de cedência inferior à da liga 7022. Por sua vez, a liga 7022 é uma liga com uma maquinabilidade e dureza ligeiramente superiores.

A Tabela 4.1 apresenta algumas características dos alumínios seleccionados.

¹GLEICH Aluminiumwerk GmbH & Co. KG, Kaltenkirchen, Alemanha.

²ThyssenKrupp Portugal - Aços e Serviços, Lda., Carregado, Portugal.

4. MATERIAIS E PROCEDIMENTOS

Tabela 4.1: Algumas propriedades dos alumínio seleccionados.[37]

Marca	Liga		$R_{p0,2}$ (MPa)	R_m (MPa)	E (GPa)
	EN AW	Símbolo químico			
G.AL ³ C250	5083	AlMg4,5Mn0,7	110 – 130	230 – 290	70
Certal ⁴	7022	AlZn5Mg3Cu	490 – 495	545 – 555	72

A sigla EN AW (*European Norm Aluminium Wrought*) refere-se à descrição atribuída ao alumínio segundo a norma europeia EN 573-1 – *Composição química e forma dos produtos trabalhados*. As variáveis $R_{p0,2}$, R_m e E representam, respectivamente, a tensão de cedência, resistência à tracção e módulo de Young.

A geometria dos provetes foi a seleccionada por forma a cumprir os seguintes requisitos:

- A zona útil deveria ter uma dimensão adequada de forma a acomodar as rosetas de extensómetros;
- A secção útil dos provetes deveria ter em conta a limitação da máquina de ensaios de tracção utilizada neste trabalho. Esta estava limitada a uma carga máxima de 20 kN;
- Fez-se um estudo da concentração de tensões na zona pino-furo e na zona de curvatura por forma a que, em caso de deformação plástica, esta ocorresse preferencialmente na zona útil.

Estes requisitos conduziram à geometria dos provetes de alumínio representados na Fig. 4.1.

Uma vez que as chapas originais tinham 8 mm de espessura, estas foram maquinadas numa das superfícies até atingir os 6 mm pretendidos.

Na Fig. 4.2, pode ver-se um dos provetes acabados.

Para permitir a distinção entre os vários provetes, estes foram identificados segundo um sistema do tipo CX-Y, onde X é igual a 5 ou 7 se o provete for da liga 5083 ou 7022, respectivamente. Y é uma numeração sequencial para distinguir entre os diferentes provetes da mesma liga. Por exemplo, o provete C5-2 é o provete número 2 da liga 5083.

³G.AL é uma marca registada de GLEICH GmbH.

⁴Certal é uma marca registada de ALCAN VALAIS AG.

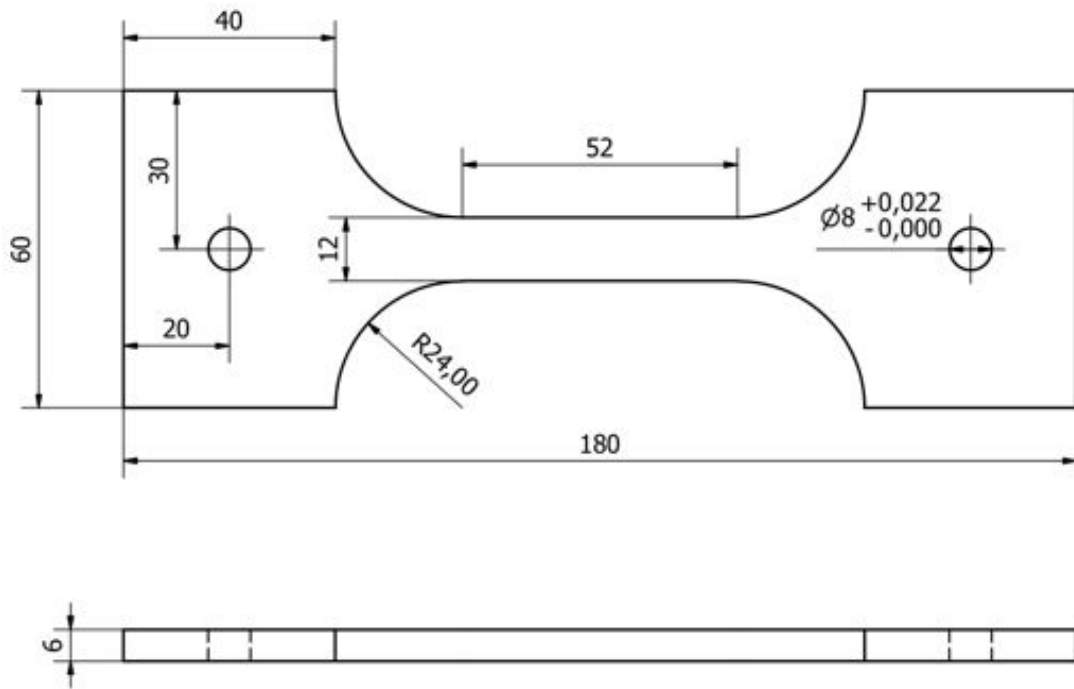


Figura 4.1: Dimensões do provete (em mm).



Figura 4.2: Provete acabado.

4.2 Procedimento experimental

4.2.1 Método proposto

De uma forma global, todo este trabalho experimental prende-se com o estudo do efeito da furação, aquando da aplicação da TFI. Isto é, pretende-se averiguar com que extensão é que as tensões residuais medidas são (ou não) originadas pelo próprio acto de furação.

O estudo do efeito da furação teve contribuições importantes através dos trabalhos de Flaman [38], Beaney e Procter [20], Flaman e Herring [39] e Weng *et. al.* [40]. No entanto, todos eles se limitam a fornecer uma avaliação qualitativa e uma estimativa algo grosseira das tensões residuais induzidas por furação. Além disso, todas estas abordagens só são aplicáveis a materiais metálicos, nos quais é possível alcançar um estado livre de tensões residuais através de um tratamento térmico adequado. Portanto, não contemplam materiais actualmente muito comuns como, por exemplo, os materiais compostos por polímeros ou compósitos cujas tensões residuais iniciais não podem ser aliviadas por tratamento térmico [41]. Como tal, houve necessidade de desenvolver um método que fosse capaz de determinar o efeito da furação com maior precisão e que fosse aplicável a todo o tipo de materiais.

A metodologia proposta e descrita neste trabalho é completamente independente do material que constitui a amostra e da operação de furação (tipo, geometria das ferramentas, parâmetros do furo, etc.). Portanto, o objectivo deste método é melhorar e otimizar as operações de furação, tanto ao nível do fabrico industrial como ao nível da precisão e aplicabilidade da técnica do furo para medição de tensões residuais em vários tipos de materiais. A metodologia assenta na comparação entre o campo de relaxação das deformações obtido por duas vias distintas: por calibração experimental e por simulação numérica. No primeiro caso, as deformações foram medidas aplicando a TFI, estando a amostra em estudo sujeita a uma força de tracção bem definida. No segundo caso, o mesmo campo de deformações foi calculado através da simulação numérica de um furo numa placa semi-infinita sujeita à mesma força de tracção. Os resultados obtidos em ambos os casos são um conjunto de curvas que traduzem a variação da relaxação da deformação em função da profundidade do furo. A comparação directa dos campos de relaxação da deformação, experimental e numérico, permite quantificar as deformações induzidas pelo processo de furação. No entanto, é necessário averiguar a presença de tensões residuais no material existentes antes da furação. A distinção entre estas duas fontes de deformação é fundamental para que a metodologia que se propõe seja exacta. Este problema resolveu-se aplicando uma calibração

experimental diferencial.

Assim, o primeiro passo deste método consiste em eliminar o efeito das tensões residuais pré-existentes na amostra. Para o conseguir, usa-se uma calibração experimental diferencial que se baseia no *princípio da sobreposição*.

O princípio da sobreposição é usado frequentemente para determinar a tensão ou o deslocamento num ponto de uma amostra quando esta está sujeita a uma situação de carga complexa. Dividindo as várias forças nas suas componentes, o princípio da sobreposição afirma que a tensão resultante ou o deslocamento nesse ponto podem ser determinados pela soma algébrica da tensão ou deslocamento provocados por cada componente de força aplicado na amostra. A aplicação deste princípio só é válida se duas condições forem verificadas [42]:

1. A força deve apresentar uma relação linear com a tensão ou deslocamento que se quer medir (i.e. a amostra deve ter um comportamento elástico linear);
2. A força não deve mudar significativamente a geometria original da amostra, pois, se isso acontecer, a direcção e ponto de aplicação das forças e os seus momentos vão alterar-se.

Seja σ_{RS} o valor da tensão residual pré-existente e σ_{1cal} a tensão de calibração aplicada e bem conhecida, à qual corresponde uma carga axial F_1 aplicada durante um ensaio de tracção. A tensão final resultante é dada por

$$\sigma_1 = \sigma_{RS} + \sigma_{1cal} \quad (4.1)$$

Quando for aplicada uma carga F_2 ($F_2 > F_1$), a tensão correspondente é

$$\sigma_2 = \sigma_{RS} + \sigma_{2cal} \quad (4.2)$$

Como, por hipótese, o material só sofre deformação elástica, o valor de σ_{RS} permanece constante. Calculando a diferença entre esses dois estados de tensão, é possível eliminar o efeito da tensão residual existente inicialmente:

$$\Delta\sigma = \sigma_2 - \sigma_1 = (\sigma_{RS} + \sigma_{2cal}) - (\sigma_{RS} + \sigma_{1cal}) = \sigma_{2cal} - \sigma_{1cal} = \Delta\sigma_{cal} \quad (4.3)$$

A Fig. 4.3 mostra esquematicamente o princípio da sobreposição aplicado neste método.

4. MATERIAIS E PROCEDIMENTOS

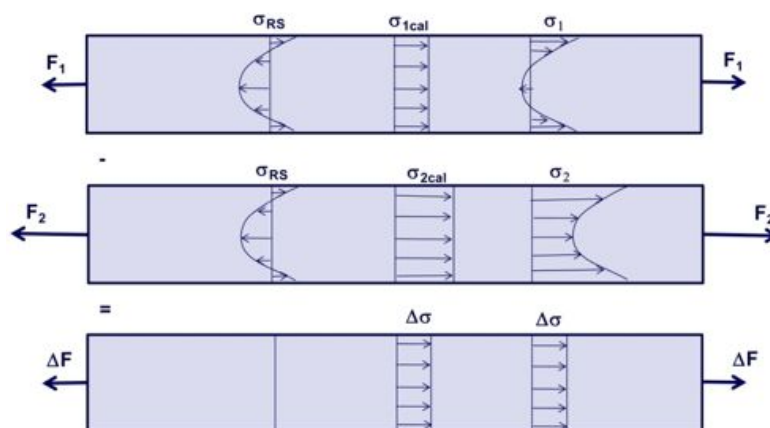


Figura 4.3: Princípio da sobreposição usado no método proposto.

Mais especificamente, a fase experimental consistiu na seguinte sequência de passos:

1. Verificou-se a linearidade do comportamento de tensão-deformação do material (validação do princípio da sobreposição);
2. A amostra foi traccionada com uma carga uniaxial mínima bem conhecida (F_1) e um primeiro incremento é furado. A relaxação da deformação provocada por este primeiro incremento foi medida usando uma roseta de extensómetros normalizada pela ASTM E 837 [13];
3. A carga de tracção foi aumentada para um valor máximo F_2 e a deformação foi medida novamente. O valor de F_2 teve de ser cuidadosamente escolhido para evitar que ocorresse deformação plástica localizada em torno do furo, devido ao fenómeno de concentração de tensões;
4. A carga foi reduzida novamente para o valor mínimo (F_1) e a máquina do furo foi centrada novamente, tendo como referência o furo já efectuado;
5. Repetiram-se os passos 2, 3 e 4 até se atingir um furo com uma profundidade aproximadamente igual ao seu diâmetro;
6. Com os dados obtidos, traçou-se uma curva que representa a relaxação da deformação em função da profundidade do furo $\Delta\varepsilon_{cal}(z)$, para cada extensómetro.

Na fase numérica, recorre-se ao método dos elementos finitos (FEM) para simular o processo de calibração descrito anteriormente. Todos os parâmetros experimentais

e geométricos são considerados, com excepção das tensões residuais pré-existentes e, obviamente, dos efeitos termomecânicos induzidos pelo processo de furação. Resumindo, a simulação recria uma amostra com as mesmas dimensões, as mesmas propriedades mecânicas, sob as mesmas condições experimentais (sem tensões residuais) e onde o furo é feito de modo ideal e perfeito, sem induzir tensões residuais.

Recorrendo a esta simulação, obtém-se os valores da relaxação da deformação ideias em cada incremento e, assim, construir as curvas de deformação em função da profundidade, $\Delta\varepsilon_{\text{FEM}}(z)$.

Por fim, são calculadas as deformações induzidas pelos efeitos termomecânicos da furação. Para isso, faz-se a diferença entre os valores obtidos da relaxação da deformação por via experimental e por via numérica:

$$\Delta\varepsilon_{\text{ind}}(z) = \Delta\varepsilon_{\text{cal}}(z) - \Delta\varepsilon_{\text{FEM}}(z) \quad (4.4)$$

Também é conveniente definir o erro relativo percentual da calibração em relação à simulação numérica. Assim, define-se a variável $E(z)$ da seguinte forma:

$$E(z) = \frac{\Delta\varepsilon_{\text{ind}}(z)}{\Delta\varepsilon_{\text{FEM}}(z)} \times 100[\%] \quad (4.5)$$

O método proposto encontra-se resumido e apresentado na forma de diagrama de fluxo na Fig. 4.4.

4.2.2 Equipamento

4.2.2.1 Máquina de tracção e sistema de furação

O procedimento experimental que foi definido anteriormente requer a aplicação de uma carga sobre o material em estudo. Para o conseguir, os provetes são colocados numa máquina de tracção da marca Monsanto equipada com umas amarras com pino. A tracção é imposta manualmente usando um sistema de manivela que acciona o cabeçote da máquina através de uma engrenagem roda-helicoidal sem-fim de elevada relação de transmissão. A força exercida é medida por uma célula de carga HBM¹ U9B idêntica à da Fig. 4.5a. Esta célula mede uma força máxima de 50 kN.

O provete é fixado à máquina de tracção usando umas amarras especificamente criadas para este tensómetro (ver Fig. 4.5b). Estas amarras foram concebidas para suportar uma força máxima de 20 kN.

¹Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH, Darmstadt, Alemanha.

4. MATERIAIS E PROCEDIMENTOS

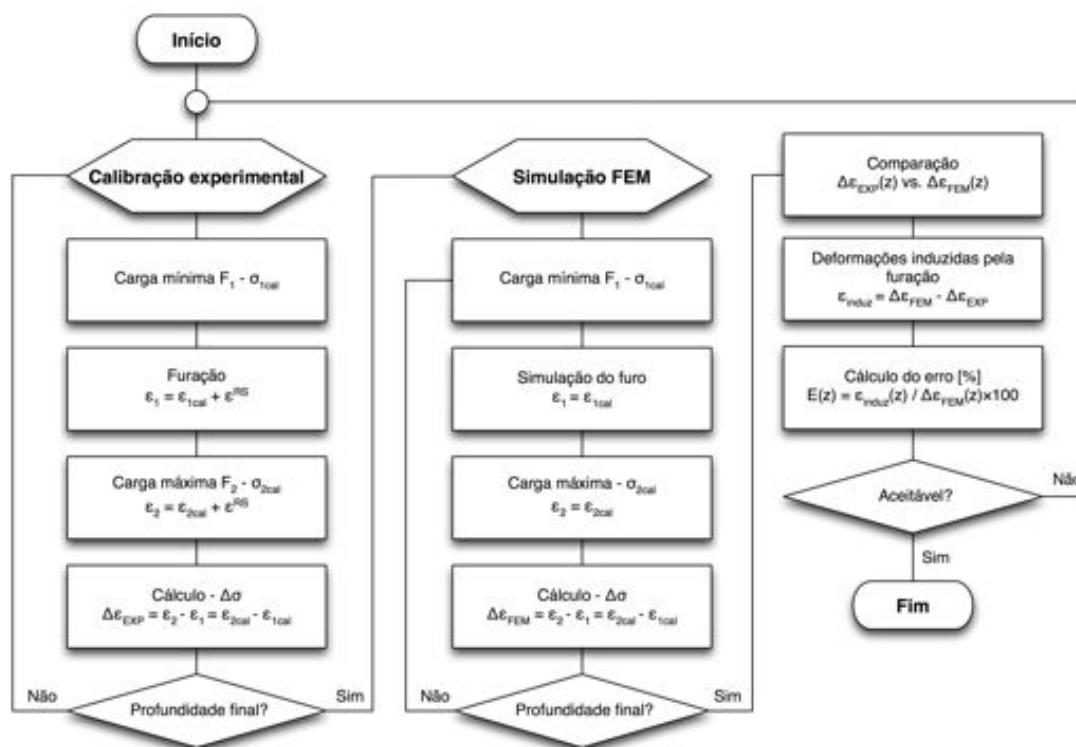
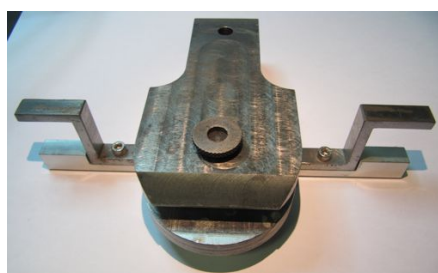


Figura 4.4: Diagrama de fluxo do método proposto para otimizar operações de furação.



(a) Célula de carga HMB U9B.[43]



(b) Amarras usadas para fixar o provete ao tensómetro.

Figura 4.5: Célula de carga e amarras usadas na máquina de tracção.

4.2. Procedimento experimental

A Fig. 4.6, apresenta a máquina de tracção com a célula de carga já montada e um provete fixo nas amarras.

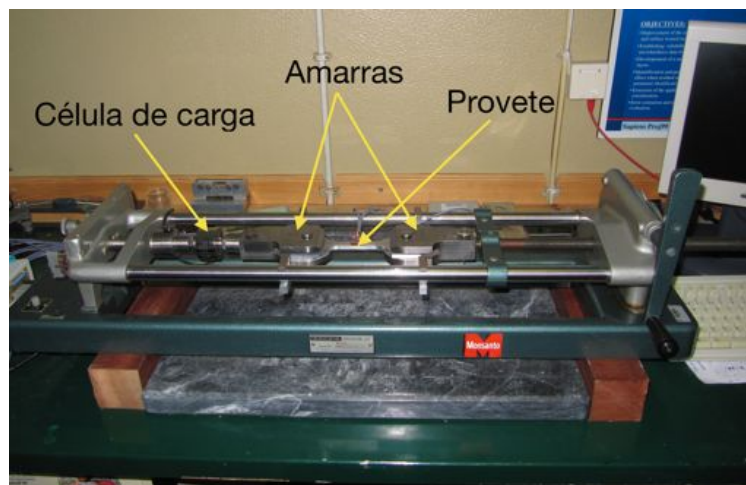


Figura 4.6: Máquina de tracção com a célula de carga, amarras e um provete.

Relativamente à furação incremental do provete, esta é feita recorrendo ao sistema de furação RS-200 da Vishay¹.

O RS-200 consiste essencialmente num suporte que permite regular com precisão o posicionamento de uma turbina a ar, na qual é montada uma fresa que efectua a furação. A preparação do sistema para efectuar uma medição envolve vários passos, entre os quais o seu nivelamento relativamente à superfície da amostra, a centragem relativamente ao centro da roseta e o controlo da profundidade do furo. Todos estes parâmetros são fundamentais para se obterem resultados correctos e evitar a introdução de erros nas medições, logo é necessário que sejam conhecidos e controlados com precisão.

A Fig. 4.7a identifica os principais componentes do sistema RS-200.

O sistema RS-200 também possui um mecanismo anti-flexão que anula o momento flector induzido sobre o provete quando a fresa lhe toca. Sem este mecanismo, os extensómetros iriam detectar deformações parasitas induzidas pela flexão.

Durante este trabalho experimental, foram usadas fresas do tipo cone invertido (ver Fig. 4.7b) com 1,6 mm de diâmetro que são fabricadas pela Brasseler USA² e são revestidas em carboneto de tungsténio (WC).

Para manter o sistema RS-200 numa posição fixa, é usado um suporte próprio para

¹Vishay Precision Group, Inc., Malvern, PA, U.S.A.

²Brasseler USA Dental Instrumentation, Savannah, GA, U.S.A.

4. MATERIAIS E PROCEDIMENTOS

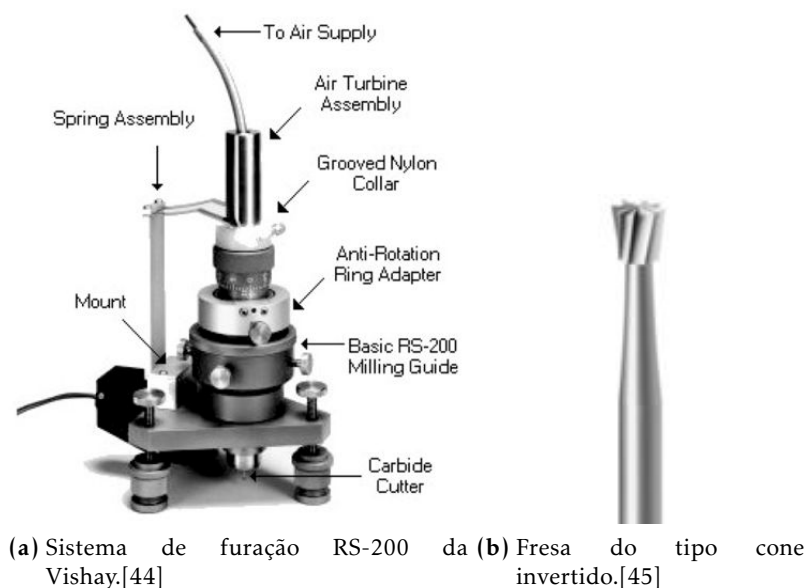


Figura 4.7: Alguns dos elementos que constituem o sistema de furação.

esse efeito que, por sua vez, é fixo ao tensómetro com uns grampos (ver Fig. 4.15).

4.2.2.2 Determinação da frequência de rotação da fresa

O objectivo principal deste trabalho é determinar a influência do processo de furação na indução de tensões residuais. O parâmetro da furação escolhido para realizar esse estudo foi a velocidade de corte da fresa, que, por sua vez, está relacionada com a sua frequência de rotação. Esta variável também é proporcional à pressão do ar que é fornecido à turbina. Assim sendo, os ensaios de calibração foram realizados para três pressões diferentes – 2, 3 e 3,5 bar – de modo a estudar o efeito de três frequências de rotação diferentes. Inicialmente, estava previsto que a terceira pressão fosse 4 bar mas acabou por ser impossível devido a complicações experimentais que são descritas no Cap. 5.

Esta secção descreve o método que foi usado para realizar a determinação da frequência de rotação da fresa.

A metodologia aplicada consiste essencialmente nos seguintes passos:

1. Gravação do som emitido pela turbina;
2. Aplicação de uma FFT (*Fast Fourier Transform*) ao sinal obtido;
3. Análise do espectro da FFT;

4. Determinação da frequência de rotação.

A FFT é um algoritmo matemático que permite o cálculo da transformada de Fourier de uma determinada função. A transformada de Fourier (FT) é, por sua vez, uma função utilizada para representar sinais não periódicos e contínuos no tempo através de composição de sinusóides complexas. Ou seja, permite transformar um sinal do domínio temporal para o domínio da frequência através da sua composição em funções sinusoidais complexas.[46]

Seja $x(t)$ um sinal contínuo e não periódico:

$$f(t) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} F(\omega) e^{j\omega t} d\omega \quad (4.6)$$

A transformada de Fourier deste sinal, representada por $F(\omega)$, é dada por

$$F(\omega) = \int_{-\infty}^{\infty} f(t) e^{-j\omega t} dt \quad (4.7)$$

Geralmente, a FT é uma função complexa. Como tal, é expressa como a soma dos seus componentes reais e imaginários, ou então sob a forma de exponencial, isto é

$$F(\omega) = F_{Re}(\omega) + jF_{Im}(\omega) = |F(\omega)| e^{j\varphi(\omega)} \quad (4.8)$$

Por sua vez, o sinal no domínio temporal também pode ser complexo. Ou seja,

$$f(t) = f_{Re}(t) + jf_{Im}(t) \quad (4.9)$$

Substituindo pelos integrais, temos

$$F(\omega) = \int_{-\infty}^{\infty} f_{Re}(t) e^{-j\omega t} dt + j \int_{-\infty}^{\infty} f_{Im}(t) e^{-j\omega t} dt \quad (4.10)$$

Usando a identidade de Euler¹ e comparando com a Eq. 4.8 temos que

$$\begin{cases} F_{Re}(\omega) = \int_{-\infty}^{\infty} [f_{Re}(t) \cos(\omega t) + f_{Im}(t) \sin(\omega t)] dt \\ F_{Im}(\omega) = - \int_{-\infty}^{\infty} [f_{Re}(t) \sin(\omega t) - f_{Im}(t) \cos(\omega t)] dt \end{cases} \quad (4.11)$$

Como os sinais que são usados neste trabalho são funções reais de t , as Eq. 4.11

¹ $e^{ix} = \cos x + i \sin x$

4. MATERIAIS E PROCEDIMENTOS

simplificam-se e as partes real e imaginária de $F(\omega)$ vêm:

$$\begin{cases} F_{Re}(\omega) = \int_{-\infty}^{\infty} f_{Re}(t) \cos(\omega t) dt \\ F_{Im}(\omega) = - \int_{-\infty}^{\infty} f_{Re}(t) \sin(\omega t) dt \end{cases} \quad (4.12)$$

A FFT é um algoritmo de cálculo da transformada de Fourier derivado da DFT (*Direct Fourier Transform*). Existem vários algoritmos de FFT e todos eles são otimizados para calcular a FT de uma forma mais rápida que a DFT.

Neste caso em concreto, o sinal $f(t)$ que se considera é o som da turbina a várias pressões. Este sinal é contínuo e não periódico, logo é possível aplicar-lhe a FT.

Os resultados da FFT permitem construir o espectro das magnitudes das frequências que compõem o sinal. A interpretação desse espectro foi feita assumindo que o pico de frequência com maior magnitude correspondia à frequência rotacional da fresa. Este raciocínio fundamenta-se no facto de que, em situações onde não há ruído externo, o som mais facilmente audível é obviamente aquele que é produzido pela turbina. Logo, o sinal sonoro gravado apresenta, na sua grande maioria, componentes de frequência relativos à frequência de rotação da turbina, os quais terão uma maior magnitude. Assim, observando o espectro de frequências produzido pela FFT, é possível descobrir qual é a frequência rotacional da turbina, uma vez que será igual à frequência do pico com maior magnitude.

Para uma dada frequência ω , a sua magnitude é dada por

$$|F(\omega)| = |F_{Re}(\omega) + F_{Im}(\omega)| \quad (4.13)$$

No plano imaginário, a magnitude é a distância à origem de um dado ponto.

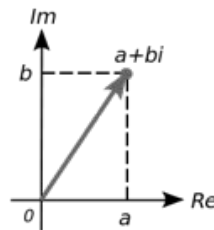


Figura 4.8: Número complexo no plano imaginário.[47]

O som da turbina foi gravado num ambiente isento de ruído, em formato WAV de 16 bits e com uma frequência de amostragem de 44,1 kHz. Depois de gravado, a FFT

foi aplicada ao sinal através do software OriginPro 8.5¹.

Uma das hipóteses que foi inicialmente sugerida para medir a frequência de rotação da fresa foi usar a técnica da estroboscopia. Esta técnica consiste em fazer incidir sobre a fresa uma fonte de luz bem colimada (e.g. um laser) e medir a intensidade da luz reflectida com um fotodetector. Colar-se-ia uma pequena área negra sobre a fresa e, a cada rotação, o sinal no fotodetector teria uma queda, que correspondia ao instante em que a luz era absorvida por essa área. Analisando o sinal em função do tempo, seria possível determinar a frequência de rotação da fresa. Esta hipótese foi deixada de parte por motivos de tempo para construir um sistema deste tipo.

4.2.2.3 Extensometria eléctrica

Quando o método do furo foi proposto por Mathar [15], em 1934, as deformações eram medidas com extensómetros mecânicos que não apresentavam grande fiabilidade. No entanto, esta técnica requer que as deformações da relaxação das tensões do furo sejam medidas com grande precisão. Em 1950, Soete e Vancrombrugge [16] introduziram a medição com extensometria eléctrica com a intenção de melhorar a precisão das medidas. Na actualidade, esta é a técnica mais comum de medida das deformações com o método do furo.

Actualmente, a norma ASTM E 837-08 [13] padroniza a determinação de tensões residuais pela técnica do furo incremental. Segundo esta referência, a instrumentação usada deve apresentar uma resolução mínima de $\pm 2 \mu\epsilon$ e estabelece 3 tipos de roseta: A, B e C (ver Fig. 4.9). Cada uma delas tem dimensões bem definidas, sendo que a roseta A existe em 3 tamanhos diferentes. A roseta do tipo A é a mais comum. Devido à disposição dos seus extensómetros, a roseta B é particularmente útil em zonas de acesso difícil, como juntas soldadas. A roseta do tipo C difere das restantes no número e disposição dos extensómetros. Esta roseta possui 6 extensómetros: 3 dispostos radialmente e 3 tangencialmente.



Figura 4.9: Tipos de roseta definidos na norma ASTM E837-08.[13]

¹OriginLab Corporation, Northampton, MA, U.S.A.

4. MATERIAIS E PROCEDIMENTOS

A medição das relaxações das deformações provocadas nos ensaios de calibração foi feita usando extensometria eléctrica. Existem muitos tipos de extensómetros, sendo que os que foram usados nestas actividades experimentais são do tipo *folha* (*foil strain gage*). São constituídos por uma folha metálica resistiva (3 a 6 μm de espessura), geralmente disposta em grelha, que é colocada sobre uma base de filme plástico (15 a 16 μm de espessura) e coberta com um filme laminado (ver Fig. 4.10a).[48]

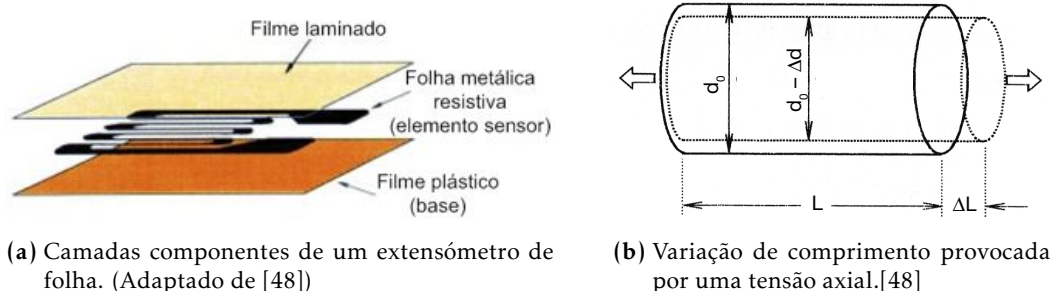


Figura 4.10: Constituição de um extensómetro e ilustração do conceito de deformação.

A deformação de um material é um valor adimensional que representa o quociente entre a variação do seu comprimento ΔL e o seu comprimento inicial L (ver Fig. 4.10b). No contexto da análise tensões residuais, as deformações têm geralmente valores muito reduzidos e são expressas em partes por milhão, ou seja $\frac{\Delta L}{L} \times 10^{-6} = \frac{\mu\text{m}}{\text{m}}$ (em unidades SI). Esta designação tem o nome de *microstrain* (μst ou $\mu\epsilon$).

O uso de extensómetros para medir deformações parte da hipótese que a deformação da amostra é transferida totalmente (i.e. sem perdas) para o extensómetro. Como tal, é necessário que ambos estejam firmemente aderidos um ao outro. Se isto se verificar, quando a amostra sofre uma contracção ou alongação, existe uma variação mensurável da resistência eléctrica da grelha do extensómetro. É possível, então, relacionar a deformação do material com a variação de resistência da grelha da seguinte forma

$$\frac{\Delta R}{R} = K_s \frac{\Delta L}{L} = K_s \cdot \epsilon \quad (4.14)$$

onde R é a resistência original da grelha (tipicamente 120 ou 350 Ω), ΔR é a variação de resistência da grelha provocada pela deformação, K_s é o factor do extensómetro e ϵ é a deformação. K_s representa a sensibilidade do extensómetro a medir a deformação e o seu valor depende do material metálico usado para fabricar a grelha.

Neste trabalho, foram usados extensómetros individuais e rosetas de extensóme-

4.2. Procedimento experimental

tros. As rosetas não são mais do que vários extensómetros (geralmente 3 ou 6) agrupados, com orientações relativas bem definidas e encapsulados no mesmo filme plástico.

Os provetes usados nos ensaios de calibração da furação foram instrumentados com uma roseta de extensómetros Vishay CEA 13-062UL-120 (na face de cima) e com um extensómetro Kyowa¹ KFEL 2-120-C1 (na face de baixo). Este último serve para detectar possíveis desalinhamentos ou empenos do provete. Numa situação de alinhamento perfeito, o extensómetro 1 da roseta e o controlo detectam uma deformação igual. Os ensaios de determinação das tensões residuais antes e depois da maquinaria foram feitos usando uma roseta Vishay CEA-13-062UM-120.

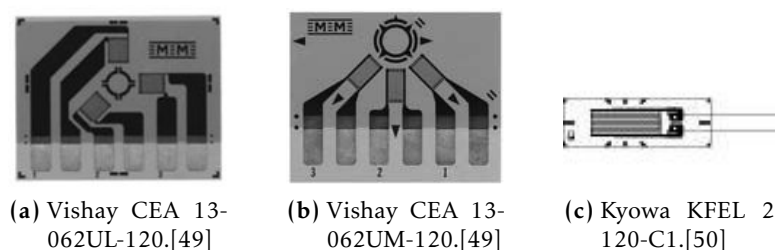


Figura 4.11: Rosetas e extensómetro usados neste trabalho.

A numeração dos extensómetros das rosetas é feita da forma apresentada na Fig. 4.12.

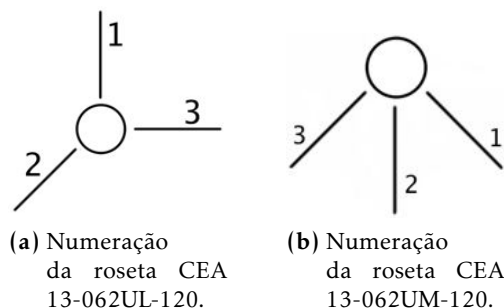


Figura 4.12: Numeração dos extensómetros nas rosetas usadas.

As rosetas escolhidas são autocompensadas para o alumínio mas o extensómetro de controlo teve de ser compensado através de um extensómetro externo idêntico.

Esta compensação é relativa ao efeito da temperatura. Este é um dos problemas da medição de deformações por extensometria. Além de qualquer carga existente, a variação de temperatura provoca uma variação das dimensões do material em estudo, que possui um determinado coeficiente de expansão térmica. Este fenómeno induz

¹Kyowa Electronic Instruments Co., Ltd., Tokyo, Japão.

4. MATERIAIS E PROCEDIMENTOS

uma deformação aparente e indesejada no extensómetro.

A compensação soluciona este problema e pode ser feita de duas formas:[48]

1. Com um extensómetro externo (no caso do Kyowa KFEL-2-120-C1). Cola-se um extensómetro idêntico numa amostra em repouso do mesmo material e sujeita à mesma temperatura. Os dois extensómetros são ligados a ramos adjacentes da ponte de Wheatstone (usada para medir as deformações). Como ambos sofrem as mesmas deformações induzidas pela temperatura, a tensão de saída da ponte é zero, porque estão ligados a ramos adjacentes.
2. Por autocompensação (nos casos da Vishay CEA-13-062UL-120 e CEA-13-06UM-120). Ou seja, o próprio extensómetro efectua a compensação. Sejam β_s e β_g os coeficientes de expansão linear do extensómetro e da amostra, respectivamente. A deformação induzida termicamente no extensómetro por grau de temperatura, ε_T , é dada por

$$\varepsilon_T = \frac{\alpha}{K_s} + (\beta_s - \beta_g)$$

Anulando o primeiro termo desta equação, temos $\alpha = K_s(\beta_g - \beta_s)$, sendo α o coeficiente de temperatura da resistência eléctrica do extensómetro e K_s o factor do extensómetro. K_s , β_g e β_s são constantes dos materiais. No entanto, é possível controlar o valor de α por tratamento térmico durante a produção do extensómetro de modo a que ambos os lados dessa equação sejam iguais e que $\varepsilon_T = 0$.

Quando os fios de ligação entre os extensómetros e o sistema de aquisição de dados têm um comprimento considerável, é ainda necessário compensar os efeitos da temperatura sobre esses fios. Neste trabalho, os fios são suficientemente curtos para desprezar este efeito.

Depois de serem colados ao provete, a resistência entre os dois terminais de cada extensómetro foi verificada com um multímetro, de modo a detectar eventuais ligações defeituosas. O seu valor teórico era de 120 Ω , que corresponde à resistência dos extensómetros.

Neste trabalho experimental, foram ainda usados diversos produtos químicos para limpar a superfície do provete e para colar os extensómetros/rosetas. A ausência de gorduras ou outros contaminantes é fundamental para permitir uma boa fixação do extensómetro à amostra. Por sua vez, só uma boa fixação do extensómetro é que permite adquirir dados precisos. As referências [54] e [55] fornecem instruções detalhadas para a preparação da superfície e colagem dos extensómetros.

4.2.2.4 Sistema de aquisição de dados

As deformações medidas pelos extensómetros têm normalmente valores muito reduzidos. Como consequência, as variações de resistência também o são e é muito difícil medi-las directamente com um simples ohmímetro, por exemplo. Assim, o extensómetro tem de fazer parte de um sistema onde a sua resistência possa ser determinada com precisão. O primeiro componente desse sistema é o próprio extensómetro, que converte deformação numa variação de resistência eléctrica.

O segundo componente é um circuito de medição, sendo tipicamente uma ponte de Wheatstone. Este circuito é, na verdade, o equivalente a dois divisores de tensão em paralelo. Tem quatro configurações possíveis: quarto de ponte, meia ponte e ponte completa. Neste trabalho, todos os extensómetros são ligados em quarto de ponte, ou seja, a resistência num dos braços da ponte é desempenhada pelo extensómetro (ver Fig. 4.13).

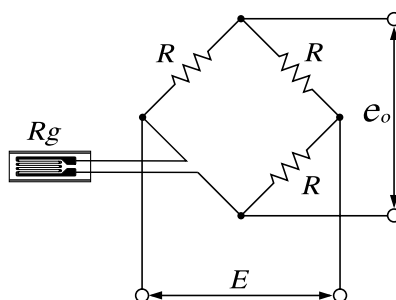


Figura 4.13: Esquema eléctrico de uma medição em $\frac{1}{4}$ de ponte de Wheatstone.[51]

Tanto o extensómetro como o circuito são componentes passivos, no sentido físico. Ou seja, é necessário fornecer-lhes energia para estes devolverem um sinal. Esta energia auxiliar é fornecida normalmente por uma fonte de tensão eléctrica alternada. Quando a resistência do extensómetro se altera devido a uma deformação, o circuito da ponte perde a sua simetria e a ponte fica desequilibrada (por oposição a uma ponte balanceada). Nesse caso, a ponte produz uma tensão de saída proporcional a esse desequilíbrio.

O sinal de saída da ponte pode ser expresso em termos de deformação ($\mu\epsilon$) ou de voltagem (mV/V). Na Eq. 4.15, está expressa a relação entre a deformação e a voltagem da ponte, para uma configuração em quarto de ponte.

$$e_o = \frac{E_b}{4} K_s \cdot \epsilon \quad (4.15)$$

Nesta equação, e_o , E_b e ϵ são a voltagem de saída, a voltagem de excitação da ponte

4. MATERIAIS E PROCEDIMENTOS

e a deformação, respectivamente.[51]

O terceiro componente do sistema é um amplificador que serve para amplificar o sinal de saída da ponte, uma vez que estes têm, geralmente, valores muito reduzidos.

Finalmente, o quarto componente do sistema é aquele que permite ao utilizador visualizar e armazenar os dados obtidos (tipicamente um computador).

Neste trabalho, os valores das deformações medidas pelos extensómetros foram adquiridos com um sistema HBM Spider8-30.



Figura 4.14: Sistema de aquisição de dados HBM Spider8-30.[52]

O Spider8-30 é um sistema electrónico de medição para PC para a medição eléctrica de variáveis mecânicas tais como a deformação, força, pressão, aceleração, etc. Todo o condicionamento de sinal (excitação dos extensómetros, amplificação, digitalização e interface com o computador, para um máximo de 8 canais) são combinados no interior de um único encapsulamento. Este é ligado a um computador através de uma interface série RS-232. Este aparelho usa um amplificador com uma frequência da portadora de 600 Hz para gerir todas as tarefas de medição dos extensómetros. Também possui a funcionalidade de fazer uma calibração *shunt* dos extensómetros montados em quarto de ponte através de três resistências de compensação (120 Ω , 350 Ω e 700 Ω). A calibração *shunt* é usada para determinar e corrigir as perdas de sensibilidade do sistema. Quando activada, produz idealmente um desvio de +1 mV/V no canal.[53] No computador, os dados são apresentados ao utilizador com o software catman® Express 4.0 da HBM.

Na Fig. 4.15, é apresentado o aparato experimental completo, pronto a efectuar uma medição. É possível observar todos os elementos abordados anteriormente.

4.2.2.5 O software GTR e o cálculo das tensões residuais

O cálculo das tensões residuais a partir das deformações obtidas por extensometria eléctrica foi feito recorrendo ao software GTR. Este permite fazer o cálculo segundo o método integral (MI), o método da tensão média (MTM) e o método da série de potências (MSP).

É frequente, durante a aquisição do sinal das deformações, que ocorram pequenos erros de leitura inerentes ao processo. De maneira a uniformizar esses erros de

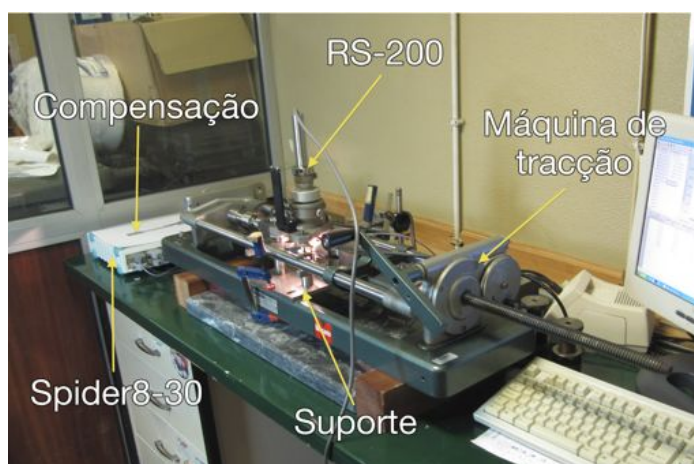


Figura 4.15: Montagem experimental completa.

leitura, o programa possui a opção de suavizar as curvas de deformação através de aproximações polinomiais. A suavização é definida pelo utilizador, sendo o seu grau de aproximação imposto por um parâmetro em percentagem. Esse parâmetro, denominado por *percentagem de suavização* (ou *smoothing*), é definido como o valor médio de desvio entre cada ponto da curva de leitura e cada ponto da curva de suavização. O algoritmo de obtenção das curvas de suavização consiste em fazer sucessivas aproximações com polinómios de ordem crescente até se obter uma curva de suavização cujo desvio médio seja igual ou inferior ao valor definido pelo parâmetro de *smoothing*. É preciso haver algum cuidado no uso desta opção pois podem ser obtidos resultados das tensões residuais muito diferentes das reais. A percentagem de suavização deverá ser a mínima necessária, de modo a diminuir a dispersão inicial das curvas de relaxação de deformação obtidas experimentalmente. Dessa forma, a dispersão final nos perfis de tensão residual também é diminuída.

Perante várias opções para o método de cálculo das tensões residuais, optou-se geralmente por apresentar os resultados dados pelo MTM. Nos cálculos de tensões residuais, o MTM obteve sempre resultados relativamente mais correctos que o MI, por exemplo. A maioria dos resultados do MI apresentam grandes dispersões que são devidas à sua grande sensibilidade a erros de natureza experimental. Visto que, nesta situação, não era expectável que o perfil de tensões residuais tivesse gradientes fortes, essas variações bruscas não têm sentido. Quando se usa o MI, o furo é feito geralmente em 4 ou 5 incrementos. Neste caso concreto, com 20 incrementos, os erros acumulados na medição das deformações acabam por produzir tensões residuais irrealistas. O MSP também foi preterido porque a sua resolução espacial é demasiado reduzida, sendo

4. MATERIAIS E PROCEDIMENTOS

que as tensões residuais calculadas apresentam sempre um perfil linear.

A Fig. 4.16 alguns resultados obtidos por cada um dos métodos anteriores e é visível que o MI apresenta resultados mais correctos que os restantes.

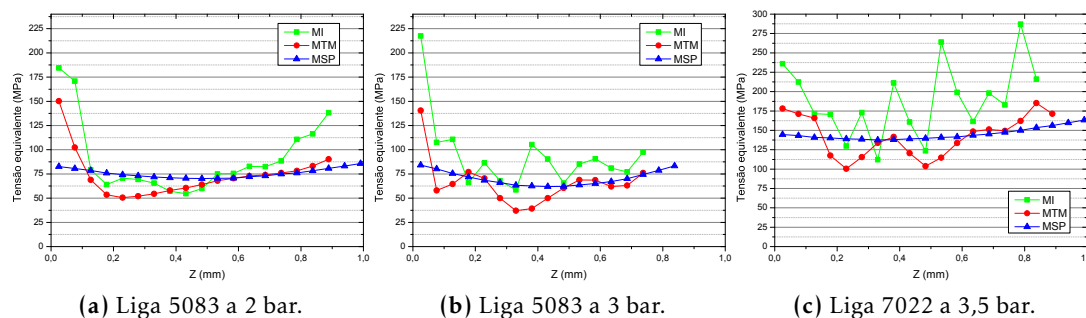


Figura 4.16: Comparação dos métodos de cálculo em alguns ensaios.

Salvo indicação em contrário, todos os gráficos que apresentam resultados de tensões residuais foram obtidos com o MTM.

O software *GTR* apresenta como resultados finais as seguintes grandezas, para cada incremento:

- σ_1 : tensão principal máxima (MPa);
- σ_2 : tensão principal mínima (MPa);
- τ_{\max} : tensão de corte máxima (MPa);
- σ_x : tensão segundo Ox , no referencial da roseta (MPa);
- σ_y : tensão segundo Oy , no referencial da roseta (MPa);
- τ_{xy} : tensão de corte no plano xy (MPa);
- β : ângulo horário entre o eixo Ox da roseta e σ_1 ($^\circ$).

Uma forma de descrever completamente o estado de tensão num ponto do material é usar a tensão equivalente, também chamada de *tensão de von Mises*. A tensão equivalente é uma formulação do critério de cedência de von Mises em termos de tensão.

A formulação geral do critério de von Mises é dada por

$$\sigma_{\text{eq}} = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\sigma_{xy}^2 + \sigma_{yz}^2 + \sigma_{zx}^2)]} \quad (4.16)$$

4.2. Procedimento experimental

Em termos de tensões principais, a Eq. 4.16 vem

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2]} \quad (4.17)$$

Num estado plano de tensão, $\sigma_3 = 0$, logo

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\sigma_1^2 - \sigma_1\sigma_2 + \sigma_2^2} \quad (4.18)$$

As tensões residuais são apresentadas sob a forma de tensão equivalente, uma vez que esta grandeza descreve melhor o estado de tensão num ponto do que qualquer uma das outras variáveis descritas anteriormente.

No caso da calibração experimental, os provetes forma submetidos a uma tensão uniaxial. Neste cenário, teoricamente devia verificar-se que $\sigma_1 = \sigma_x = \sigma_v$. No entanto, a furação pode induzir tensões adicionais que irão modificar o cenário ideal. A tensão permite ter em conta o contributo dessas tensões adicionais.

A Fig. 4.17 apresenta algumas imagens do ambiente do software GTR.

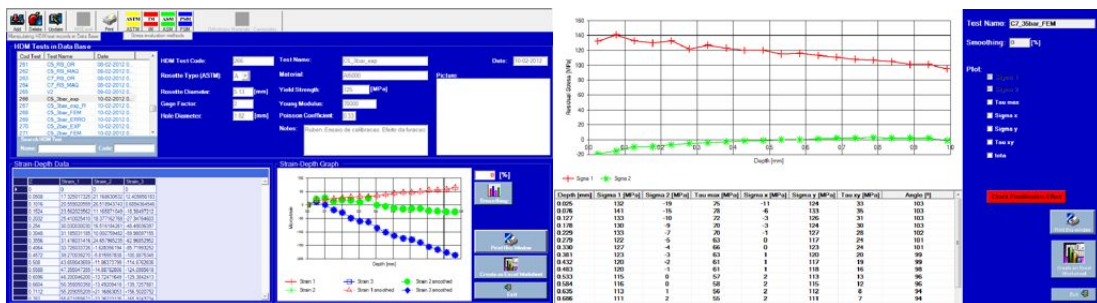


Figura 4.17: Screenshots do software GTR.

4.3 Procedimento numérico

A simulação numérica do processo de furação descrita na primeira secção deste capítulo foi feita recorrendo ao software ANSYS Multiphysics 13.0¹. Este programa possui uma linguagem paramétrica conhecida como APDL (*ANSYS Parametric Design Language*), que foi utilizada para criar *scripts* com todas as instruções necessárias para a obtenção dos valores de $\Delta\varepsilon_{\text{FEM}}(z)$ (ver Eq. 4.5).

O ANSYS usa um procedimento numérico chamado de *Método dos Elementos Finitos* (FEM) para obter a solução aproximada de um sistema de equações diferenciais. Essas equações diferenciais são a formulação matemática dos parâmetros de muitos problemas comuns em diversas áreas da Engenharia tais como estática, dinâmica, análise estrutural (linear e não-linear), transferência de calor, fluídos ou electromagnetismo. A resolução destas equações sujeitas a algumas condições (i.e. condições iniciais e condições fronteira), a par das leis constitutivas, permite a previsão do futuro de um dado fenómeno (determinismo). Ou seja, através de FEM, é possível prever de uma forma muito bem aproximada o comportamento de um certo fenómeno físico, sabendo as condições às quais é sujeito.[56]

Com o ANSYS, a resolução destes problemas é feita em três fases, que correspondem a três ambientes do programa:

1. Pré-processamento;
2. Solução;
3. Pós-processamento.

Neste trabalho, foram usados três *scripts* diferentes, contendo instruções para serem executadas em cada uma destas fases, sequencialmente. Nas subsecções seguintes, a descrição das fases é feita considerado o caso específico do trabalho experimental desta tese.

4.3.1 Pré-processamento

O ambiente de pré-processamento serve para estabelecer a geometria do problema. Esta é definida em termos de linhas, áreas e volumes. Depois de definidos os limites físicos, é necessário escolher o tipo de elemento que será usado para discretizar o objecto, isto é, dividi-lo em vários elementos de tamanho menor. Existem diversos tipos

¹ANSYS, Inc., Canonsburg, Pennsylvania, USA.

elementos, cada um com características e aplicações diferentes. A este processo de discretização, chama-se *malhagem* ou, em inglês, *meshing*. A malhagem é um processo muito importante e os seus parâmetros devem de ser definidos cuidadosamente. Por exemplo, quanto mais grosseira for a malha, mais inexactos vão ser os resultados finais do problema. Por outro lado, se a malha for demasiado fina os resultados vão ser muito próximos do valor real do problema mas o processo de resolução será mais demorado (dependendo do poder computacional disponível). Por isso, é necessário manter um compromisso entre a precisão dos resultados finais e tempo de processamento.

Nesta fase, também se determinam as características do material (e.g. módulo de elasticidade e coeficiente de Poisson).

Para este trabalho, escolheu-se fazer a malhagem com o elemento SOLID185. Este é um elemento sólido estrutural tridimensional com 8 nós e está representado na Fig. 4.18.

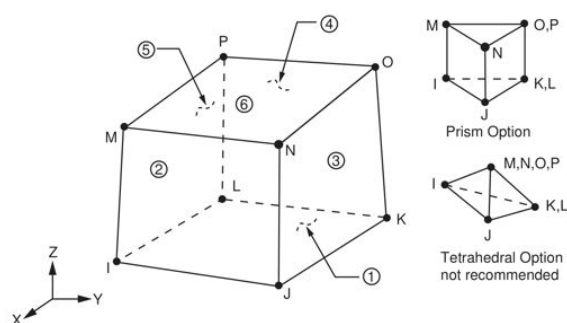


Figura 4.18: Elemento SOLID185.[57]

Quando o *script* é carregado, surge uma janela de diálogo que pede ao utilizador para inserir vários parâmetros necessários para a construção do modelo 3D da chapa. Estes são:

- Ra – Raio do furo [mm].
- hmax – Profundidade máxima do furo [mm].
- espinc – Profundidade (espessura) de cada incremento [mm].
- ros – Tipo de roseta (ASTM). Dependendo do tipo de roseta usado, os extensómetros têm dimensões e disposições distintas. Como tal, as áreas nas quais é necessário fazer a integração das deformações são diferentes. Existem 5 opções (tipos) para este parâmetro: A pequena, A média, A grande, B e C.
- tensao – Tensão de calibração $\Delta\sigma$ (aplicada segundo o eixo dos xx) [MPa].

4. MATERIAIS E PROCEDIMENTOS

- EX1 – Módulo de elasticidade [MPa].
- PRXY1 – Coeficiente de Poisson.

O resultado final deste *script* é o modelo tridimensional de um quarto de uma chapa com a malhagem feita (ver Fig. 4.19).

Optou-se por só modelar um quarto da chapa porque o problema possui simetria segundo o eixo dos xx e dos yy e, assim, é possível poupar tempo de processamento, sem comprometer a validade dos resultados. Para tal, foram impostas condições de simetria (*symmetry boundary conditions*) sobre os eixos mencionados. A preocupação em reduzir o tempo de cálculo também levou a que a espessura do modelo fosse reduzida de 6 mm (espessura real dos provetes) para 4 mm, sem perda de rigor dos resultados. Os efeitos de bordo devidos ao furo podem ser desprezados quando a espessura do modelo for razoavelmente maior que a profundidade máxima do furo. Neste caso, tem-se, que a espessura é 4 vezes superior ao diâmetro do furo, constatando-se que, dessa forma, não existem efeitos de bordo.

Note-se que a malha foi especialmente refinada na zona mais próxima do furo e tem uma propagação concêntrica em relação a este. A malha fica progressivamente mais grosseira à medida que a profundidade e a distância do centro do furo aumentam (ver Fig. 4.19b).

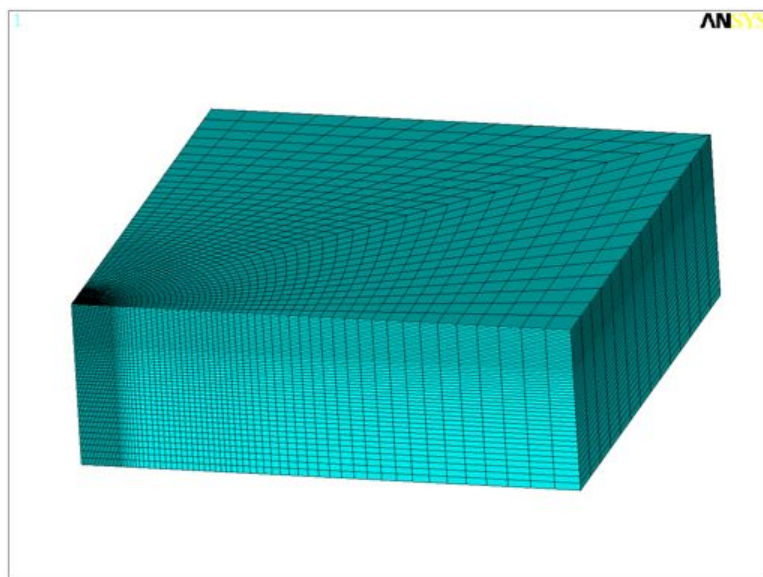
4.3.2 Solução

A fase de solução consiste em especificar as cargas e constrangimentos (de translação ou rotação) aplicados ao modelo 3D. Depois disto, ocorre a resolução do conjunto de equações que daí resultam.

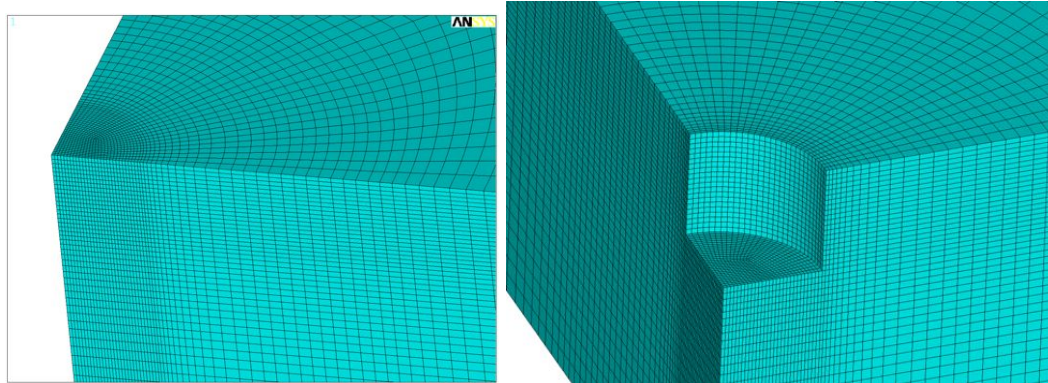
É neste passo da simulação que ocorre a simulação da furação. Uma vez que esta tem de ser feita de forma “perfeita”, a melhor maneira de o conseguir é fazer “desaparecer” os elementos contidos na zona do furo. No ANSYS, isto é possível com a opção de morte dos elementos (*ekill*). Assim, o *script* correspondente a esta fase contém instruções para que os elementos contidos num volume definido entre os raios 0 e R_a , e com uma espessura igual a $espinc$ sejam mortos. Estes comandos são repetidos até que o furo atinja a sua profundidade máxima (h_{max}).

A resolução das equações que conduzem à solução é feita segundo um algoritmo chamado de *solver*. O ANSYS disponibiliza vários *solvers* diferentes, sendo que, neste trabalho, foi usado o PCG¹.

¹Do inglês, *Preconditioned Conjugate Gradient*.



(a) Modelo completo.



(b) Pormenor da zona do furo.

(c) Pormenor do furo à profundidade máxima.

Figura 4.19: Malha do modelo 3D usado na simulação numérica.

4. MATERIAIS E PROCEDIMENTOS

4.3.3 Pós-processamento

O ambiente de pós-processamento permite a visualização personalizada dos resultados da simulação. É possível, por exemplo, optar por ter uma lista dos deslocamentos nodais, forças e momentos de cada elemento, gráficos de deflecção, e diagramas de contorno de tensão ou mapas de temperatura. [56]

Nesta fase da simulação, o terceiro *script* define zonas da superfície do modelo 3D que correspondem ao local onde estão colocados os extensómetros da roseta. Isto é feito cobrindo essas áreas com vários *paths* paralelos (ver Fig. 4.20). Os *paths* são caminhos definidos no modelo ao longo dos quais é possível mapear qualquer variável do sistema. Neste caso, as variáveis desejadas são a deformação elástica segundo xx (EPELX) e segundo yy (EPELY). Integrando os valores dessas variáveis na área correspondente aos extensómetros, é possível obter o valor médio ideal da deformação que estes deveriam medir.

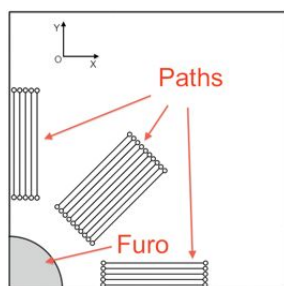


Figura 4.20: Esquema da posição dos *paths* relativamente à zona do furo.

Note-se que, devido à simetria do modelo, a simulação dos extensómetros segundo Ox e Oy é feita só com metade da área respectiva.

A integração das deformações na área dos extensómetros é a tarefa fundamental deste pós-processamento. Neste *script*, a largura dos extensómetros é ocupada por 20 *paths* equidistantes, cada um deles dividido em 100 partes perfazendo um total de 2000 pontos. Em cada um destes pontos, é necessário calcular a deformação resultante segundo a direcção à qual o extensómetro é sensível, ou seja, radialmente à sua orientação.

Genericamente, em cada extensómetro, o cálculo da deformação integrada é feito da seguinte forma

$$\varepsilon_{int} = \frac{1}{A} \int_A \varepsilon_r dA \approx \frac{1}{A} \sum_{i=1}^o \sum_{j=1}^p \varepsilon_{r(i,j)} \Delta A = \frac{1}{o \cdot p} \sum_{i=1}^o \sum_{j=1}^p \varepsilon_{r(i,j)} \quad (4.19)$$

onde A é a área da grelha, $\varepsilon_{r(i,j)}$ é a deformação radial no ponto (i, j) e o e p , neste caso, são 20 e 100, respectivamente, pois representam o número de *paths* e o número de divisões em cada um deles.

Escolhendo um ponto arbitrário da superfície do modelo (com índices i e j), a deformação radial $\varepsilon_{r(i,j)}$ é dada como a soma das projecções de ε_x e ε_y segundo a direcção radial, nesse ponto:

$$\varepsilon_{r(i,j)} = \varepsilon_{x(i,j)} \cos \alpha + \varepsilon_{y(i,j)} \cos \beta \quad (4.20)$$

ε_x e ε_y correspondem aos valores das variáveis EPELX e EPELY no ponto (i, j) , respectivamente, pois são definidos relativamente ao sistema cartesiano de coordenadas do ANSYS. Os ângulos α e β encontram-se representados na Fig. 4.21.

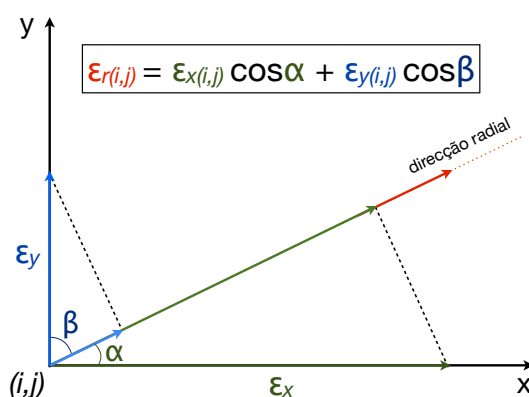


Figura 4.21: Cálculo da deformação resultante segundo a direcção radial, num ponto genérico à superfície do modelo.

A Eq. 4.20 dá o valor de $\varepsilon_{r(i,j)}$ para um ponto genérico à superfície do modelo. No entanto, a orientação dos extensómetros das rosetas é bem definida. Neste caso, os cálculos são feitos para uma roseta do tipo A. Para os extensómetros 1, 2 e 3, as direcções dos extensómetros são 90° , 45° e 0° , respectivamente. Nesta situação, os cálculos acabam por ser mais simples, visto que, para os extensómetros 1 e 3, os valores de $\cos \beta$ e $\cos \alpha$ se anulam. No caso do extensómetro a 45° , $\cos \alpha = \cos \beta = \frac{\sqrt{2}}{2}$.

Depois das iterações dos somatórios, o *script* divide o valor total obtido pelo número de pontos, fazendo assim uma média dos valores da deformação radial em todos os pontos considerados. Na prática, é isto que o extensómetro real mede: um valor médio da deformação radial debaixo da área que cobre.

4. MATERIAIS E PROCEDIMENTOS

5

Resultados experimentais e discussão

5.1 Resultados experimentais

Nesta secção, são apresentados todos resultados experimentais que foram obtidos. Estes incluem:

- A determinação da frequência de rotação da fresa;
- A determinação das tensões residuais antes e depois da maquinagem dos proveites;
- Os ensaios de tracção para determinar o comportamento elástico das amostras na gama de tensões escolhidas;
- A calibração experimental que permite obter as deformações induzidas pelo processo de furação.

Salvo indicação em contrário, os gráficos de tensão residual apresentados daqui em diante foram calculados com o MTM. Os resultados são apresentados até uma profundidade de cerca de metade do diâmetro do furo, dado que, esta é uma limitação do cálculo numérico usado pela própria técnica do furo incremental.

5.1.1 Avaliação da frequência de rotação da fresa

Tendo em conta o método proposto no capítulo anterior, os espectros das FFT do som da turbina a várias pressões são apresentadas de seguida. Note-se que, apesar

5. RESULTADOS EXPERIMENTAIS E DISCUSSÃO

de serem apresentadas nesta secção quatro pressões (2, 3, 3,5 e 4 bar), o trabalho experimental de calibração foi o realizado só com as três primeiras, excluindo 4 bar. A esta pressão foram encontrados alguns problemas na furação que serão descritos mais à frente neste capítulo. No entanto, ainda serviu para se ter um ponto adicional para construir a Fig. 5.2.

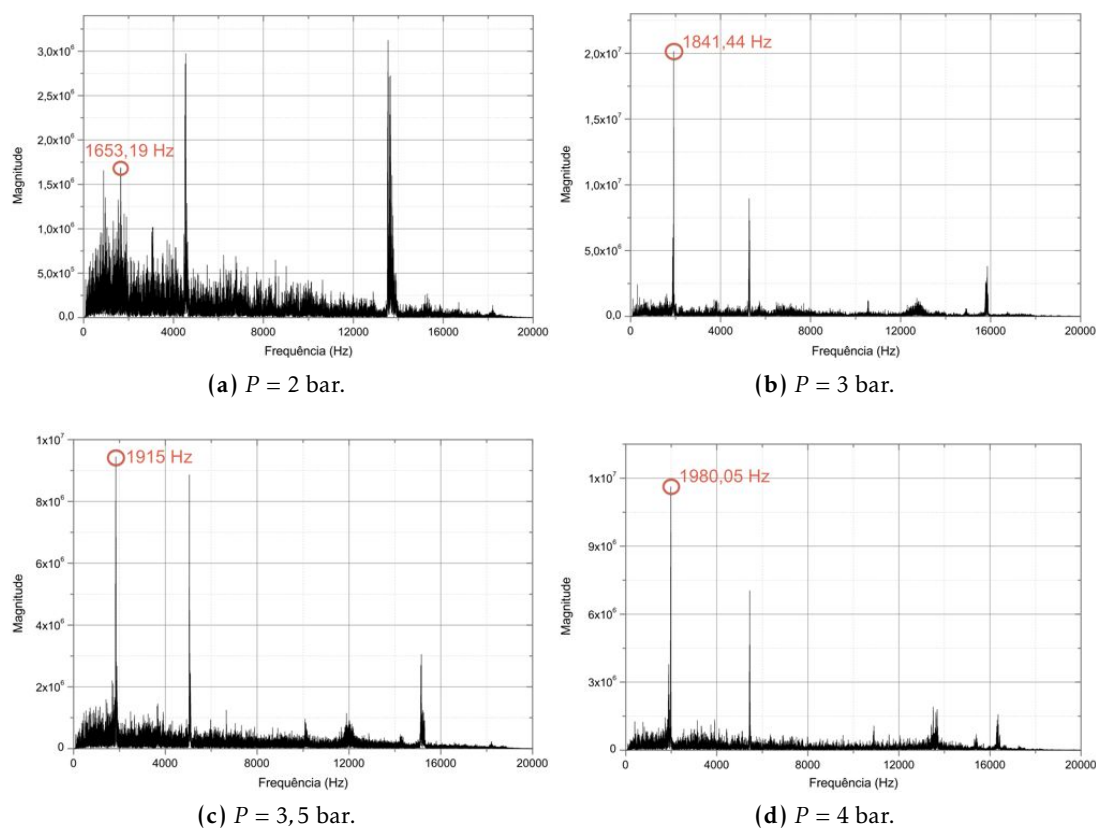


Figura 5.1: FFT do som da turbina a várias pressões.

Segundo o fabricante, quando a turbina é alimentada com ar a uma pressão de 40 psi (cerca de 2,7 bar) e com um fluxo mínimo de 4 cfm (cerca de 113 litros/minuto), a sua frequência de rotação deve ser ligeiramente superior a 100.000 rpm.

No capítulo anterior, afirmou-se que o raciocínio que fundamenta esta análise é que o pico de frequência com maior magnitude seria correspondente à frequência rotacional da turbina. Se se aplicar esta inferência às FFT de 3, 3,5 e 4 bar, os resultados são aceitáveis. No entanto, para 2 bar, o pico de maior magnitude corresponde a uma frequência de cerca de 13.500 Hz, ou seja, cerca de 813.000 rpm. Obviamente, este valor não corresponde à realidade. Para esta pressão, o único pico com valor coerente

5.1. Resultados experimentais

relativamente aos restantes ensaios é aquele que está assinalado no gráfico da Fig. 5.1a.

A Tab. 5.1 resume os dados obtidos através da FFT.

Tabela 5.1: Resultados da aplicação da FFT ao som da turbina, para diferentes pressões.

Pressão (bar)	Frequência rotacional	
	Hz	rpm
2,0	1650	99000
3,0	1840	110400
3,5	1920	115200
4,0	1980	118800

A Fig. 5.2 apresenta graficamente, os dados obtidos anteriormente. Acrescentou-se o ponto (0;0)¹ e fez-se um ajuste destes dados a um polinómio de grau 4.

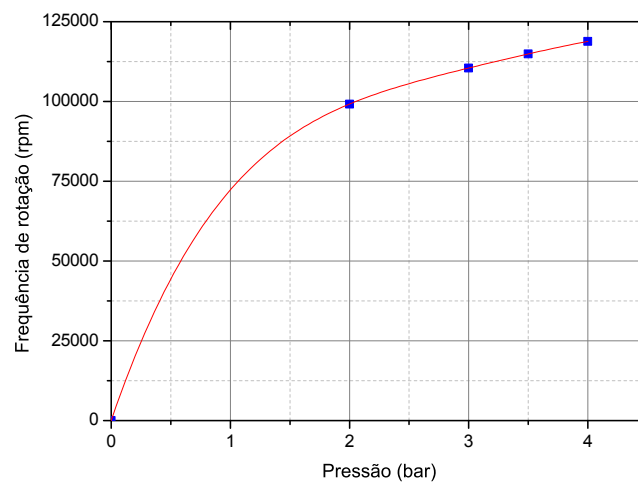


Figura 5.2: Variação da frequência rotacional em função da pressão do ar.

Sendo P a pressão (em bar) e f a frequência rotacional da turbina (em rpm), o ajuste tem como equação

$$f = -700P^4 + 9300P^3 - 45500P^2 + 109200P \quad \text{com} \quad R^2 = 1 \quad (5.1)$$

onde R^2 é o coeficiente de determinação. Para avaliar a coerência deste ajuste, pode ainda fazer-se uma interpolação para o valor de $P = 2,7$ bar e compará-la com o dado fornecido pelo fabricante. Substituindo este valor na Eq. 5.1, tem-se que $f_{2,7} \approx 107.600$ Hz. Este valor está próximo dos valores esperados pelo fabricante (100.000+). É visível que a frequência de rotação da turbina não varia linearmente com a pressão do ar

¹Para uma pressão de 0 bar, a turbina não roda (0 rpm).

5. RESULTADOS EXPERIMENTAIS E DISCUSSÃO

fornecido mas é dada por um polinómio do quarto grau.

O espectro inesperado a 2 bar é devido ao facto de, a uma pressão mais reduzida, outros fenómenos desconhecidos gerarem componentes de frequência mais elevadas que o esperado.

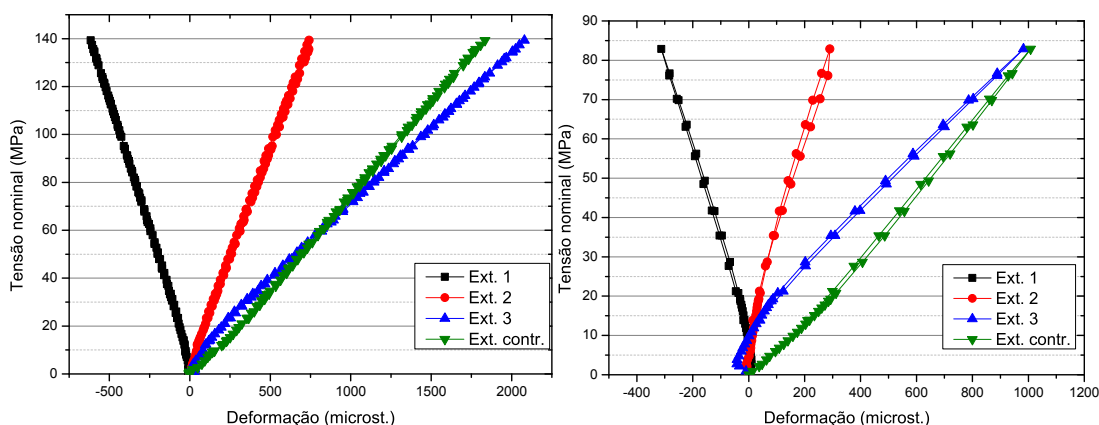
Os valores obtidos estão de acordo com os sugeridos pela ASTM E 837 para a aplicação do método do furo: entre 50.000 e 400.000 rpm.[13]

5.1.2 Ensaios de tracção

Antes de cada ensaio de calibração, foi feito um ensaio de tracção. Estes ensaios tiveram o propósito de averiguar o comportamento elástico e linear das ligas de alumínio na gama de tensões que foi aplicada a cada uma delas. No caso da liga 5083, essa gama foi de $\Delta\sigma = 69$ MPa (com cargas entre 1000 N e 6000 N). Na liga 7022, $\Delta\sigma$ foi cerca de 125 MPa (forças entre 1000 N e 10000 N).

Estes ensaios também tiveram como objectivo obter o valor das deformações dos extensómetros na ausência de furo para a carga máxima (correspondente a F_2). Estes valores são necessários durante o procedimento de cálculo das deformações induzidas, proposto no capítulo anterior.

Os resultados de dois desses ensaios são apresentados na Fig. 5.3. Para cada um dos extensómetros, é possível traçar uma curva de tensão-deformação que, em regime linear elástico, deve ser uma recta que passa pela origem do referencial.



(a) Comportamento normal (liga 7022, $P = 2$ bar). (b) Comportamento irregular (liga 5083, $P = 3$ bar).

Figura 5.3: Curvas de tensão-deformação obtidas em alguns dos ensaios de tracção.

Esta tendência linear esperada nem sempre se verificou em todos os ensaios. Alguns deles apresentaram comportamentos anormais, especialmente no início das cur-

vas. Houve também situações onde foi possível observar uma histerese nas medidas dos extensómetros. Estes comportamentos são visíveis na Fig. 5.3b e indicam que o provete está provavelmente empenado.

Os ensaios de tracção tiveram ainda a finalidade de fornecer dados que permitissem o cálculo do coeficiente de Poisson das ligas de alumínio, pois este é uma das variáveis necessárias para a simulação numérica (PRXY1) e também para o cálculo das tensões residuais com o software *GTR*. O coeficiente de Poisson (ν), é um valor adimensional que mede a deformação transversal (relativamente à direcção de aplicação da carga, neste caso Ox) de um material homogéneo e isotrópico. Esta relação é dada por

$$\nu = -\frac{\varepsilon_y}{\varepsilon_x} = -\frac{\varepsilon_z}{\varepsilon_x} \quad (5.2)$$

Neste caso em concreto, os valores de ν foram obtidos substituindo na Eq. 5.2 $\varepsilon_y = \varepsilon_1$ e ε_x como sendo a média dos valores de deformação medidos no extensómetro 3 e no extensómetro de controlo. Como estes dois estão alinhados na mesma direcção mas em faces opostas do provete, esta é uma forma de tentar compensar os efeitos de empeno do provete. Desta forma, os resultados obtidos são:

- Liga 5083: $\bar{\nu}_{5083} = 0,33$;
- Liga 7022: $\bar{\nu}_{7022} = 0,29$.

Por sua vez, estes valores são a média dos valores de ν para cada conjunto de deformações adquirido manualmente durante o ensaio de tracção.

Estes valores são coerentes com os valores típicos do alumínio (cerca de 0,33).

5.1.3 Tensões residuais antes e depois da maquinagem

Como já foi referido anteriormente, os provetes usados neste trabalho foram maquinados a partir de chapas que, originalmente, tinham 8 mm de espessura. A maquinagem foi feita através da fresagem de uma das faces das chapas, até à espessura pretendida. Assim sendo, todos os provetes têm uma face maquinada e uma não maquinada, estando esta no mesmo estado que a chapa apresentava originalmente.

Dado que as duas superfícies estiveram sujeitas a processos mecânicos diferentes, os seus estados de tensão residual também serão, provavelmente, diferentes. Na Fig. 5.4, podem observar-se os lados maquinados de provetes de ambas as ligas. Comparativamente ao provete da liga 7022, o provete de alumínio 5083 apresenta sinais

5. RESULTADOS EXPERIMENTAIS E DISCUSSÃO

evidentes da maquinagem, estando coberto com pequenas estrias de maquinagem. O provete C7-2 apresenta uma superfície mais lisa, indicativa da maior facilidade em ser maquinado. Este comportamento, evidenciado no fabrico dos provetes, também foi verificado durante a calibração experimental.

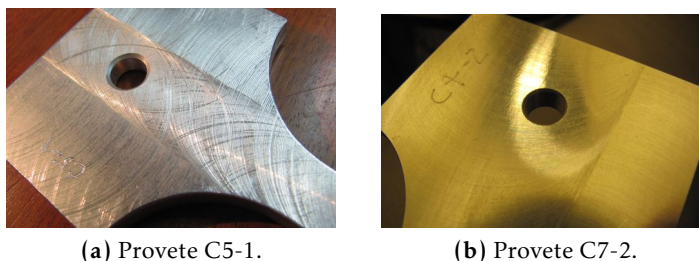


Figura 5.4: Efeitos da maquinagem nas duas ligas de alumínio.

Foram realizados quatro ensaios, dois em cada provete, correspondentes às faces antes e após maquinagem, usando usadas rosetas Vishay CEA 13-062UM-120 (tipo B).

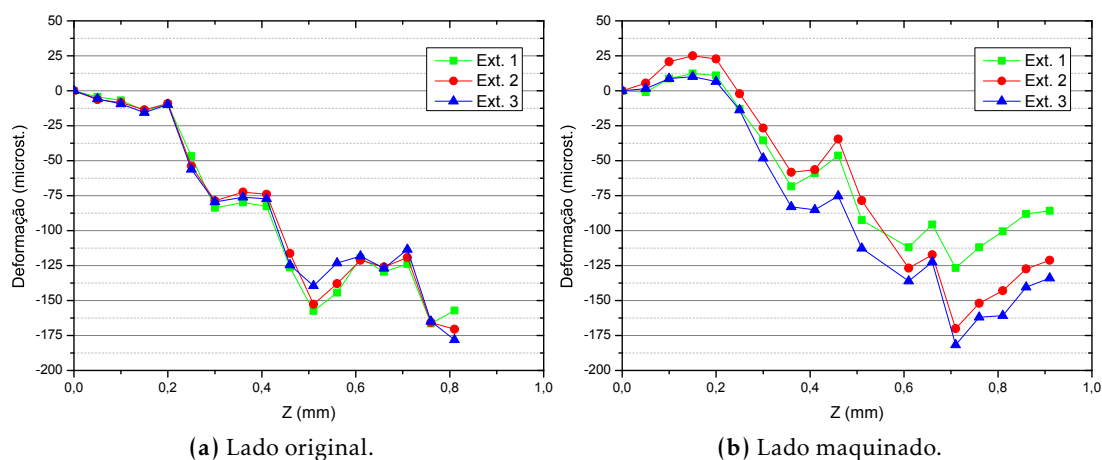


Figura 5.5: Deformações nos lados original e maquinado da liga 5083.

Durante o ensaio da liga 5083, foi possível verificar que havia incrementos para os quais a furação era feita facilmente enquanto que havia outros onde esta era mais difícil. Este comportamento originou gráficos de $\varepsilon(z)$ com “degraus”, que reflectem as zonas distintas que foram descritas. Por causa deste fenómeno, foi necessário corrigir os valores de deformação em alguns incrementos. As curvas corrigidas estão apresentadas na Fig. 5.5. Mesmo assim, o comportamento de corte irregular nesta liga ainda é manifesto nos gráficos.

5.1. Resultados experimentais

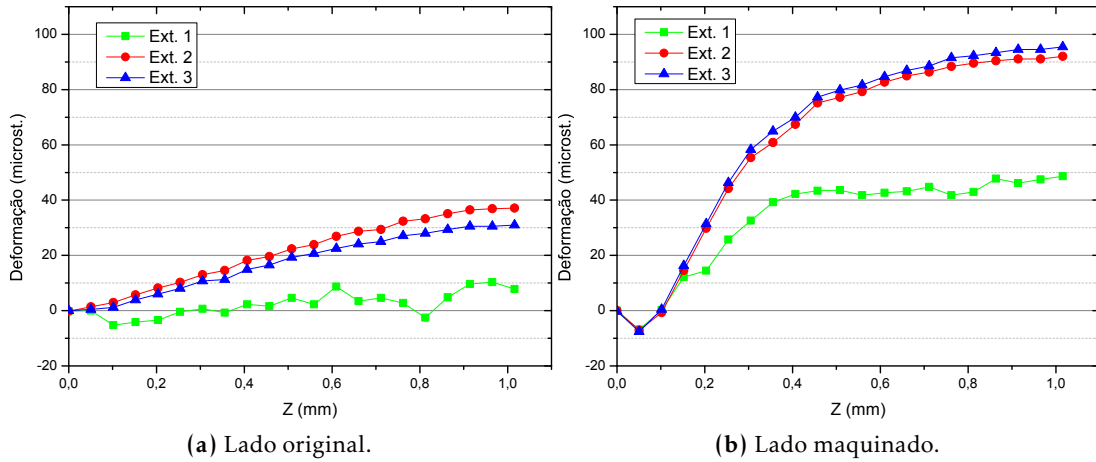


Figura 5.6: Deformações nos lados original e maquinado da liga 7022.

Na liga 7022, a furação foi bastante mais fácil e as deformações medidas no lado maquinado foram bastante superiores às medidas no lado original, como mostram os gráficos da Fig. 5.7.

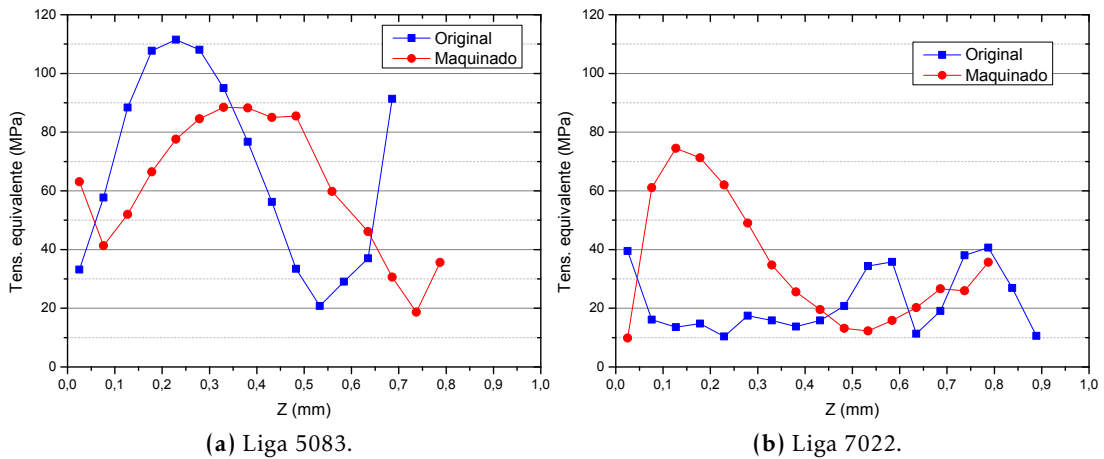


Figura 5.7: Comparação das tensões equivalentes medidas no lado original e no lado maquinado.

A maquinagem teve uma influência nos materiais numa camada de aproximadamente 200 microns, sendo o efeito mais perceptível na liga 7022. Na liga 5083, segundo o fabricante, esta recebeu um tratamento de alívio de tensões residuais. No entanto, embora na superfície as tensões sejam baixas, o que se verifica é que existem tensões residuais elevadas no interior do material (entre cerca de 100 e 400 microns). Estes valores chegam mesmo a aproximar-se do valor da tensão cedência deste mate-

5. RESULTADOS EXPERIMENTAIS E DISCUSSÃO

rial (cerca de 120 MPa), por volta de 0,25 mm de profundidade.

No caso da liga 7022, a maquinagem aumentou as tensões na camada mais próxima da superfície, tendo relaxado as tensões nas camadas mais profundas. Em média, a face original da liga 7022 apresenta tensões residuais com cerca de 20 MPa. Quando a superfície é maquinada, a tensão residual apresenta uma tendência para aumentar até um máximo de 75 MPa a cerca de 0,15 mm da superfície, diminuindo para os valores iniciais, depois disso. O valor máximo que é observado ainda é afastado da tensão de cedência desta liga (cerca de 490 MPa).

5.1.4 Calibração experimental do efeito da furação

Os ensaios da calibração experimental do efeito da furação foram feitas usando rosetas Vishay CEA 13-062UL-120 e extensómetros Kyowa KFEL-2-120-C1. A configuração das ligações dos extensómetros ao Spider8 estão descritas na Tab. 5.2.

Tabela 5.2: Ligações aos canais do Spider8-30.

Canal	Elemento resistivo	Configuração
0	Célula de carga	Ponte completa
1	Extensómetro para compensação	Quarto de ponte
2	Extensómetro 1 (roseta)	Quarto de ponte
3	Extensómetro 2 (roseta)	Quarto de ponte
4	Extensómetro 3 (roseta)	Quarto de ponte
5	Extensómetro de controlo	Quarto de ponte

As dimensões da zona útil do provete foram medidas com um micrómetro para se poder calcular com precisão as áreas das suas secções e, assim, determinar o valor máximo da tensão que se pode aplicar com a máquina de tracção, de modo a não se entrar em regime de deformação plástica.

Tabela 5.3: Valores mínimos e máximos de força e tensão usados com as diferentes ligas.

Liga	Área efectiva (mm ²)	Valor mínimo		Valor máximo		$\Delta\sigma$ (MPa)	$R_{p0,2}$ (MPa)
		F_1 (N)	σ_1 (MPa)	F_2 (N)	σ_2 (MPa)		
5083	72	1000	14	6000	83	69	110-130
7022				10000	139	125	490-495

Os valores de σ_2 são bastante menores que os valores da tensão de cedência ($R_{p0,2}$) da liga para se manter um factor de segurança por causa do fenómeno de concentração de tensões no furo e no entalhe do provete. O valor da força mínima (F_1) foi cerca de

5.1. Resultados experimentais

1000 N para ambas as ligas, de modo a se ter uma gama de tensões suficientemente alargada.

Inicialmente, estava previsto fazerem-se 3 ensaios para cada liga, cada um deles a uma pressão diferente: 2, 3 e 4 bar. No entanto, surgiu sistematicamente um problema com a fresa na furação a 4 bar: verificou-se que esta deslizava ligeiramente dentro do seu suporte na turbina. Isto era o suficiente para que os valores da profundidade do furo (medidos no micrómetro) não correspondessem à profundidade real. A turbina foi desmontada e a fresa foi apertada mas o problema permaneceu. Como alternativa, diminuiu-se a pressão máxima para 3,5 bar e a furação da liga 7022 foi conseguida. No entanto, a 3,5 bar, a furação da liga 5083 continuou a apresentar dificuldades. Essas dificuldades verificaram-se em todos os ensaios com esta liga e são as mesmas que foram descritas na secção anterior. Ou seja, houve incrementos onde o corte era feito bruscamente, sem nenhuma razão aparente. O próprio som da fresa quando tocava no material era diferente e mais metálico. Houve vários ensaios com este material que tiveram de ser repetidos para se obterem valores aceitáveis. Por este motivo, todos os resultados desta liga apresentados daqui em diante só contemplam duas pressões: 2 e 3 bar.

Os furos foram feitos até uma profundidade máxima de cerca de 1 mm (mais precisamente 1,016 mm), que foi atingida após 20 incrementos. Para o ensaio do provete C7-1 a 2 bar, foram feitos 11 incrementos até uma profundidade de 1,1176 mm. A profundidade dos furos é controlada com um micrómetro que faz parte do sistema RS-200. Cada traço do micrómetro é 1/1000 de polegada, ou seja, 0,0254 mm.

Em cada incremento, à medida que a força era aumentada e diminuída, os valores de cada canal foram adquiridos manualmente com intervalos correspondentes a cerca de 500 N. O diâmetro do furo foi medido no final de cada ensaio recorrendo a uma ocular graduada, segundo três direcções diferentes e fazendo uma média dessas medidas. A Tab. 5.4 apresenta os diâmetros do furo.

Tabela 5.4: Diâmetro final dos furos em cada ensaio.

Liga	P (bar)	D_0 (mm)
5083	2	1,82
	3	1,88
7022	2	1,80
	3	1,83
	3,5	1,88

Os resultados da calibração experimental da liga 5083 são apresentados na Fig. 5.8.

5. RESULTADOS EXPERIMENTAIS E DISCUSSÃO

Como já foi mencionado, os ensaios com esta liga só contemplam duas pressões (2 e 3 bar), ao contrário das três inicialmente previstas. As curvas apresentadas referem-se à relaxação da deformação em torno furo para uma tensão de calibração diferencial, correspondente à diferença entre as cargas F_1 e F_2 , de cerca de 69 MPa.

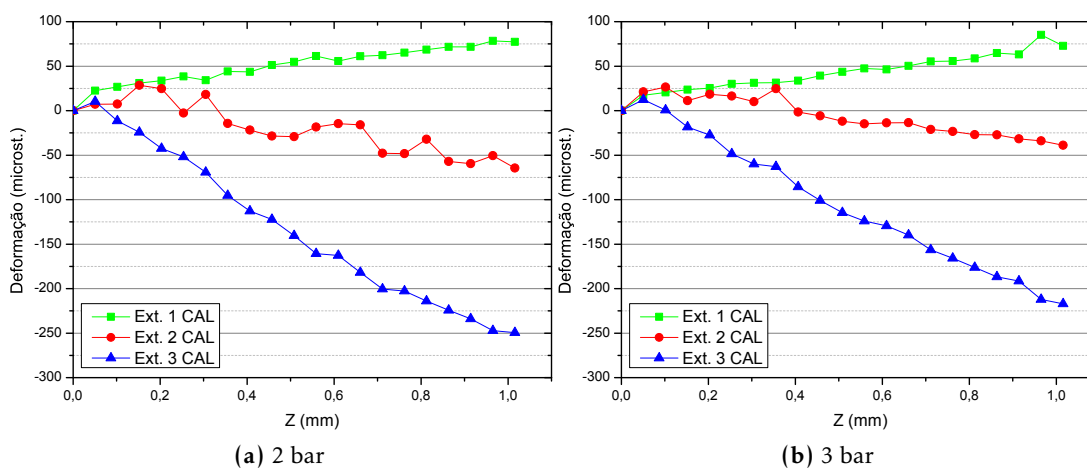


Figura 5.8: Relaxação da deformação da liga 5083 a várias pressões.

A furação a 2 bar da liga 5083 apresenta um comportamento oscilatório algo irregular no extensómetro 2. No extensómetro 1 (90°), a variação são positiva enquanto que, nos extensómetros 2 (45°) e 3 (0°), são negativas. No extensómetro 3, o declive é maior do que no extensómetro 2 dado que se encontra na mesma direcção que a força aplicada no provete. O sinal medido no extensómetro 1 é, em parte, devido à compressão do alumínio segundo a direcção dos yy , devido ao efeito de Poisson. O sinal de todos os extensómetros também é influenciado por efeitos da furação.

A Fig. 5.9 mostra a relaxação das deformações medidas na liga 7022, correspondente a três pressões de accionamento da fresa diferentes. Neste caso, a tensão de calibração diferencial, correspondente à diferença das cargas F_1 e F_2 , foi cerca de 125 MPa. Embora apresentando valores mais elevados (dado que a tensão de calibração é mais elevada), as curvas de relaxação da deformação, medidas pelos extensómetros 1, 2 e 3 são idênticas às obtidas na liga 5083. Estes resultados mostram uma excelente repetibilidade do procedimento.

Na Fig. 5.10, são apresentados os resultados do cálculo das tensões residuais relativas à relaxação da deformação medida durante a calibração.

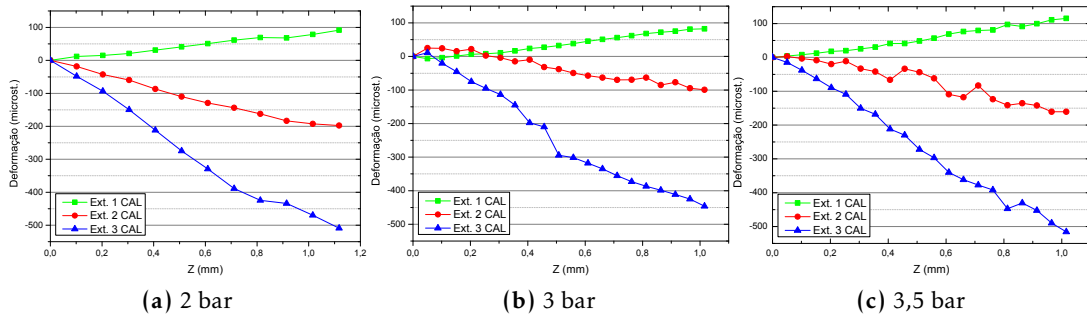


Figura 5.9: Relaxação da deformação da liga 7022 a várias pressões.

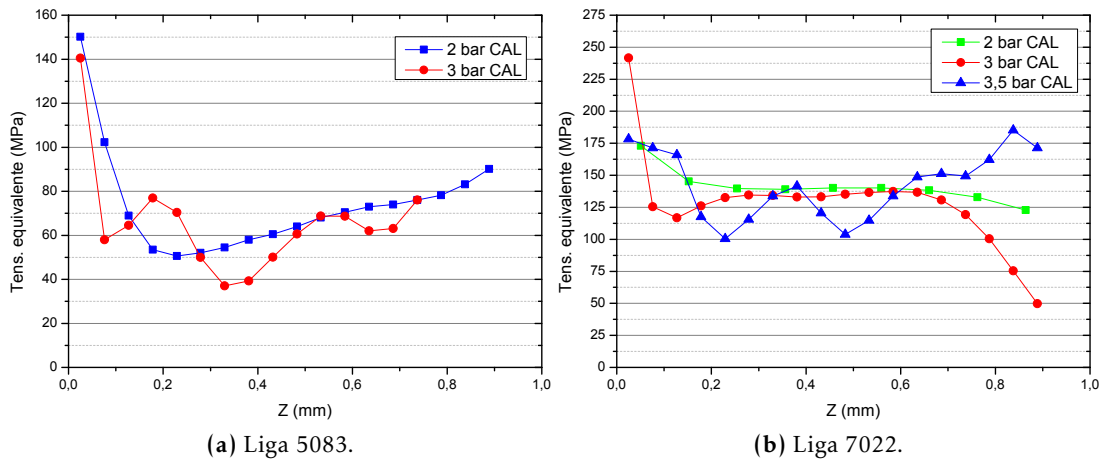


Figura 5.10: Tensões equivalentes da calibração experimental a várias pressões.

Em ambas as ligas, o valor teórico de tensão que era suposto obter-se seria constante e igual a $\Delta\sigma$, isto é, cerca 69 MPa na liga 5083 e cerca de 125 MPa na 7022. Observam-se alguns desvios, particularmente nos primeiros e nos últimos incrementos. No entanto, desprezando esses dados, as tensões médias aproximam-se desses valores. De notar que os resultados do cálculo das tensões no primeiro incremento de profundidade são sempre muito difíceis de obter, dada a influência da determinação da profundidade zero.

5.2 Resultados numéricos

A Tab. 5.5 indica os valores das variáveis introduzidas durante as simulações numéricas dos ensaios. Em todos os casos, o valor da variável *ros* (referente ao tipo de roseta) foi 1, isto é, para se simular os valores de deformação que uma roseta do tipo

5. RESULTADOS EXPERIMENTAIS E DISCUSSÃO

A (tamanho médio) mediria, pois esta foi a roseta usada nos ensaios de calibração.

Tabela 5.5: Valores das variáveis usadas na simulação dos ensaios no ANSYS.

Liga	P (bar)	Ra (mm)	hmax (mm)	espinc (mm)	tensao (MPa)	EX1 (GPa)	PRXY1
5083	2	0,91	1,01	0,05	69	70	0,33
	3	0,94					
7022	2	0,90	1,12	0,10	125	72	0,29
	3	0,91	1,01	0,05			
	3,5	0,94					

A malha é ligeiramente diferente dependendo do ensaio que se considerar, uma vez que alguns dos parâmetros são diferentes. Como essas diferenças são pouco perceptíveis e os modelos são praticamente semelhantes, as imagens de malhas apresentadas nesta secção são referentes a um só ensaio (liga 5083 a 3 bar). Cada um dos modelos 3D que foi criado era constituído por aproximadamente 100.000 elementos.

Os resultados da relaxação da deformação determinados na simulação numérica, correspondentes aos valores indicados na da Tab. 5.5, são apresentados nas Fig. 5.11 e 5.12.

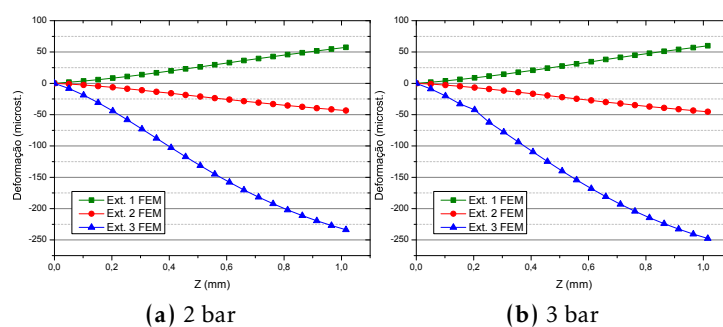


Figura 5.11: Simulação da deformação da liga 5083 a várias pressões.

Em termos de deformações, verifica-se que ambas as ligas apresentam sempre o mesmo comportamento, de acordo com o que era esperado. Entre os resultados para a mesma liga, os valores da deformação têm sempre valores extremamente semelhantes. Isto decorre do facto destas simulações recriarem as condições de furação ideal, não havendo efeitos termomecânicos que afectem as deformações. Assim sendo, é natural que, apesar de algumas das variáveis serem diferentes, os resultados são muito parecidos. As diferenças subtis que se podem observar são devidas essencialmente aos diferentes tamanhos dos furos.

5.2. Resultados numéricos

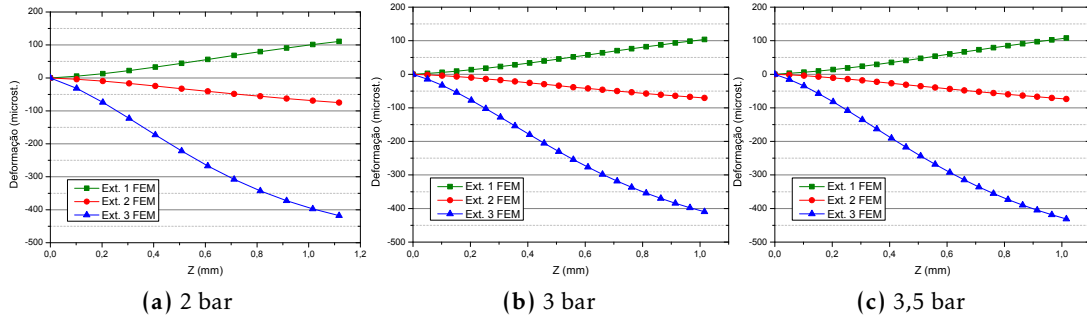


Figura 5.12: Simulação da deformação da liga 7022 a várias pressões.

No caso da liga 7022, o ensaio a 2 bar teve também uma profundidade máxima (h_{max}) e uma espessura incremental (esp_{inc}) diferentes dos demais ensaios.

Pode observar-se que as deformações da liga 7022 são sensivelmente o dobro das da liga 5083.

A Fig. 5.13 mostra as tensões equivalentes obtidas a partir dos valores de deformação simulados no ANSYS. Estas tensões foram calculadas introduzindo as curvas de relaxação de deformação obtidas na simulação numérica no software *GTR*, usando o MTM.

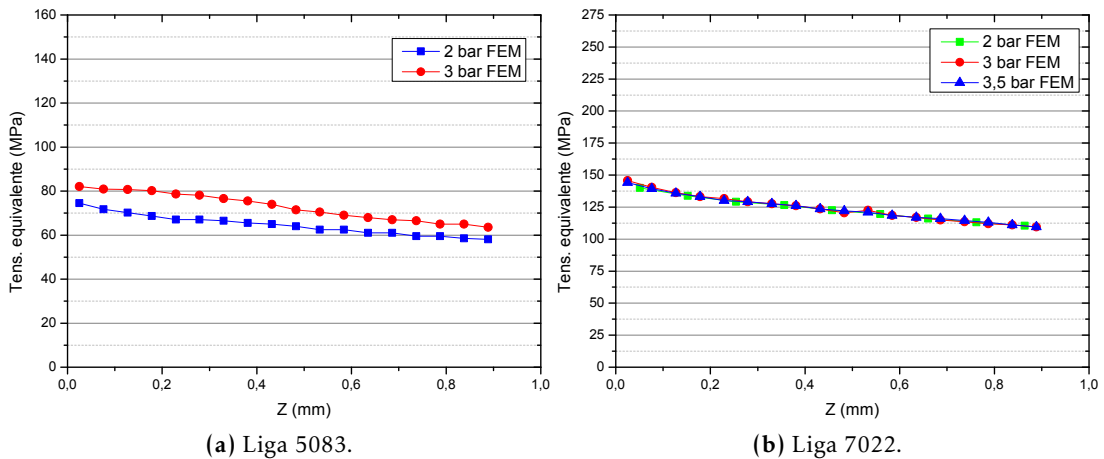


Figura 5.13: Tensões equivalentes da simulação a várias pressões.

Sendo a simulação numérica o retrato de uma situação ideal, seria esperado que os valores das tensões residuais que daí resultam fossem constantes e iguais entre si, para ensaios da mesma liga. Na liga 7022, os resultados são, de facto, praticamente idênticos. Porém, na 5083, existe uma ligeira diferença. Esta é devida principalmente à di-

5. RESULTADOS EXPERIMENTAIS E DISCUSSÃO

ferença, ainda que reduzida, do parâmetro Ra que define o raio do furo (valor medido experimentalmente). Em ambas as ligas, as curvas não são perfeitamente constantes e iguais ao valor de $\Delta\sigma$ do respectivo material. Isto acontece provavelmente por causa de limitações do modelo numérico, como o facto da malha não estar particularmente refinada na zona dos extensómetros, já que esta foi mais refinada na zona do furo. No entanto, os valores médios dos pontos de cada curva correspondem ao valor esperado de $\Delta\sigma$, em cada caso.

As Fig. 5.14 até à 5.17 apresentam os gráficos de contornos das simulações obtidas no ANSYS. Estes gráficos de contornos representam os resultados nodais da deformação elástica e da tensão segundo Ox e Oy , para metade do furo e para o furo completo. Os gráficos da liga 5083 são referentes ao ensaio C5 a 2 bar e os da liga 7022 são do ensaio C7 a 3 bar.

Como se pode constatar nas figuras referentes à tensão, a concentração de tensões aumenta com a profundidade do furo.

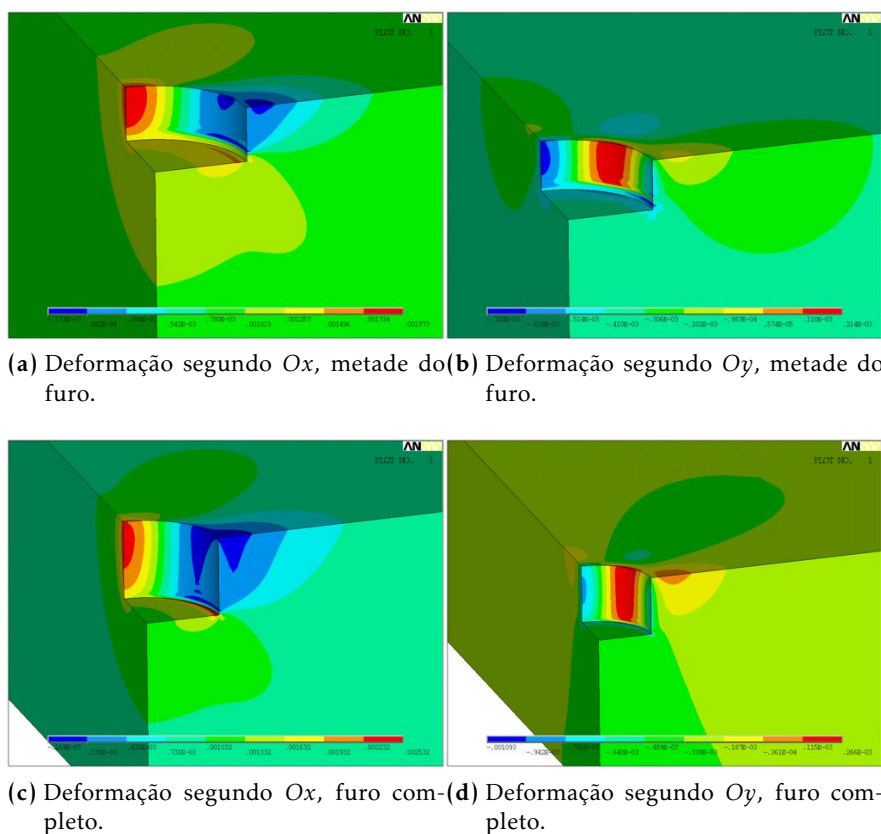


Figura 5.14: Distribuição das deformações elásticas em torno do furo, simulado na liga 5083.

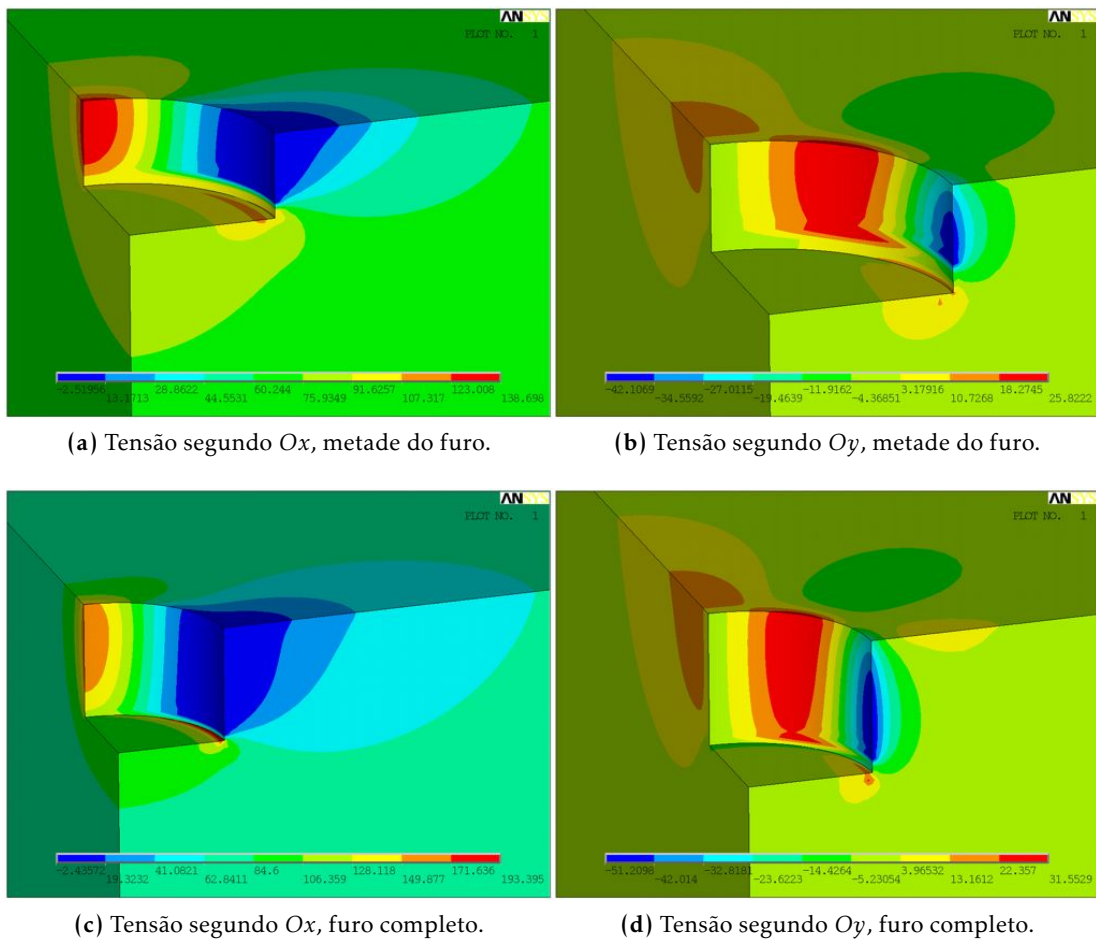


Figura 5.15: Distribuição das tensões em torno do furo, simulado na liga 5083.

5. RESULTADOS EXPERIMENTAIS E DISCUSSÃO

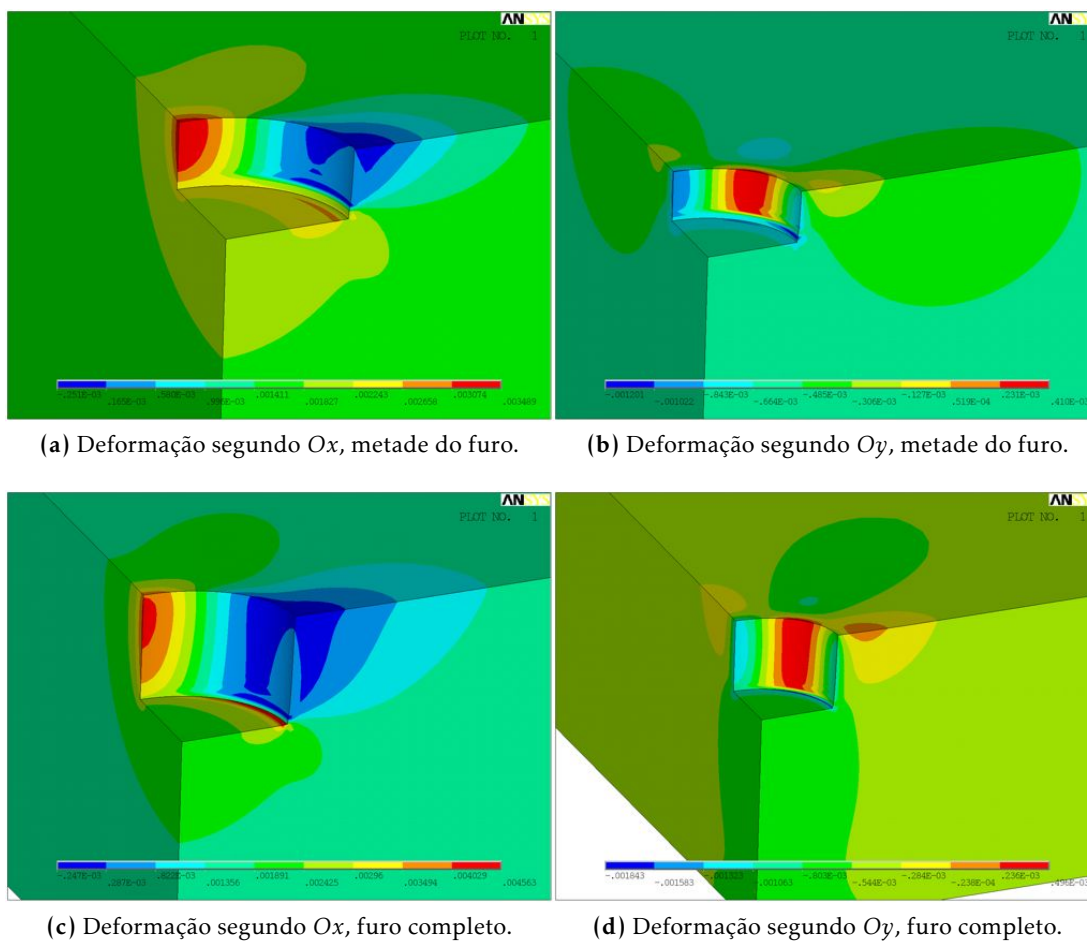


Figura 5.16: Distribuição das deformações elásticas em torno do furo, simulado na liga 7022.

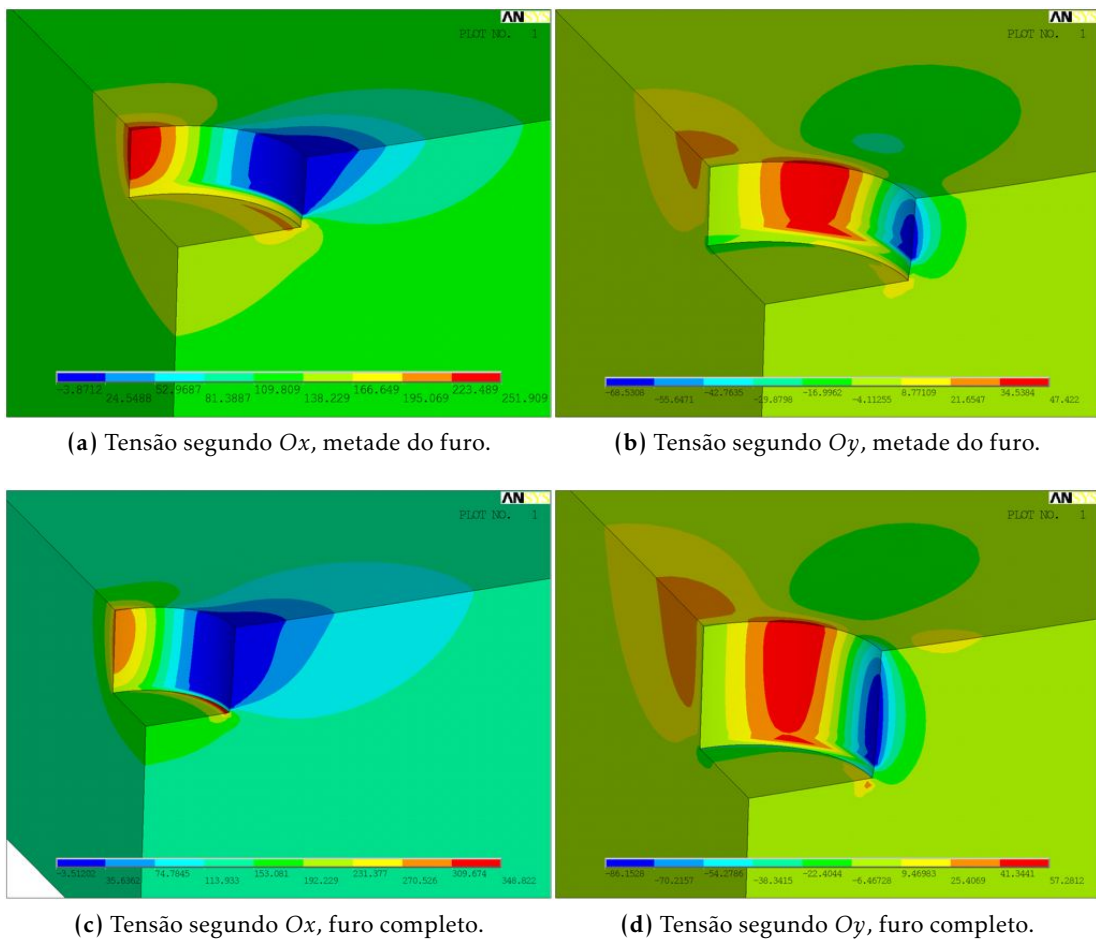


Figura 5.17: Distribuição das tensões em torno do furo, simulado na liga 7022.

5.3 Comparação e discussão dos resultados

Esta comparação permite determinar os valores de deformação e tensão induzidas, bem como o respectivo erro relativamente aos valores ideais, dados pela simulação.

A deformação induzida é simplesmente a diferença entre a deformação ideal (obtida pela simulação) e a deformação real (medida com a TFI), em cada incremento:

$$\varepsilon_{\text{IND}}(z) = \varepsilon_{\text{CAL}}(z) - \varepsilon_{\text{FEM}}(z) \quad (5.3)$$

Por sua vez, o erro relativo provocado pelo processo de furação nas leituras da deformação é dado por

$$\text{ERR}(z) = \frac{\varepsilon_{\text{IND}}(z)}{\varepsilon_{\text{FEM}}(z)} \times 100[\%] \quad (5.4)$$

Em termos de tensão, o cálculo da tensão induzida é feito usando os valores de $\varepsilon_{\text{IND}}(z)$ com o software *GTR* e o erro é obtido de forma análoga à Eq. 5.4.

Os resultados da comparação das deformações estão representados na Fig. 5.18 até à Fig. 5.22.

Os resultados das tensões residuais induzidas e o respectivo erro estão apresentados na Fig. 5.23 até à Fig. 5.24.

Em termos de deformações induzidas, ambas as ligas apresentam valores relativamente reduzidos. Na liga 7022, a 2 e 3,5 bar, a indução de deformações é bastante maior. No entanto, mais importante o valor absoluto da deformação, é o seu gradiente porque, na realidade, as tensões são proporcionais, não às deformações mas ao gradiente. Em termos do erro induzido na deformação, isso reflecte-se sobretudo nos extensómetros 1 e 2. Ambos apresentam quase sempre um erro superior ao do extensómetro 3, sendo que o erro do extensómetro 2 é geralmente sempre o maior. Globalmente, os primeiros incrementos são os que apresentam erros maiores, observando-se alguns valores muito elevados (quase 1250% no extensómetro 1, na Fig. 5.18c). Isto acontece porque o sistema de medição tem uma precisão de cerca de $\pm 2\mu\varepsilon$ e as deformações reais nos primeiros incrementos são desta ordem de grandeza. Perante este nível de valores de deformação medido, qualquer erro experimental, por muito pequeno que seja, gera erros induzidos bastante elevados.

Isto não acontece com extensómetro 3. Este apresenta geralmente erros inferiores porque está alinhado segundo a direcção de tracção. Nessa situação, as deformações medidas são muito superiores às dos outros extensómetros e, dessa forma, os erros de medição acabam por ser diluídos nessas deformações.

5.3. Comparação e discussão dos resultados

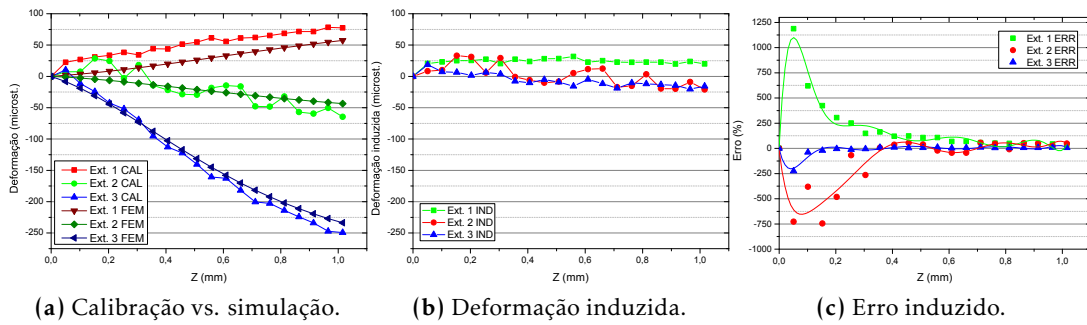


Figura 5.18: Comparação dos valores da deformação da liga 5083 para $P = 2$ bar.

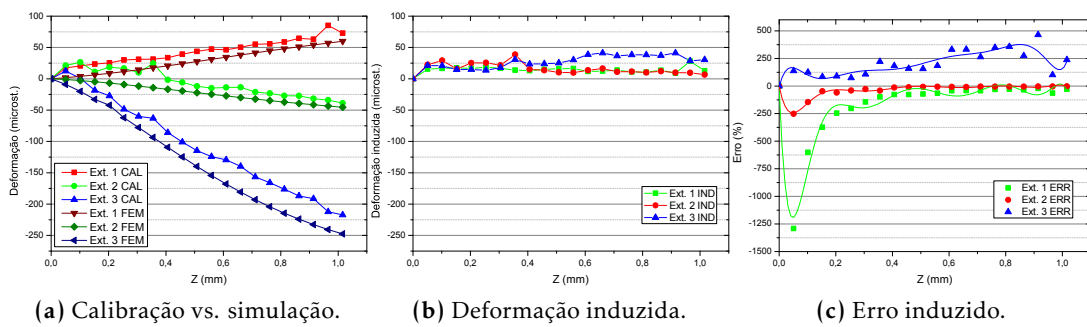


Figura 5.19: Comparação dos valores da deformação da liga 5083 para $P = 3$ bar.

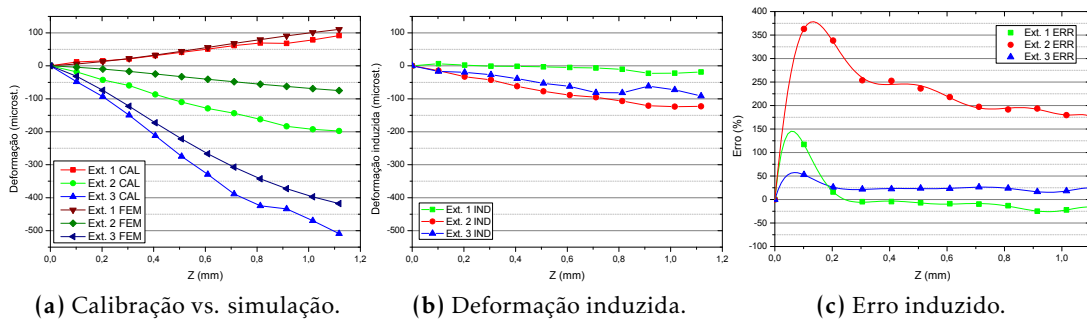


Figura 5.20: Comparação dos valores de deformação na liga 7022 para $P = 2$ bar.

5. RESULTADOS EXPERIMENTAIS E DISCUSSÃO

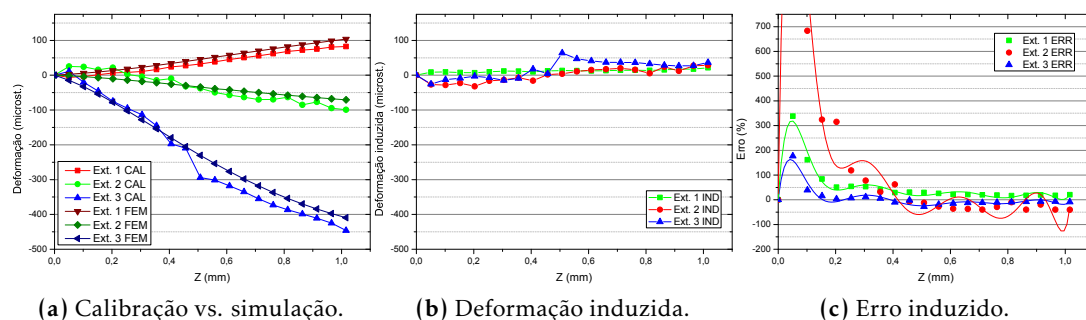


Figura 5.21: Comparação dos valores de deformação da liga 7022 para $P = 3$ bar.

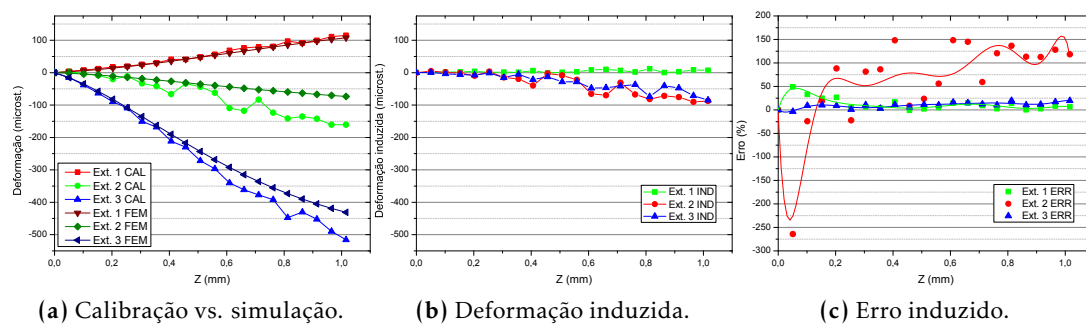


Figura 5.22: Comparação dos valores de deformação da liga 7022 para $P = 3,5$ bar.

5.3. Comparação e discussão dos resultados

Estes erros induzidos em termos de deformação são apresentados para uma avaliação qualitativa. A análise quantitativa será feita com os erros em termos de tensão residual equivalente que se encontram mais à frente.

As únicas situações mais invulgares são as do extensômetro 3 na Fig. 5.19c e do extensômetro 2 nas Fig. 5.20c e 5.22c.

Analisando as tensões residuais equivalentes, pode observar-se, mais uma vez, que os incrementos críticos são os iniciais, uma vez que são os que apresentam uma maior indução de tensões e erros. Porém, estes valores dos primeiros incrementos traduzem a imprecisão na medição do zero da profundidade, ou seja, na definição do início do furo. Uma forma mais prática de analisar estes dados é considerar as médias da tensão e do erro induzidos, calculadas desprezando o primeiro ponto de cada gráfico. Esses valores estão apresentados na Tab. 5.6.

Tabela 5.6: Valores médios dos erros e tensões induzidas.

Liga	P (bar)	Tensão induzida (MPa)	Erro induzido (%)
5083	2	11	18
	3	14	19
7022	2	34	28
	3	21	16
	3,5	13	11

A análise das Fig. 5.23, 5.24 e da Tab. 5.6 permite retirar conclusões importantes acerca da influência da furação na indução de tensões residuais. O comportamento esperado é que, à medida que a frequência de rotação aumenta, as tensões residuais e erros induzidos diminuam.

Na liga 5083, a variação da pressão não teve muita influência pois tanto as tensões como os erros induzidos são semelhantes em ambos os casos. No entanto, na liga 7022, as várias pressões de ar da turbina tiveram efeitos visíveis, pois à medida que pressão aumenta, as tensões e erros induzidos diminuem. O erro induzido a 2 bar é mais do dobro do induzido a 3,5 bar.

Para além do efeito da frequência de rotação, também é possível averiguar o efeito do material. Ou seja, pode investigar-se o efeito que as propriedades do material da amostra têm no processo de furação. Para esse efeito, construíram-se as Fig. 5.25 e 5.26. Analisando estes gráficos, verifica-se que, a 2 bar, as tensões e os erros induzidos na liga 7022 são superiores aos da liga 5083. A 3 bar, essas diferenças esbatem-se e ambos os valores são muito semelhantes. Ou seja, a 2 bar, os dois materiais têm comportamentos distintos mas, a 3 bar, essas diferenças desaparecem.

5. RESULTADOS EXPERIMENTAIS E DISCUSSÃO

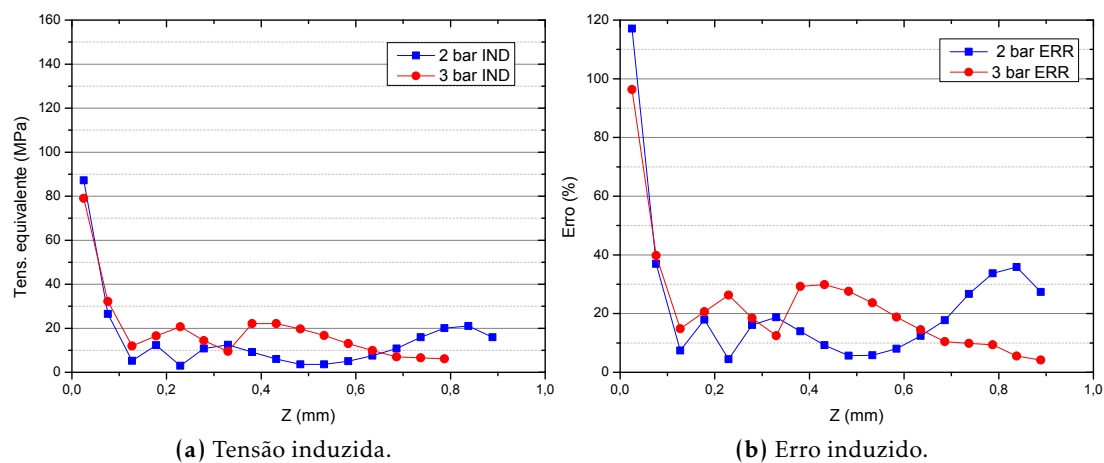


Figura 5.23: Tensão equivalente induzida e respectivo erro na liga 5083 a várias pressões.

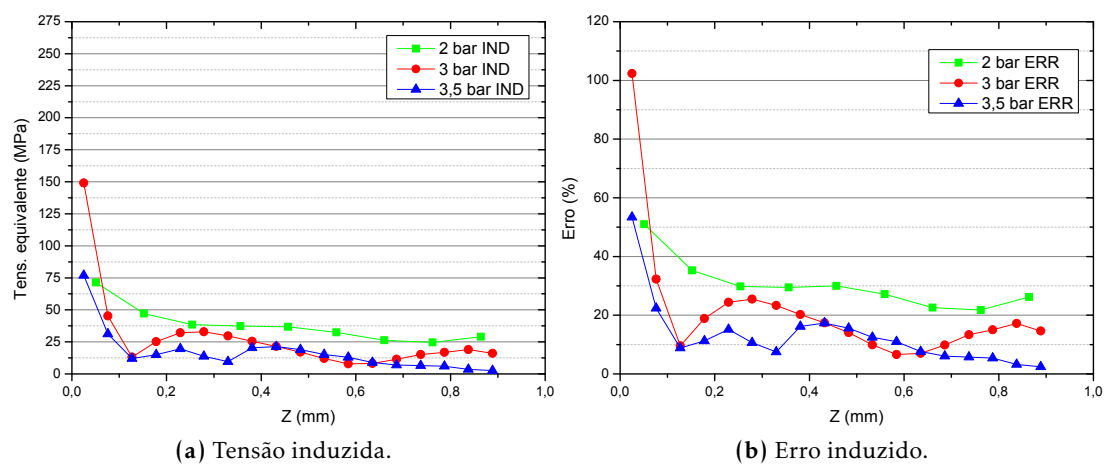


Figura 5.24: Tensão equivalente induzida e respectivo erro na liga 7022 a várias pressões.

5.3. Comparação e discussão dos resultados

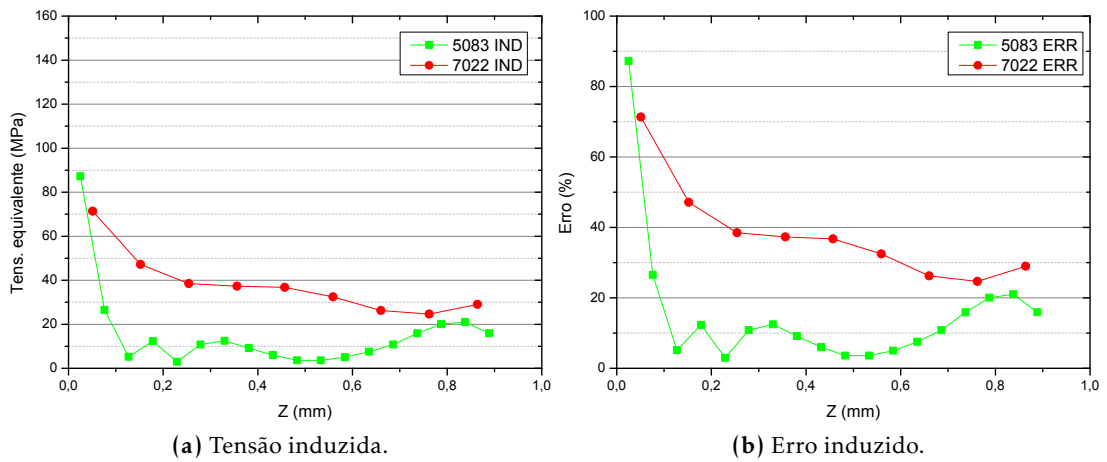


Figura 5.25: Tensão equivalente induzida e respectivo erro nas duas ligas a $P = 2$ bar.

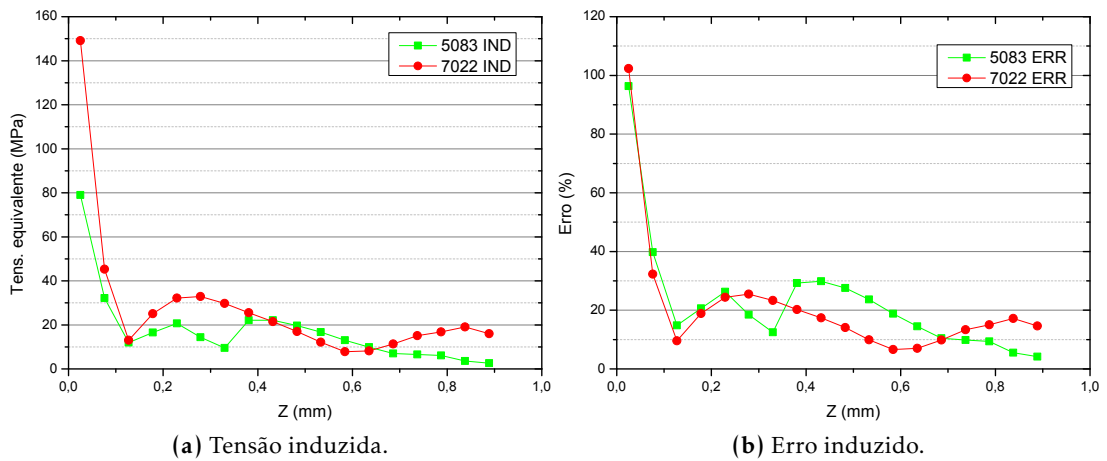


Figura 5.26: Tensão equivalente induzida e respectivo erro nas duas ligas a $P = 3$ bar.

5. RESULTADOS EXPERIMENTAIS E DISCUSSÃO

6

Conclusões e trabalho futuro

6.1 Conclusões

O objectivo principal deste trabalho foi o estudo da influência da velocidade de corte no processo de furação a alta velocidade utilizado nos equipamentos da técnica do furo incremental, usando turbinas a ar comprimido. Neste estudo, fazendo variar a pressão do ar, foi possível determinar as tensões residuais induzidas pelo processo de furação em duas ligas de alumínio. Para a quantificação destas tensões, foi utilizada uma metodologia que consiste numa calibração experimental seguida de uma simulação numérica de todo o processo.

- Na determinação da velocidade de corte, foi utilizada a análise de Fourier do som da turbina. Os resultados da determinação da frequência rotacional da fresa são coerentes com os dados que o fabricante apresenta. Com excepção daquele que foi obtido a $P = 2$ bar, os restantes espectros de frequência apresentam valores crescentes à medida que a pressão aumenta. Esta variação não é linear e foi determinada a partir do ajuste de um polinómio de grau 4.
- A maioria dos provetes teve o comportamento esperado. No entanto, houve alguns que apresentaram resultados que indiciam um ligeiro empeno do provete, provavelmente devido à sua maquinagem. Outra causa pode ser o desalinhamento do provete ou da roseta em relação à direcção de tracção.

Os resultados obtidos para o coeficiente de Poisson são coerentes com os valores típicos do alumínio (0,33). Estes foram calculados usando uma média de todos os ensaios de tracção da mesma liga e foram $\bar{\nu}_{5083} = 0,33$ e $\bar{\nu}_{7022} = 0,29$.

6. CONCLUSÕES E TRABALHO FUTURO

- Comparou-se o estado de tensão residual nas duas faces dos provetes (original e maquinada) de forma a investigar o efeito da maquinagem na sua superfície.

Durante a furação das duas ligas, foi possível observar comportamentos à maquinagem bastante distintos. Por um lado, a furação da liga 7022 em ambos os lados foi sempre bastante suave e regular como o comprovam os resultados das deformações medidas. Na liga 5083, foi claramente possível distinguir camadas do material onde a furação era fácil e outras onde a fresa fazia cortes mais bruscos.

Comparando os lados maquinados com os originais, verifica-se que a maquinagem também teve dois efeitos distintos nas ligas. Constatou-se que a maquinagem afecta uma profundidade de cerca de 200 microns de material, tendo havido um maior efeito na liga 7022.

- Em termos de deformações, os ensaios de calibração do efeito de furação produziram os resultados esperados. As tensões induzidas que foram calculadas apresentam comportamentos aproximadamente semelhantes para a mesma liga. Em termos médios, os seus valores aproximam-se dos valores teóricos de $\Delta\sigma$, para cada material.
- Em termos de deformações, os resultados da simulação numérica são os esperados, no sentido em que têm um comportamento muito estável e idêntico entre si. Estes resultados apresentam um comportamento muito semelhante ao obtido experimentalmente.

Em termos de tensão, os resultados apresentam a particularidade de não serem perfeitamente constantes, como seria idealmente expectável. É provável que isto aconteça devido ao facto da malha do modelo 3D não estar suficientemente refinada na zona dos extensómetros, pois o refinamento da malha foi somente levado a cabo na proximidade do furo. No entanto, os valores médios dos pontos de cada curva correspondem ao valor esperado de $\Delta\sigma$, em cada caso.

- Os resultados obtidos por via da calibração experimental foram comparados com os valores obtidos através da simulação numérica. Essa comparação é feita em termos de tensão equivalente induzida e em termos de erro relativo percentual induzido. A comparação também é feita em duas vertentes: para estudar o efeito da furação e o efeito do material.

Em termos de tensão equivalente induzida, as duas ligas apresentaram comportamentos distintos. Na 5083, os valores induzidos são muito semelhantes para

as duas velocidades de corte utilizadas. Ou seja, a variação da pressão do ar não teve praticamente influência nenhuma, pois tanto as tensões como os erros induzidos são semelhantes em ambos os casos.

Na liga 7022, é claramente distinguível que um aumento da pressão faz diminuir as tensões e erros induzidos. Em média, o erro da furação a 3,5 bar diminuiu de 28% para cerca de 11%. Este erro constitui uma diminuição de 17%, comparativamente à furação a 2 bar.

Em termos de material, conclui-se que a variação da pressão do ar influencia mais a furação da liga 7022 do que a liga 5083. Constata-se que a deformação induzida na liga 7022 diminuiu com o aumento da pressão do ar de accionamento (velocidade de corte). No caso da liga 5083, este efeito não é perceptível.

6.2 Trabalho futuro

Após a apreciação de todo o trabalho desenvolvido e do conjunto de resultados obtidos, apresentam-se algumas sugestões de trabalho futuro para complementar e melhorar o que já foi feito. As sugestões são as seguintes:

- Efectuar a furação com uma gama maior de frequências de rotação para poder comparar melhor o efeito da velocidade de rotação.
- Estudar da microestrutura dos alumínios para saber a razão de uma das ligas ser mais fácil de maquinar que outra.
- Usar um modelo 3D com uma malha mais refinada na zona dos extensómetros de forma a tentar melhorar a precisão dos resultados da simulação numérica.
- Fazer o cálculo das tensões induzidas utilizando grandes e poucos incrementos, de forma a diminuir-se ao máximo o efeito do erro da geometria do furo.
- Analisar a morfologia das aparas que resultam da furação e analisar a forma com que fica o furo no final. Teoricamente, quanto menor for o tamanho das aparas e mais cilíndrica for a forma do furo, mais perfeita é a furação.
- Construir um sistema de estroboscopia para medir a frequência de rotação da fresa com maior precisão.
- Usar a metodologia que descrita para estudar outros processos de furação.

6. CONCLUSÕES E TRABALHO FUTURO

- Estudar a furação tradicional vs. furação orbital. A furação orbital consiste em fazer um furo com o eixo da fresa deslocado em relação ao centro do furo. Ou seja, a fresa roda em torno do seu próprio eixo e também em torno do eixo do furo. Isto é conseguido, acrescentando um pequeno *offset* entre estes dois eixos. Supostamente, o uso desta técnica produz leituras mais estáveis uma vez que reduz os efeitos termomecânicos induzidos pela furação [11].

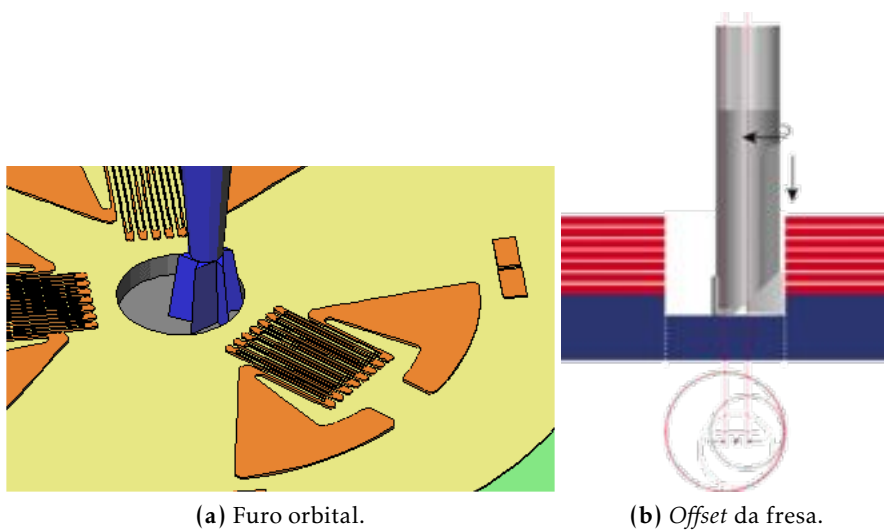


Figura 6.1: Sistema de furação orbital.[11, 58]

Apêndice A

Folhas de especificações

Neste apêndice, estão incluídas as especificações técnicas das duas ligas de alumínio, bem como o desenho técnico dos provetes e a folha de especificações da célula de carga HBM U9B.

TRADEMARK		6. AL [®] C250	Cetal [®]
Alloy	EN AW	5081	7022
	Chem. Symbol	AlMg1.5Mn0.7	Al2Mg3Cu
	Type of Alloy	non heat treatable	heat treatable
Temper		homogenized & stress relieved	T62
Surface		precision milled roughness R_a 0.4 µm	rolled stretched
Typical Mechanical Properties*			
Yield strength $R_{p0.2}$	[MPa]	110-130	490-495
Ultimate tensile strength R_m	[MPa]	230-290	545-555
Elongation A	[%]	10-15	3-9 [†]
Hardness HBW	[2.5/12.5]	68-75	165-170
Typical Physical Properties			
Density	[g/cm ³]	2.68	2.76
Module of Elasticity	[GPa]	70	72
Electrical conductivity	[m/Ω · mm]	16-18	18-22
Coefficient of thermal expansion	[K ⁻¹ · 10 ⁻⁶]	23.3	23.6
Thermal conductivity	[W/m · K]	110-130	120-150
Specific heat capacity	[J/kg · K]	900	862
Typ. Processing Characteristics[‡]			
Form stability		1-2	3-4
Machinability		2	1
Erodability		1	1
Welding (Gas / TIG / MIG / resistance / EB)		4/2/2/1	6/6/6/2/4
Corrosion resistance (seawater / weather / stress cracking)		1/1/1	5/5/5
Use of temperature (max. °C bei long/short term)		180 / 280	90 / 120
Formability		6	6
Anodizing [§] (technical / decorative / hard-)		2/6/2	4/6/2
Polishability		3-3	1
Etching		4-5	2
Contact with food [¶]		yes	no

- * at room temperature
- † legend: (1) = very good; (5) = inapplicable
- ‡ no warranty towards special demands
- § according to DIN EN 602

U9B

Force Transducers

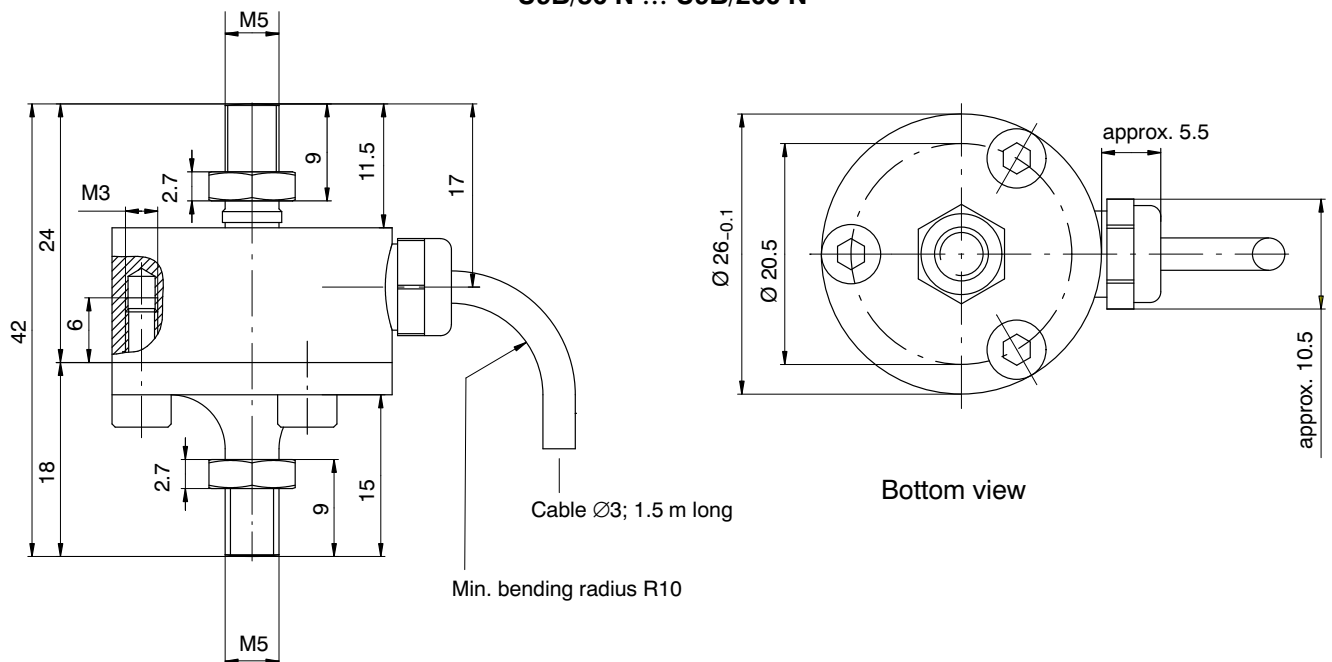


Special features

- Tensile / compressive force transducer in non-rusting material
- Nominal (rated) forces 50 N ... 50 kN
- Small size
- Accuracy class 0.5
- Maintenance-free knuckle eye as force-introduction aid

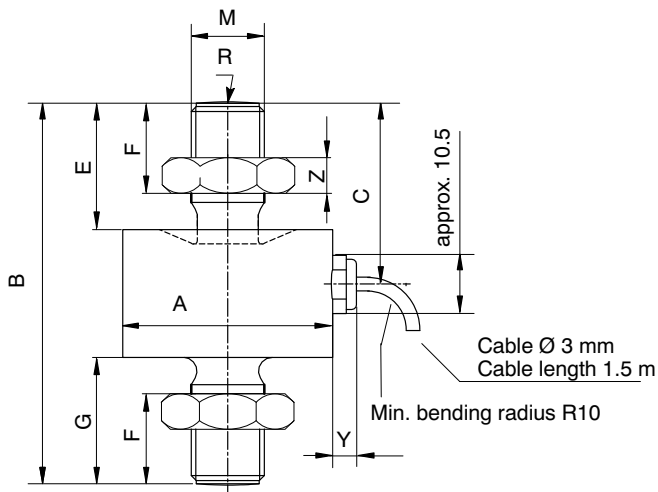
Dimensions (in mm; 1 mm = 0.03937 inches)

U9B/50 N ... U9B/200 N

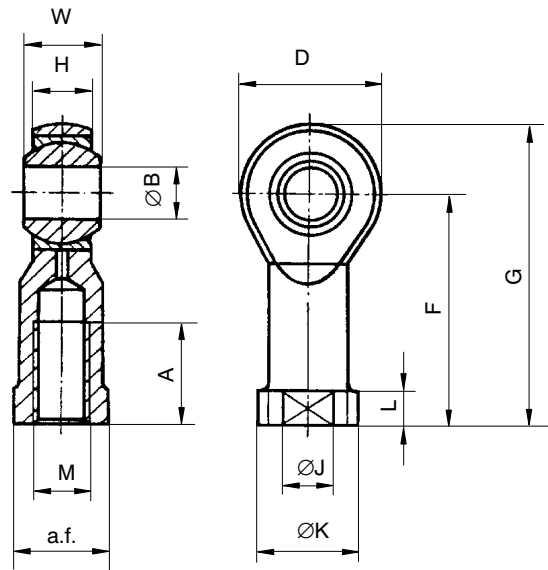


Dimensions (in mm; 1 mm = 0.03937 inches)

U9B/0.5 kN ... U9B/50 kN



Knuckle eye ZGW

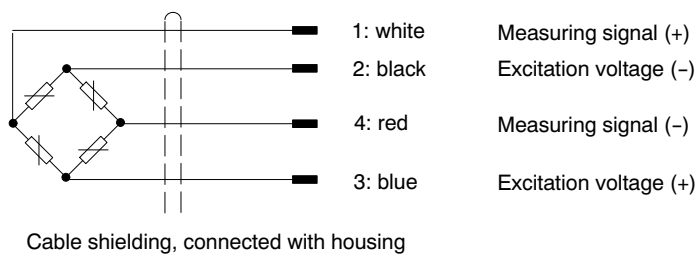


Rated (nominal) force U9B	A _{-0,1}	B	C	E	F	G	M	R	Y	Z
0.5 1 kN	26	44.5	20.5	13	9.5	13.5	M5	20	approx. 5.5	2.7
2 20 kN	26	60	28.5	21	16	21	M10	40	approx. 5.5	5
50 kN	46	84	40	28	21.5	28	M16x1.5	80	approx. 5.5	8

Knuckle eye:

Rated (nominal) force ZGW	A	B	D	F	G	H	J	K	L	M	a.f.	W
50 N 1 kN	10	5 ^{H7}	18	27	36	6	9	11	4	M5	9	8
2 20 kN	20	10 ^{H7}	28	43	57	10.5	15	19	6.5	M10	17	14
50 kN	28	16 ^{H7}	42	64	85	15	22	27	8	M16x1.5	22	21

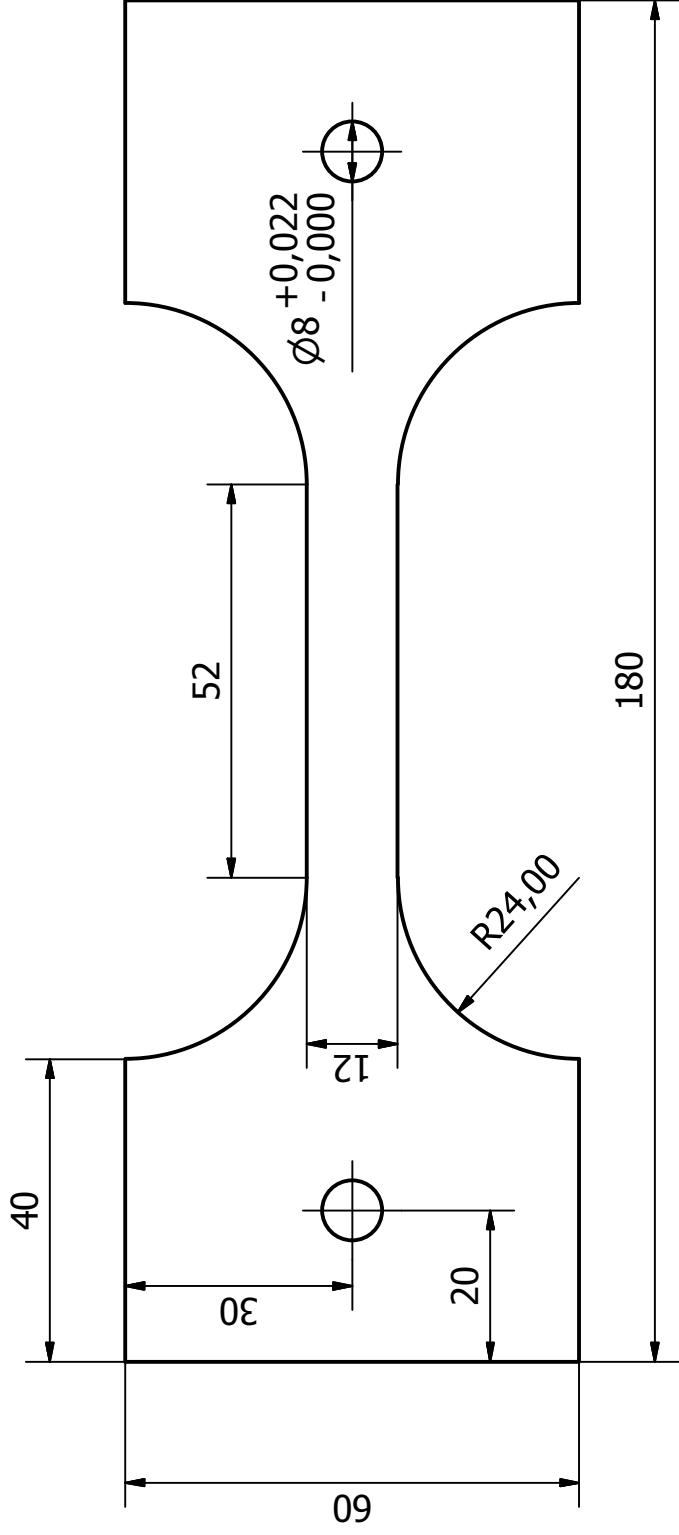
Cable assignment (Four wire circuit)



Specifications (VDI/VDE 2638 standards)

Type			U9B									
Nominal (rated) force	F_{nom}	N	50	100	200							
		kN				0.5	1	2	5	10	20	50
Nominal (rated) sensitivity	C_{nom}	mV/V	1									
Accuracy class			0.5									
Relative sensitivity error	d_C	%	$\leq \pm 1$ tension / $\leq \pm 2$ compression									
Relative reproducibility error with unchanging mounting position	b_{rg}	%	$\leq \pm 0.5$									
Zero signal error	$(d_{s, 0})$	mV/V	± 0.075				± 0.2					
Relative reversibility error (at $0.5 F_{nom}$)	$v_{0.5}$	%	$\leq \pm 0.5$									
Relative linearity error	d_{lin}	%	$\leq \pm 0.5$									
Relative creep over 30 min	d_{crF+E}	%	$\leq \pm 0.2$									
Effect of temperature on the sensitivity per 10 K in the nominal (rated) temperature range in the operating temperature range	TK_C	%	$\leq \pm 0.5$ $\leq \pm 0.8$									
Effect of temperature on the zero signal per 10 K in the nominal (rated) temperature range in the operating temperature range	TK_0	%	$\leq \pm 0.5$ $\leq \pm 0.8$									
Output resistance	R_a	Ω	300	400	< 350							
Input resistance	R_e	Ω	> 345		300 400							
Insulation resistance	R_{is}	G Ω	$> 10^9$									
Reference excitation voltage	U_{ref}	V	5									
Operating range of excitation voltage	$B_{U, G}$	V	0.5 12									
Reference temperature	T_{ref}	C [F]	+23 [+73.4]									
Nominal (rated) temperature range	$B_{T, nom}$	C [F]	-10	+70	[+14	+158]						
Operating temperature range	$B_{T, G}$	C [F]	-30	+85	[-22	+185]						
Storage temperature range	$B_{T, S}$	C [F]	-30	+85	[-58	+185]						
Maximum operating force	(F_G)	% of F_{nom}	120									
Breaking force	(F_B)		> 200									
Static lateral force limit ¹⁾	(F_Q)		40				20					
Nominal (rated) displacement ± 15 %	s_{nom}	mm	< 0.1				0.04	0.06	0.09	0.11	0.13	
Fundamental resonance frequency ± 15 %	f_G	kHz	7.3	10	15.7	15.5	23.7	18.7	20	23	27.8	20
Permissible oscillatory stress (vibration bandwidth per DIN 50100)	F_{rb}	% of F_{nom}	70									40
Weight, approx.			75			100					400	
Degree of protection per DIN EN 60529			IP67									
Cable length			1.5									

¹⁾ referred to a force application point 2 mm above membrane



Escala (1 : 1)

Designed by Ruben Guimarães	Checked by	Approved by	Date 29-09-2011	Date	Sheet 1 / 1
Grupo de Tensões Residuais			Provete Alumínio C		
dwg_C			Edition		

Bibliografia

- [1] J. Lu, G. S. Schajer, M. T. Flaman, and G. Roy. *Handbook of Measurement of Residual Stresses*. The Fairmont Press, Inc., Lilburn, GA, U.S.A., 1st edition, 1996.
- [2] J. P. Nobre. *Determinação de Tensões Residuais pela Técnica do Furo Incremental: Princípios e Métodos de Cálculo*. Coimbra, 2010.
- [3] J. H. Barros. *A Técnica do Furo Incremental para Medições de Tensões Residuais: Métodos de Cálculo, Desenvolvimento e Aplicação*. Coimbra, 2003.
- [4] P. J. Withers and H. K. H. D. Bhadeshia. Residual stress: Part 1 - measurement techniques. *Materials Science and Technology*, 17, 2001.
- [5] P. J. Withers and H. K. H. D. Bhadeshia. Residual stress: Part 2 - nature and origins. *Materials Science and Technology*, 17, 2001.
- [6] G. E. Totten and D. S. MacKenzie. *Handbook of Aluminum*, volume 1. CRC Press, New York, 2003.
- [7] A. V. de Seabra. *Metalurgia Geral*, volume 1. Laboratório Nacional de Engenharia Civil, Lisboa, 2002.
- [8] ISF Welding and Joining Institute
<http://mercury.kau.ac.kr/welding/Welding%20Technology%20II%20-%20Welding%20Metallurgy/Chapter%203%20-%20Residual%20Stresses.pdf>
Consultado a 26/09/2011.
- [9] The Welding Institute
<http://www.twi.co.uk/content/ksrh1001.html>
Consultado a 28/09/2011.
- [10] D. Walker. Residual stress measurement techniques. *Advanced Materials and Processes*, 159(8):30–33, 2001.

BIBLIOGRAFIA

- [11] P. V. Grant, J. D. Lord, and P. S. Whitehead. *The Measurement of Residual Stresses by the Incremental Hole Drilling Technique*. National Physical Laboratory, Teddington, UK, 2002.
- [12] J. P. Nobre, M. Kornmeier, A. M. Dias, and B. Scholtes. use of the hole-drilling method for measuring residual stresses in highly stressed shot-peened surfaces. *Experimental Mechanics*, 40(3):289–297, 2000.
- [13] ASTM International, West Conshohoken, USA. *Standard Test Method for Determining Residual Stresses by the Hole-Drilling Strain-Gage Method*, 2008.
- [14] Micro-Measurements, Inc., Wendell, USA. *Technical Note TN503-4, Measurement of Residual Stresses by the Hole-Drilling Strain Gage Method*, 2010.
- [15] J. Mathar. Ermittlung von eigenspannungen durch messung von bohrlochverformungen. *Archiv für das Eisenhüttenwesen*, 6(7):277–281, 1933.
- [16] W. Soete and R. Vancrombrugge. An industrial method for determination of residual stress. *Proceedings of the Society for Experimental Stress Analysis*, 8(1):17–18, 1950.
- [17] K. P. Milbradt. Ring method determination of residual stresses. *Proceedings of the Society for Experimental Stress Analysis*, 9(1), 1951.
- [18] R. A. Kelsey. Measuring non-uniform residual stresses by the hole drilling method. *Proceedings of the Society for Experimental Stress Analysis*, 14(1):181–194, 1956.
- [19] N. J. Rendler and I. Vigness. Hole-drilling strain-gage method of measuring residual stresses. *Experimental Mechanics*, 6(12):577–586, 1966.
- [20] E. M. Beaney and E. Procter. A critical evaluation of the center hole technique for the measurement of residual stresses. *Strain*, 10:7–15, 1974.
- [21] A. M. Nawwar, K. McLachlan, and J. Shewchuk. A modified hole-drilling technique for determining residual stresses in thin plates. *Experimental Mechanics*, 33:226–232, 1976.
- [22] M. T. Flaman. Investigation of ultra-high speed drilling for residual stress measurements by the center hole method. *Experimental Mechanics*, 22(1):26–30, 1982.

-
- [23] G. S. Schajer. Application of finite element calculations to residual stress measurements. *Journal of Engineering Materials and Technology (ASME)*, 103(2):157–163, 1981.
- [24] M. Bijak-Zochowski. A semi-destructive method of measuring residual stresses. *VDI - Berichte*, 313:469–476, 1978.
- [25] W.-X. Zhu and D. J. Smith. Residual stresses by hole-drilling in curved components. *Recent Advances in Experimental Mechanics, Proceedings of 10th International Conference on Experimental Mechanics*, 1994.
- [26] G. S. Schajer and L. Yang. Residual-stress measurement in orthotropic materials using the hole- drilling method. *Experimental Mechanics*, 51:324–333, 1994.
- [27] M. Tootoonian and G. S. Schajer. Enhanced sensitivity residual-stress measurements using taper-hole drilling. *Experimental Mechanics*, 52:124–129, 1995.
- [28] Kirsch. Die theorie der elastizitat und die bedurfnisse der festigkeitslehre. *Zeitschrift des Vereines Deutscher Ingenieure*, 42(29):797–807, 1898.
- [29] M. T. Flaman and B. H. Manning. Determination of residual-stress variation with depth by the ole-drilling method. *Experimental Mechanics*, 25(9):205–207, 1985.
- [30] A. Niku-Lari, J. Lu, and J. F. Flavenot. Measurement of residual stress distribution by the incremental hole-drilling method. *Journal of Mechanical Working Technology*, 11:165–188, 1985.
- [31] G. S. Schajer. Measurement of non-uniform residual stresses using the hole drilling method: Practical application of the integral method. *Journal of Engineering Materials and Technology (ASME)*, 110(4):344–349, 1988.
- [32] G. S. Schajer and E. Altus. Stress calculation error analysis for incremental hole-drilling residual stress measurements. *Journal of Engineering Materials and Technology (ASME)*, 118(1):120–126, 1996.
- [33] W. E. Nickola. Practical subsurface residual stress evaluation by the hole drilling method. *Proceedings of Spring Conference on Experimental Mechanics*, pages 47–58, 1986.
- [34] M. T. Flaman, B. E. Mills, and J. M. Boag. Analysis of stress-variation-with-depth measurement procedures for the centre-hole method of residual stress measurement. *Experimental Techniques*, 11:35–37, 1987.

BIBLIOGRAFIA

- [35] D. Vangi and M. Ermini. Plasticity effects in residual stress measurement by the hole drilling method. *Strain*, 36(2):55–58, 2000.
- [36] International Aluminium Institute
https://stats.world-aluminium.org/iai/stats_new/formServer.asp?form=1
Consultado a 09/01/2012.
- [37] GLEICH product catalogue
http://www.gleich.de/files/katalog_gb_2011_version_3.pdf
Consultado a 25/01/2012.
- [38] M. T. Flaman. Brief investigation of induced drilling stresses in the center-hole method of residual-stress measurement. *Experimental Mechanics*, 22:26–30, 1982.
- [39] M. T. Flaman and J. A. Herring. Comparison of four hole-producing techniques for the center-hole residual-stress measurement method. *Experimental Mechanics*, 9:30–32, 1985.
- [40] C. C. Weng, Y. C. Lin, and C. P. Chou. A new approach for determining the induced drilling stresses in the hole-drilling method of residual-stress measurement. *Experimental Techniques*, 16:33–35, 1992.
- [41] J. P. Nobre, J.-H. Stiffel, W. Van Paepegem, A. Nau, A. C. Batista, M. J. Marques, and B. Scholtes. Quantifying the drilling effect during the application of incremental hole-drilling technique in laminate composites. *Materials Science Forum*, 681:510–515, 2011.
- [42] R. C. Hibbeler. *Mechanics of Materials*. Prentice Hall, 8th edition, 2011.
- [43] Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH. *U9B Force Transducer Datasheet*. Darmstadt, Alemanha.
- [44] Vishay Precision Group Inc. *RS-200 Milling Guide for Residual Stress Measurements Datasheet*. Malvern, PA, U.S.A.
- [45] <http://eurotool.com/images/catalog/category577.jpg>
Consultado a 26/12/2011.
- [46] S. H. Karris. *Signals and Systems with MATLAB® Computing and Simulink® Modeling*. Orchard Publications, 3rd edition, 2007.

- [47] http://upload.wikimedia.org/wikipedia/commons/thumb/a/af/Complex_number_illustration.svg/200px-Complex_number_illustration.svg.png
Consultado a 10/02/2012.
- [48] Kyowa Electronic Instruments Co. Ltd. *Introduction to Strain Gages*. Tokyo, Japão.
- [49] Vishay Precision Group Inc. *Precision Strain Gages Databook*. Malvern, PA, U.S.A.
- [50] Kyowa Electronic Instruments Co. Ltd.
http://www.kyowa-ei.co.jp/var/ezwebin_site/storage/images/product/strain_gages/gages/node_1096/node_1155/kfel.html/3100-2-jpn-JP/KFEL_large.jpg
Consultado a 26/12/2011.
- [51] Kyowa Electronic Instruments Co. Ltd. *How to form strain-gage bridges*. Tokyo, Japão.
- [52] Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH
<http://www.consymea.cz/obrazky/Conmes%20Spider/spider.gif>
Consultado a 29/12/2011.
- [53] Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH. *Spider8 Operating Manual*. Darmstadt, Alemanha.
- [54] Vishay Precision Group Inc. *Strain Gage Installations with M-Bond 200 Adhesive (Instruction Bulletin B-127-14)*. Malvern, PA, U.S.A., 2005.
- [55] Vishay Precision Group Inc. *Surface Preparation for Strain Gage Bonding (Application Note B-129-8)*. Malvern, PA, U.S.A., 2005.
- [56] T. Stolarski, Y. Nakasone, and S. Yoshimoto. *Engineering Analysis with ANSYS Software*. Elsevier, 2006.
- [57] *ANSYS Mechanical APDL Element Reference*. ANSYS, Inc., 2010.
- [58] http://www.novator.eu/Orbital_Drilling_Concept.asp
Consultado a 10/02/2012.