



INSTITUTO SUPERIOR DE ENGENHARIA DE LISBOA

Área Departamental de Engenharia Civil



CARACTERIZAÇÃO EXPERIMENTAL DO COMPORTAMENTO DIFERIDO DO BETÃO

Ensaio de fluência em tração

GIL JEURISSEN ROSA

(Licenciado em Engenharia Civil - Ramo de Estruturas)

Dissertação de natureza científica para obtenção do grau
de Mestre em Engenharia Civil

Trabalho desenvolvido no Laboratório Nacional de Engenharia Civil
no âmbito do protocolo de cooperação entre o ISEL e o LNEC

Orientadores:

Doutor Sérgio Bruno Martins de Oliveira

Doutora Maria Sofia Coelho Costa e Sousa Ribeiro

Júri:

Presidente: Mestre Cristina Ferreira Xavier Brito Machado

Vogais:

Mestre Carlos Luís de Oliveira Macedo Serra

Doutor Sérgio Bruno Martins de Oliveira

Janeiro de 2017

Agradecimentos

A oportunidade de realizar a dissertação no Laboratório Nacional de Engenharia Civil (LNEC) e poder fazer parte de um estudo de investigação realizado nesta instituição só me foi possível devido ao apoio concedido pela Doutora Sofia Ribeiro, Investigadora do NBPC (Núcleo de Betões, Pedra e Cerâmicos) do DM (Departamento de Materiais) do LNEC pelo Doutor Sérgio Oliveira, Investigador no DBB/NMMR (Departamento de Barragens de Betão/Núcleo de Modelação e Mecânica das Rochas) do LNEC, e professor convidado no ISEL (Instituto Superior de Engenharia de Lisboa), e pelo Doutor António Bettencourt Ribeiro (Investigador Principal e Chefe do NBPC do LNEC). Às pessoas acima citadas expresse os meus agradecimentos.

Os procedimentos para a realização de ensaio de fluência em tração do NBPC encontram-se em fase de implementação, e como bolsheiro de experimentação no NBPC/DM do LNEC, agradeço a oportunidade dada por esta instituição, através do Doutor António Bettencourt Ribeiro (Investigador Principal e Chefe do NBPC), para contribuir com esta dissertação na concretização de alguns dos objetivos do Plano de Investigação e Inovação (P2I) "FluênciaTB – Fluência em Tração do Betão" deste núcleo, para o período de 2016 a 2020.

Os materiais para o fabrico do betão utilizado nesta tese foram cedidos pela Betão Liz, pelo que expresse os meus agradecimentos ao Eng.º José Carlos Marques, e aos Técnicos Paulo Rosa e Carlos Furtado.

De seguida gostaria também de expressar os meus agradecimentos às pessoas que colaboraram, direta e indiretamente, nos trabalhos realizados:

- Técnicos Superiores João Balsinha, Vítor Fialho, Pedro Amaral, António Ferreira, Bolsheiro de Iniciação à Experimentação Hugo Soares, Assistente Técnica Fernanda Lopes e Eng.º Manuel Vieira do NBPC/DM/LNEC;
- Técnico Superior Nuno Silvestre e Eng.ª Paula Rodrigues do NMO/DM/LNEC;

- Eng.º João Palma, Eng.º Gustavo Coelho e Bolseiro de Iniciação à Experimentação Iúri Martins do NSEM/CIC;
- Assistente Técnico Rui Alvarez do NESDE/CIC/LNEC;
- Bolseiro de Iniciação à Experimentação Alexandre Pinheiro do NQM/CIC/LNEC;
- Eng.º Luís Carranca, colega de Mestrado, do Instituto Superior Técnico, na altura a realizar trabalhos experimentais no NBPC/LNEC.

Por fim agradeço aos meus Pais, Irmã e Esposa por tudo que me deram no decorrer destes anos, e sem os quais tudo seria mais difícil de ultrapassar.

Resumo

Na presente dissertação, o trabalho desenvolvido teve como principal objetivo contribuir para o desenvolvimento de metodologias para a realização de ensaios laboratoriais de fluência em tração direta, em provetes de betão.

Na presente investigação sobre a caracterização experimental do comportamento diferido do betão com base em ensaios de tração direta, visa-se contribuir não apenas para o desenvolvimento de metodologias para o estudo experimental da fluência em regime viscoelástico linear (fluência primária, que ocorre para tensões aplicadas inferiores a 40% da tensão de rotura à tração), mas também para o estudo experimental da fluência secundária e terciária (com rotura por tração devido a aumento de extensões por fluência), que ocorre para tensões aplicadas de valor elevado, normalmente entre 70% e 90% da tensão de rotura à tração.

Foram esclarecidas as principais questões envolvidas na implementação do ensaio:

- do ponto de vista experimental no que respeita ao equipamento de aplicação da carga e à geometria dos provetes de ensaio;
- do ponto de vista da aquisição de dados e análise dos resultados no que respeita à frequência de amostragem e ao *software* para a aquisição automática, tratamento dos dados e ajuste à lei de fluência da Teoria da Solidificação.

O sistema para ensaios de fluência em tração, composto pelas partes mecânicas e eletrónicas, revelou-se adequado para a obtenção dos resultados pretendidos.

Palavras-chave

Betão; Fluência em tração; Fluência sob tensões de tração elevadas (até à rotura); Método dos Elementos Finitos; Teoria da Solidificação.

Abstract

The main goal of this research is to contribute for the establishment of methodologies for creep tests in direct tension, on concrete specimens.

This research presents the experimental study on the time-dependent response of concrete supported on direct tension tests. Firstly this research sets out to provide an experimental procedure to study the creep in a linear viscoelastic analysis (primary creep, which occurs for stresses that are under 40% of the ultimate tension stress). Secondly, it aims to contribute for the experimental study of secondary and ternary creep (with failure in tension due to the excessive increase of creep induced strain), which occurs for high values of stresses, usually between 70% and 90% of the ultimate tension stress.

The main issues involved in the implementation of the test were clarified:

- from the experimental point of view, as regards to the load application equipment and the geometry of the test specimens;
- from the data acquisition and results analysis point of view, as regards to the sampling rate and the software for data acquisition, the automation of the data processing and to the adjustment to the creep law of the Theory of Solidification.

The system used for the creep tests in direct tension, composed by the mechanical and electrical components, proved to be adequate for the requirements needed to obtain intended results.

Keywords

Concrete; Creep under tension; Creep under high tension stresses (at failure); Finite Element Method; Solidification Theory.

Simbologia e abreviaturas

Latinas maiúsculas

\underline{B}	Matriz com as derivadas das funções de interpolação
\underline{D}	Matriz de elasticidade
E	Módulo de elasticidade
E_c	Módulo de elasticidade em compressão
E_t	Módulo de elasticidade em tração
E_{t_0}	Módulo de elasticidade instantâneo
E_{est}	Módulo de elasticidade estático do material
E_{din}	Módulo de elasticidade dinâmico do material
E_{mec}	Módulo de elasticidade do material determinado em ensaios mecânicos
F_{x_n}	Força segundo o eixo n (n=1,2,3)
\tilde{F}^e	Vetor das forças nodais do elemento finito
G	Módulo de distorção
\underline{I}	Matriz identidade
$J(\infty)$	Fluência a tempo infinito
$J(t, t_0)$	Função de fluência

$\bar{J}(t, t_0)$	Parcela diferida da função de fluência
\underline{K}	Matriz de rigidez global
\underline{K}^e	Matriz de rigidez do elemento finito
K_v	Módulo de deformabilidade volumétrica
\underline{L}	Operador diferencial
\underline{N}	Matriz das funções de interpolação de um ponto P dentro do elemento finito
N_i	Função de interpolação associada ao ponto nodal i
V	Volume
V_e	Volume de um elemento finito
W_{ext}	Trabalho das forças exteriores
W_{int}	Trabalho das forças interiores

Latinas minúsculas

c	Massa de cimento por unidade de volume
w/c	Relação água/cimento (em massa)
a/c	Relação agregados/cimento (em massa)
\underline{f}	Vetor das forças mássicas $\underline{f} = \underline{f}(x_1, x_2, x_3, t)$
f^{lp}	Resistência do betão a longo prazo
f^{inst}	Resistência do betão instantânea
$f_{t,diametral}$	Valor de cálculo da tensão resistente do betão à tração (cálculo estático) por compressão diametral

$f_{t,direta}$	Valor de cálculo da tensão resistente do betão à tração (cálculo estático) por tração direta
f_c	Valor de cálculo da tensão resistente do betão à compressão (cálculo estático)
$f_{t,din}$	Valor de cálculo da tensão resistente do betão à tração (cálculo dinâmico)
$f_{c,din}$	Valor de cálculo da tensão resistente do betão à compressão (cálculo dinâmico)
$\frac{\partial}{\partial x_n}$	Derivada parcial (n=1,2,3)
\underline{L}	Operador diferencial
$\dot{\underline{q}}$	Vetor das derivadas das incógnitas na formulação de estado em pressões e deslocamentos
$\ddot{\underline{q}}$	Vetor das segundas derivadas das incógnitas na formulação de estado em pressões e deslocamentos
t	Idade do betão
t_0	Idade de carregamento do betão (instante inicial)
$\underline{\underline{s}}$	Vetor com a distribuição espacial das acelerações sísmicas
$\underline{\underline{u}}$	Vetor global de deslocamentos
$\underline{\underline{u}}^e$	Vetor elementar de deslocamentos
x_n	Coordenadas globais dos elementos finitos (n=1,2,3)
y_n	Coordenadas locais dos elementos finitos (n=1,2,3)

Gregas maiúsculas

$\Phi(t, t_0)$	Coeficiente de fluência
Σ	Somatório

Gregas minúsculas

α	Valor angular
β	Valor angular
$\varepsilon(t)$	Deformação no instante/idade t
$\varepsilon_f(t, t_0)$	Deformação específica de fluência no instante/idade t devido a um carregamento no instante/idade t_0
$\varepsilon_i(t)$	Deformação instantânea no instante t
$\varepsilon_d(t)$	Deformação diferida no instante t
$\varepsilon_{\text{controlo}}(t)$	Deformação no provete de controlo no instante t
$\varepsilon_R(t)$	Deformação de retração no instante t
$\varepsilon_{\text{total}}(t)$	Deformação total no instante t
$\varepsilon_{TH}(t)$	Deformação devida a variações de térmicas e higrométricas no instante t
$\varepsilon_{\text{Exp}}(t)$	Deformação devida a processos expansivos no instante t
$\varepsilon_0(t)$	Deformações impostas independentes das tensões no instante t
$\underline{\varepsilon}$	Vetor das deformações
$\underline{\underline{\varepsilon}}$	Matriz das deformações
γ	Massa específica de um material
σ	Tensão
$\underline{\sigma}$	Vetor das tensões
$\underline{\underline{\sigma}}$	Matriz das tensões
ν	Coefficiente de Poisson

Abreviaturas (siglas)

BS	British Standard
CIC	Centro de Instrumentação Científica
DBB	Departamento de Barragens de Betão
DM	Departamento de Materiais
EF3D	Elementos Finitos 3D
EN	European Norm
FCT	Fundação para a Ciência e a Tecnologia
GL	Grau de Liberdade
ISEL	Instituto de Engenharia de Lisboa
LNEC	Laboratório Nacional de Engenharia Civil
LFCV	Lema Fundamental do Cálculo Variacional
LVDT	Linear Variable Differential Transformer
MEF	Método dos Elementos Finitos/ Modelo de Elementos Finitos
NBPC	Núcleo de Betões, Pedra e cerâmicos
NE	Número de elementos finitos
NGL	Número de graus de liberdade de um modelo numérico de elementos finitos
NMMR	Núcleo de Modelação e Mecânica das Rochas
NP	Norma Portuguesa
NSEM	Núcleo de Sistemas Eletrotécnicos e Mecânicos
MMQ	Método dos Mínimos Quadrados

Índice

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO.....	1
1.1. CONSIDERAÇÕES GERAIS	1
1.2. OBJETIVOS	3
1.3. ESTRUTURAÇÃO DO TRABALHO	5

CAPÍTULO 2

COMPORTAMENTO DIFERIDO DO BETÃO. MODELAÇÃO DA FLUÊNCIA	9
2.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS	9
2.2 COMPORTAMENTO DIFERIDO DO BETÃO. VISCOELASTICIDADE.....	10
2.2.1 Decomposição das deformações	11
2.2.2 Teoria da Solidificação para a descrição da viscoelasticidade com maturação	13
2.2.3 Expressões para a função de fluência do betão	14
2.3 MODELAÇÃO DA FLUÊNCIA DO BETÃO.....	15
2.4 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA SOBRE ENSAIOS DE FLUÊNCIA EM TRAÇÃO	24
2.5 CONSIDERAÇÕES FINAIS	25

CAPÍTULO 3

DISTRIBUIÇÃO DE TENSÕES EM PROVETES DO TIPO “BONE SHAPED”. ANÁLISE ELÁSTICA COM BASE NUM PROGRAMA DE EF3D DESENVOLVIDO EM MATLAB.....	27
3.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS	27
3.2 MECÂNICA DOS SÓLIDOS. ESTADO DE TENSÃO E DE DEFORMAÇÃO	27
3.2.1 Estabelecimento do problema da Mecânica dos Sólidos	27
3.2.2 Estado de tensão e de deformação num ponto do interior duma estrutura	28
3.3 EQUAÇÕES FUNDAMENTAIS DA MECÂNICA DOS SÓLIDOS	30
3.3.1 Equação de Navier	33
3.3.2 Forma fraca da equação de Navier	35
3.4 FUNDAMENTOS DO MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS. ELEMENTOS FINITOS SÓLIDOS TIPO CUBO DE 20 PONTOS NODAIS	36
3.4.1 Resolução numérica de equações diferenciais pelo método dos elementos finitos	36
3.4.2 Elemento finito 3D, tipo cubo de 20 pontos nodais	40
3.5 ANÁLISE DO CAMPO DE TENSÕES EM PROVETES DE “BONE SHAPED” COM DIFERENTES GEOMETRIAS UTILIZANDO UM PROGRAMA EF3D DESENVOLVIDO EM MATLAB.....	42
3.6 CONSIDERAÇÕES FINAIS.....	47

CAPÍTULO 4**ENSAIOS LABORATORIAIS PARA CARACTERIZAÇÃO DA FLUÊNCIA DO BETÃO EM TRAÇÃO**

DIRETA	49
4.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS	49
4.2 COMPOSIÇÃO DO BETÃO. MOLDAGEM DOS PROVETES	50
4.3 ENSAIOS PARA CARACTERIZAÇÃO DA DEFORMABILIDADE INSTANTÂNEA	59
4.3.1 Módulo de elasticidade em compressão	59
4.3.2 Velocidade de propagação dos ultra-sons	60
4.3.3 Módulo de elasticidade em tração	63
4.4 ENSAIOS PARA CARACTERIZAÇÃO DA RESISTÊNCIA MECÂNICA	69
4.4.1 Resistência à compressão (cubos)	69
4.4.2 Resistência à tração por compressão de provetes	70
4.5 ENSAIOS DE FLUÊNCIA EM COMPRESSÃO	71
4.6 ENSAIOS DE FLUÊNCIA EM DE TRAÇÃO	72
4.6.1 Equipamentos de ensaio desenvolvidos no LNEC	72
4.6.2 Sistema óleo-hidráulico para aplicação da carga (óleo e azoto)	75
4.6.3 Implementação do sistema para ensaios de fluência em tração	75
4.6.4 Geometria dos provetes e colocação em ensaio de fluência em tração	80
4.6.5 Metodologia de ensaio	82
4.6.6 Aquisição automática de dados	85
4.6.7 Desenvolvimento de programas em MATLAB para tratamento dos dados	86
4.7 CONSIDERAÇÕES FINAIS	87

CAPÍTULO 5**ANÁLISE DE RESULTADOS. AJUSTE DA LEI DE FLUÊNCIA DA TEORIA DA SOLIDIFICAÇÃO AOS RESULTADOS EXPERIMENTAIS****89**

5.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS	89
5.2 AJUSTE DA FUNÇÃO DE FLUÊNCIA DA TEORIA DA SOLIDIFICAÇÃO	90
5.3 RESULTADOS OBTIDOS EM ENSAIOS DE FLUÊNCIA À TRAÇÃO E À COMPRESSÃO	97
5.4 CONSIDERAÇÕES FINAIS	98

CAPÍTULO 6**CONCLUSÕES E PERSPETIVAS FUTURAS****101**

6.1 SÍNTESE DO TRABALHO	101
6.2 RESULTADOS OBTIDOS	102
6.3 PERSPETIVAS FUTURAS	104

BIBLIOGRAFIA**105**

Lista de Figuras

Figura 1.1 - Fendilhação em estruturas de betão em zonas tracionadas (barragem do Cabril).	1
Figura 1.2 – Ensaios de fluência em tração de provetes de betão [PNRC-FCT 2002; Emílio, <i>et al.</i> , 2007]: a. Sistema de alavancas utilizado no âmbito desta dissertação (instalado no LNEC, DM/NBPC); b. Ajuste da lei de fluência da Teoria da Solidificação [Bažant, 1989] a resultados experimentais.	5
Figura 1.3 – Geometria dos provetes. Estudo numérico do campo de tensões para diferentes geometrias (tipo “ <i>bone shaped</i> ”) utilizando um programa em MATLAB desenvolvido no âmbito desta dissertação.	6
Figura 1.4 – Moldagem dos provetes. Fase final da moldagem de um provete (LNEC – NBPC, maio de 2016).	6
Figura 1.5 – Visualização em tempo real das cargas e dos deslocamentos pelo sistema de aquisição automática durante a fase de fluência em tração.	7
Figura 1.6 – Desenvolvimento de programas em MATLAB para tratamento e análise de dados envolvendo o ajuste da lei de fluência da Teoria da Solidificação aos valores medidos.	8
Figura 2.1 – Representação esquemática de uma função de fluência típica do betão.	13
Figura 2.2 - Extensão de fluência para dois níveis de tensão distintos. Fluência primária, secundária e terciária [Coutinho, Gonçalves, 1994].	21
Figura 2.3 - Representação esquemática da rotura à tração em fluência.....	23
Figura 2.4 – Representação gráfica da rotura em fluência à tração quando a extensão total (parcela elástica e diferida) atinge o ramo de enfraquecimento (adaptado de Oliveira, 2000).	23
Figura 2.5 - Representação gráfica da situação para baixos níveis de tensão. Não há rotura quando a fluência não é suficiente para que a extensão atinja o ramo de enfraquecimento (adaptado de Oliveira, 2000).	24
Figura 3.1 - Estabelecimento do problema para o caso geral tridimensional pela mecânica dos sólidos.....	28
Figura 3.2 - Estado de tensão e estado de deformação num ponto do interior de um sólido. Adaptado de [Oliveira, 2016].	29
Figura 3.3 - Incógnitas num problema de Mecânica dos Sólidos: deslocamentos, tensões e deformações.....	30
Figura 3.4 – Tipos de deformação (normal e distorcional). Relações deformações-deslocamentos, operador diferencial L	31
Figura 3.5 – Relações tensões-deformações. Matriz de elasticidade para materiais isotrópicos.....	32
Figura 3.6– Relações tensões-forças mássicas. Equação de equilíbrio.	33

LISTA DE FIGURAS

Figura 3.7 - Equações fundamentais da Mecânica dos Sólidos. Formulação em deslocamentos: Equação de Navier [Oliveira, 2016].	34
Figura 3.8 - Discretização do cabo em quatro elementos finitos e representação de uma solução aproximada dada pela combinação linear de funções simples definidas por troços lineares (funções de interpolação, $N_i(x)$) [Oliveira, 2016].	36
Figura 3.9 – Funções de interpolação definidas por elemento: a) elemento finito de barra com dois pontos nodais e um grau de liberdade de translação por nó; b) elemento finito de placa com quatro pontos nodais e dois graus de liberdade de translação por nó [Oliveira, 2016].	37
Figura 3.10 – Discretização de uma estrutura em elementos finitos. Introdução da aproximação fundamental do MEF na forma fraca da equação de Navier. Adaptado de [Oliveira, 2016].	39
Figura 3.11– Elemento “ <i>master</i> ” tipo cubo com 20 pontos nodais.	40
Figura 3.12- Representação planar dos pontos de Gauss.	40
Figura 3.13 – Malha de elementos finitos 3D (tipo cubo de 20 pontos nodais) dos provetes “ <i>bone shaped</i> ” tipo A (curvatura circular acentuada na zona de transição) e campo de tensões principais para uma força de tração aplicada de 45 kN (tensão de tração de 2 MPa na secção central e trações máximas no final da zona de transição de 2.25 MPa).	43
Figura 3.14 – Malha de elementos finitos 3D (tipo cubo de 20 pontos nodais) dos provetes “ <i>bone shaped</i> ” tipo B (curvatura circular suavizada na zona de transição) e campo de tensões principais para uma força de tração aplicada de 45 kN (tensão de tração de 2 MPa na secção central e trações máximas no final da zona de transição de 2.16 MPa).	44
Figura 3.15 – Malha de elementos finitos 3D (tipo cubo de 20 pontos nodais) dos provetes “ <i>bone shaped</i> ” tipo C (curvatura em elipse muito suavizada: só na secção central se tem a dimensão mínima de 150 mm x 150 mm) e campo de tensões principais para uma força de tração aplicada de 45 kN (tensão de tração máxima de 2 MPa na secção central).	45
Figura 4.1 – Leitura do valor de abaixamento do cone de Abrams, em duas das composições de teste (a. Teste 1 - 130 mm e b. Teste 2 - 100 mm).	51
Figura 4.2 – Mistura dos componentes para fabrico da composição final do betão.	52
Figura 4.3 – Leitura do valor de abaixamento do cone de Abrams numa das amassaduras da composição final do betão (10 mm).	52
Figura 4.4 – Provetes de betão imediatamente após moldagem, em moldes cúbicos.	53
Figura 4.5 – Molde de madeira para fabrico de provete do tipo “ <i>bone shaped</i> ” do tipo A. Pormenor do tipo de pernos para colocação dos LVDT’s.	54
Figura 4.6 – Provetes para ensaios complementares de apoio ao ensaio de fluência em tração.	54
Figura 4.7 – Provetes de ensaio na câmara saturada (temperatura de $20\pm 1^\circ\text{C}$ e humidade relativa $\geq 95\%$), expostos diretamente às condições ambientais.	56
Figura 4.8 – Isolamento dos provetes, com recurso a película de polietileno para posterior colocação na câmara saturada.	56

Figura 4.9 – Equipamento de retificação de provetes. Retificação da base de um provete cilíndrico para posterior colagem das placas para ensaio de tração direta.	58
Figura 4.10 – Retificação de um provete do tipo “bone shaped” para posterior colagem das placas de aço para ensaio de tração direta.	58
Figura 4.11 – a. Ensaio de determinação módulo de elasticidade em compressão. b. Ensaio de compressão realizado ao provete que serviu para a determinação do módulo de elasticidade.	59
Figura 4.12 – Realização de um ensaio de determinação de velocidade de propagação de ultra-sons a um cubo de 150 mm.	61
Figura 4.13 – Realização de um ensaio de determinação de velocidade de propagação de ultra-sons num provete tipo “bone shaped”, em 5 pontos ao longo da sua altura.	62
Figura 4.14 – Ensaio de tração direta num provete cilíndrico de secção constante, com sistema de medição de deformações locais (prensa hidráulica de tração com controlo de deformação, preparada para ensaios de curta duração, LNEC/DM/NMO Núcleo de Materiais Orgânicos).	64
Figura 4.15 – Ensaio de tração em provete cilíndrico de secção constante, aos 28 dias de idade. Determinação do módulo de elasticidade.	65
Figura 4.16 – Ensaio de tração direta num provete cilíndrico de secção reduzida, com sistema de medição de deformações locais (prensa hidráulica de tração com controlo de deformação, preparada para ensaios de curta duração, LNEC/DM/NMO Núcleo de Materiais Orgânicos). Rotura com fenda localizada na zona de transição.	67
Figura 4.17 – Ensaio de tração direta em provete do tipo “bone shaped”. Gráfico tensão-deformação obtido com vista à determinação do módulo de elasticidade.	68
Figura 4.18 – Ensaio de compressão. Aspeto de um cubo após rotura.	69
Figura 4.19 – Ensaio de resistência à tração por compressão diametral.	70
Figura 4.20 – Ensaio de resistência à tração por compressão diametral, aspeto do provete após rotura.	70
Figura 4.21 – Ensaio de fluência em compressão. Prensa hidráulica manual com controlo de força (LNEC/DM/NBPC - Núcleo de Betões, Pedra e Cerâmicos).	72
Figura 4.22 – Sistema de ensaio de fluência em tração de provetes de betão.	73
Figura 4.23 – Representação esquemática, e cotagem geral, do sistema para ensaios de fluência em tração [Emílio, 2007].	74
Figura 4.24 – Acumulador (com interface óleo-gás) do sistema óleo-hidráulico, manómetro analógico e bloco de válvulas do circuito óleo-hidráulico.	75
Figura 4.25 – Sistema para ensaios de fluência em tração sem almofada e circuito óleo-hidráulico instalados.	76
Figura 4.26 – a. Almofada hidráulica toroidal e circuito óleo-hidráulico ligada à “bomba Lukas”. b. “Bomba Lukas”.	77
Figura 4.27 – Sistema eletrónico para aquisição dos dados dos transdutores de carga e dos transdutores de deslocamento.	77
Figura 4.28 – Interface desenvolvida no <i>software DeloggerPro</i> para aquisição de dados na fase de calibração dos LVDT.	78

LISTA DE FIGURAS

Figura 4.29 – Calibração de um transdutor de deslocamento do tipo LVDT. Observa-se da esquerda para a direita um interferômetro laser (para determinação do deslocamento), um LVDT (em calibração) e um equipamento de imposição de deslocamento.....	79
Figura 4.30 – Solução adotada para a calibração das células de carga, que permitiu a montagem em série do equipamento calibrado e a calibrar.....	80
Figura 4.31 – Equipamentos de fluência com provetes montados.	82
Figura 4.32 - Ensaio de tração direta em provete do tipo “ <i>bone shaped</i> ”. Relação entre tensões e deformações até à rotura: $f_t = (2,25/2) \times 1,7$ MPa. Note-se a formação de uma fenda na zona da transição onde são esperadas as maiores tensões de tração que, de acordo com os resultados numéricos MEF3D, obtidos no capítulo anterior, são 2,25/2 vezes superiores à tensão na zona central do provete.....	83
Figura 4.33 – Extensões obtidas no ensaio de tração direta de um provete do tipo “ <i>bone shaped</i> ” instrumentado com 1 LVDT em cada face lateral.	84
Figura 4.34 – Provetes do tipo “ <i>bone shaped</i> ”: medição das extensões em retração livre e extensões de fluência em tração.....	84
Figura 4.35 – Representação esquemática dos provetes para determinação da extensão de fluência, numa base de medida L de 400 mm.....	85
Figura 4.36 – a. O sistema de aquisição automática permitiu a obtenção de 250 mil leituras ao fim de 90 dias de ensaio. b. Para a análise destas leituras recorreu-se ao MATLAB para fazer um programa de compilação e tratamento dos dados por provete.	86
Figura 5.1 – Ajuste da função de fluência da Teoria da Solidificação aos resultados experimentais obtidos no ensaio de fluência à tração do provete 1. a) Função de fluência ajustada pelo MMQ, impondo $q_1=1/E_0=0.8/E_{28}$ ($E_{28}=28600$ MPa). b) Evolução do módulo de elasticidade ao longo do tempo.	92
Figura 5.2 – Ajuste da função de fluência da Teoria da Solidificação aos resultados experimentais obtidos no ensaio de fluência à tração do provete 1. a) Função de fluência ajustada pelo MMQ, impondo $q_1=1/E_0=0.8/E_{28}$ ($E_{28}=28600$ MPa). b) Evolução do módulo de elasticidade ao longo do tempo.	93
Figura 5.3 – Ajuste da função de fluência da Teoria da Solidificação (não-linear) aos resultados experimentais obtidos no ensaio de fluência à tração do provete 1. a) Função de fluência ajustada pelo MMQ, impondo $q_1=1/E_0=0.8/E_{28}$ ($E_{28}=28600$ MPa). b) Evolução do módulo de elasticidade ao longo do tempo.	95
Figura 5.4 - Ajuste da função de fluência da Teoria da Solidificação (não-linear) aos resultados experimentais obtidos no ensaio de fluência à tração do provete 1. a) Função de fluência ajustada pelo MMQ, impondo $q_1=1/E_0=0.8/E_{28}$ ($E_{28}=28600$ MPa). b) Evolução do módulo de elasticidade ao longo do tempo.	96
Figura 5.5 - Comparação dos resultados obtidos nos ensaios de fluência em tração efetuados nos provetes 1 (vermelho) e 2 (verde), com ajuste da função de fluência da Teoria da Solidificação impondo o valor de $q_1=1/E_0=0.8/E_{28}$ ($E_{28}=28600$ MPa). Comparação com o resultado de um ensaio de fluência à compressão (azul) para o mesmo betão (o ensaio em compressão foi efetuado num provete prismático com tensão aplicada de 6,9 MPa)..	98

Lista de Tabelas

Tabela 3.1 – Pontos nodais e de Gauss do elemento “ <i>master</i> ” tipo cubo de 20 pontos nodais [Oliveira, 2016].....	41
Tabela 4.1 – Composição dos betões de teste, valor do abaixamento e resistência à compressão aos 7 e 28 dias de idade do betão fabricado no âmbito desta dissertação.....	51
Tabela 4.2 – Tipos de provete fabricados e suas dimensões.	54
Tabela 4.3 – Processos de conservação (cura) até data de ensaio dos provetes fabricados em laboratório.	55
Tabela 4.4 – Tabela resumo da campanha experimental.....	57
Tabela 4.5 – Módulo de elasticidade obtido nos ensaios mecânicos segundo a norma NP EN 12 390 – 13: 2015, e dados adicionais relevantes.	60
Tabela 4.6 – Valores obtidos para a massa volúmica e velocidade de propagação de ultra-sons para os provetes cúbicos, cilíndricos e “ <i>bone shaped</i> ”.	62
Tabela 4.7 – Módulo de elasticidade medido em ensaios de provetes cúbicos, cilíndricos e do tipo “ <i>bone shaped</i> ”. Comparação entre os valores obtidos em ensaios não destrutivos de ultra-sons (E_{din}) e ensaios mecânicos (E_{mec})....	63
Tabela 4.8 – Valores obtidos para o módulo de elasticidade e tração em provetes cilíndricos de secção constante...	65
Tabela 4.9 – Valores obtidos para o módulo de elasticidade e tração em provetes cilíndricos de secção reduzida. ...	66
Tabela 4.10 – Resultados obtidos no ensaio de resistência à compressão em cubos de 150 mm de lado.	69
Tabela 4.11 – Resultados obtidos no ensaio de resistência à tração por compressão diametral em cilindros (150 mm diâmetro e 300 mm altura) aos 28 e 90 dias de idade.	71

Capítulo 1

Introdução

1.1. Considerações gerais

No controlo da segurança de estruturas de betão, como é o caso, por exemplo, das pontes em betão ou das grandes barragens (Figura 1.1), é fundamental analisar o seu comportamento ao longo do tempo [Batista, 1998; Oliveira, 2000; Serra, *et.al.*, 2011]. Para tal é necessário observar a evolução ao longo do tempo dos campos de deslocamentos, deformações e tensões e proceder à sua análise, tendo em conta: i) a variação ao longo do tempo das principais solicitações; ii) a eventual ocorrência de ações excecionais, de carácter evolutivo ou localizadas no tempo; iii) o eventual aparecimento e progressão ao longo do tempo de fendas ou de zonas fendilhadas [Oliveira, 2000]; e, por fim, iv) o comportamento diferido do betão (comportamento viscoelástico, linear ou não-linear), caracterizado geralmente pela respetiva lei de fluência, cujos parâmetros importa conhecer.



Figura 1.1 - Fendilhação em estruturas de betão em zonas tracionadas (barragem do Cabril).

O conhecimento da lei de fluência do betão de uma dada obra é fundamental para que, a partir dos dados da observação da obra, seja possível identificar o desenvolvimento de eventuais patologias. De facto, a evolução ao longo do tempo dos deslocamentos totais observados numa obra incluem, em geral, uma parcela não patológica correspondente à resposta elástica e de fluência associada à história das principais forças aplicadas, e uma parcela patológica a qual poderá estar associada, por exemplo, ao desenvolvimento de processos expansivos, ao aparecimento e progressão de fendas, a movimentos de fundação, entre outros. Sob o ponto de vista do controlo da segurança é fundamental conseguir distinguir as duas referidas parcelas dos efeitos do tempo (patológica e não patológica) o que só é possível quando se conhece devidamente a lei de fluência do betão [Serra, *et al.*, 2011; 2016a; 2016b].

Assim, compreende-se bem o interesse de obter uma boa caracterização experimental da deformabilidade diferida do betão (dependente do tempo), o que se consegue através da realização de ensaios de fluência em laboratório, e, por vezes, recorrendo a células de fluência instaladas em obra [Serra, *et al.*, 2011; 2016a; 2016b]. A referida caracterização experimental do comportamento diferido do betão é usualmente efetuada com base em ensaios de fluência à compressão, o que se justifica na medida em que o betão estrutural é utilizado para funcionar essencialmente em compressão (como se sabe a resistência do betão à compressão é cerca de 10 vezes maior que a sua resistência à tração) [NP EN 1992-1-1].

Por exemplo, no caso das grandes barragens abóbada (estruturas de betão em massa, não-armado), a geometria estrutural é ajustada na fase de projeto para que, tanto quanto possível, devido às principais solicitações, não existam zonas tracionadas, ou que, pelo menos, caso ocorram algumas trações, estas sejam de valor claramente inferior ao valor característico da resistência do betão à tração, por forma a evitar o aparecimento de fendas. Contudo, em algumas obras, devido a variados fatores, desenvolvem-se trações em zonas localizadas que conduzem ao aparecimento de fendas [WGPNCOLD, 1985; P2I, 2014]. Para estudar o comportamento de obras com este tipo de problemas associados à instalação de tensões de tração e, em particular, para melhor caracterizar a evolução da deterioração nas zonas tracionadas, importa conhecer bem o comportamento diferido do betão sob tensões de tração sendo precisamente neste enquadramento que se realiza a presente dissertação. O conhecimento dos mecanismos de rotura por tração é, de facto, essencial tanto para a análise do comportamento global das estruturas de betão, (em termos de tensões e deformabilidade) como para a caracterização da deterioração nas zonas localizadas em que existam tensões principais de tração, geralmente associadas a fenómenos de fendilhação, a qual permite a entrada de agentes agressivos, diminuindo a durabilidade e a resistência do betão, tendo ou não armaduras.

O trabalho que se apresenta nesta dissertação surge na sequência de vários trabalhos de investigação que têm vindo a ser desenvolvidos no LNEC na área da caracterização do comportamento diferido do betão [Batista, 1998; Coutinho, Gonçalves, 1994; Emílio, *et. al.*, 2007; Mora, 1985; Oliveira, 2000; Pinho, 1989; Serra, *et al.*, 2011,2016] e está atualmente inserido no Plano de Investigação e Inovação P2I do LNEC através de um projeto denominado “*Fluência em tração do betão – FluênciaTB*” [P2I-LNEC, 2014], que se iniciou em 2015 sob proposta do DM/NBPC (Departamento de Materiais/Núcleo de Betões, Pedra e Cerâmicos) do LNEC. O equipamento utilizado para a realização dos ensaios de fluência em tração (sistema de 6 alavancas e com dispositivo para aquisição automática de dados) foi adquirido pelo LNEC, com financiamento da Fundação para a Ciência e a Tecnologia (FCT), atribuído no âmbito do programa Reequipamento Científico da FCT ao projeto intitulado “*Estudo de processos de deterioração evolutiva em barragens de betão. Controlo da segurança ao longo do tempo*” [PNRC-FCT, 2002].

1.2. Objetivos

O principal objetivo desta dissertação é contribuir para o desenvolvimento de metodologias para a realização de ensaios laboratoriais de fluência em tração direta, em provetes de betão.

Neste trabalho de dissertação sobre a caracterização experimental do comportamento diferido do betão com base em ensaios de tração direta, visa-se contribuir não apenas para o desenvolvimento de metodologias para o estudo experimental da fluência em regime viscoelástico linear (fluência primária que ocorre para tensões aplicadas inferiores a 40% da tensão de rotura à tração), mas também para o estudo experimental da fluência secundária e terciária (com rotura por tração devido a aumento de extensões por fluência, que ocorre para tensões aplicadas de valor elevado, normalmente entre 70% e 90% da tensão de rotura à tração, f_t).

Na metodologia que se propõe desenvolver e implementar com este trabalho de mestrado, para a realização de ensaios de fluência em tração em provetes de betão, são abordadas as principais questões envolvidas, nomeadamente referentes:

- i) ao projeto e construção dos equipamentos do tipo alavanca (sistema de seis alavancas, neste caso) para aplicação das forças de tração (Figura 1.2 a.);
- ii) ao circuito óleo-hidráulico incluindo um acumulador com interface óleo-gás (azoto) para manter a carga aproximadamente constante ao longo do tempo;
- iii) ao projeto e construção dos moldes e à moldagem dos provetes;

- iv) à colagem dos provetes de betão às placas de aço para transmissão da força das alavancas;
- v) ao controlo e minimização de eventuais problemas de excentricidade da força aplicada (utilizando, por exemplo, dois ou quatro LVDT's por provete);
- vi) à caracterização da resistência à tração como uma variável aleatória com um desvio padrão relativamente elevado comparativamente ao seu valor médio (o que obriga a dispor de um número de provetes de ensaio significativamente superior ao número de provetes necessários para os ensaios de compressão);
- vii) à determinação da composição do betão, tendo-se definido que os ensaios deveriam ser realizados para um betão de baixa resistência mecânica;
- viii) à calibração dos transdutores de força (células de carga) e dos transdutores de deslocamento (LVDT's);
- ix) ao sistema eletrónico de aquisição automática de dados (*DataTaker*) o qual foi configurado para uma frequência de amostragem de duas leituras por minuto, armazenadas automaticamente em ficheiros *.txt*;
- x) a estudos em modelo numérico de elementos finitos tridimensionais (EF3D) para determinação do campo de tensões em provetes com diferentes geometrias (tipo “*bone shaped*”) com vista à definição das formas mais adequadas a adotar para os provetes de ensaio;
- xi) ao desenvolvimento de programas em MATLAB para tratamento dos dados adquiridos na célula de carga e nos LVDT's instalados no provete de controlo (para controlo da extensão de retração ou devida a eventuais variações térmicas na sala de ensaio) e nos provetes em carga;
- xii) ao desenvolvimento de programas em MATLAB para ajuste pelo MMQ (método dos mínimos quadrados) dos parâmetros da lei de fluência da Teoria da Solidificação [Bažant, 1989] aos dados experimentais (Figura 1.2 b.).

Refira-se que os resultados laboratoriais obtidos no âmbito desta dissertação ainda não incluem registos de rotura por fluência em tração, contudo, continuam a decorrer ensaios de fluência sob tensões de tração relativamente elevadas, em três provetes de betão com baixa resistência, aguardando-se a eventual ocorrência de rotura.

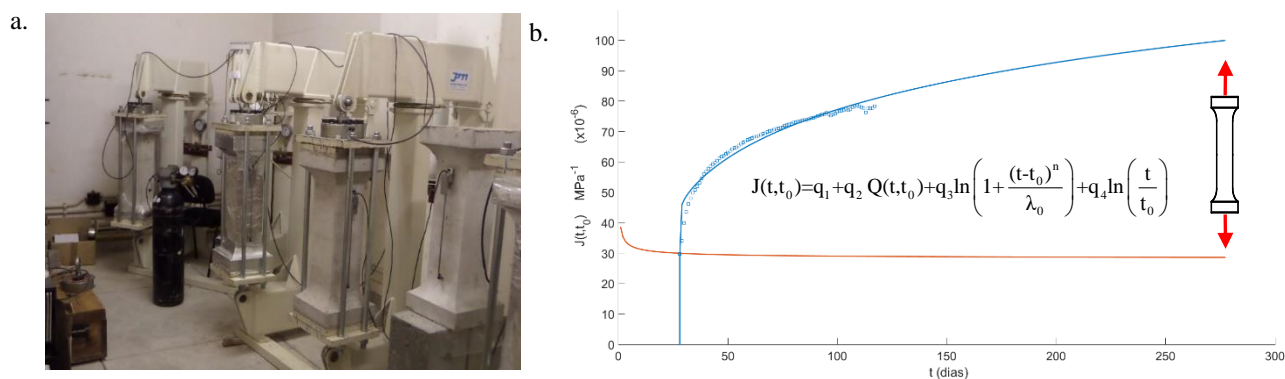


Figura 1.2 – Ensaio de fluência em tração de provetes de betão [PNRC-FCT 2002; Emílio, *et al.*, 2007]: a. Sistema de alavancas utilizado no âmbito desta dissertação (instalado no LNEC, DM/NBPC); b. Ajuste da lei de fluência da Teoria da Solidificação [Bažant, 1989] a resultados experimentais.

Considera-se que os objetivos específicos para o desenvolvimento do método de ensaio atrás mencionados, contribuirão para a implementação sistemática do ensaio de fluência em tração no NBPC do LNEC.

Como objetivo generalista desta dissertação pretende-se contribuir para o aprofundamento do conhecimento sobre o comportamento diferido do betão, no que respeita à fluência, e em particular sob tensões de tração.

1.3. Estruturação do trabalho

O enquadramento do tema do trabalho e os objetivos pretendidos com a realização do trabalho são apresentados, respetivamente, nas secções 1.1 e 1.2.

No Capítulo 2, são expostos e desenvolvidos os fundamentos do comportamento diferido do betão, na perspetiva de aplicação ao estudo experimental, em ensaios laboratoriais, de provetes de betão, sob tensões de tração constantes. São apresentadas algumas referências que tratam de estudos experimentais sobre a fluência em tração do betão desenvolvidos na última década.

No Capítulo 3 apresentam-se os fundamentos da mecânica dos sólidos com vista ao desenvolvimento de um programa de elementos finitos tridimensionais (EF3D), em MATLAB (iniciado no âmbito da disciplina de Mecânica dos Sólidos III do curso de mestrado em engenharia civil do ISEL). Este programa foi utilizado no estudo do campo de tensões em provetes de betão do tipo “bone shaped” com diferentes curvaturas na zona de transição, entre as secções maiores

junto às faces de topo (superfícies de colagem) e a secção de menor área na zona central (Figura 1.3).

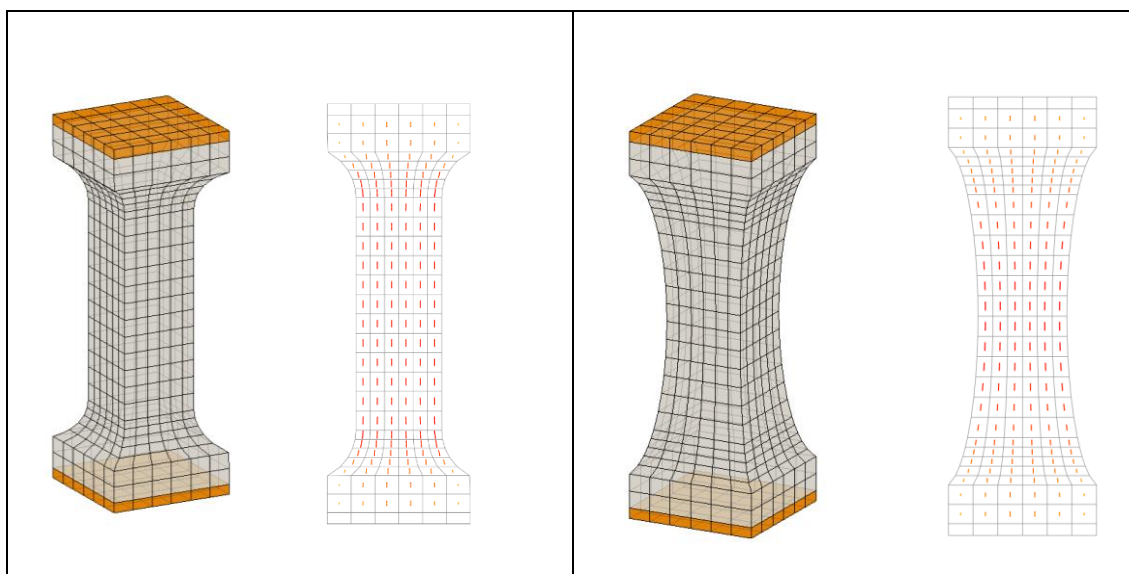


Figura 1.3 – Geometria dos provetes. Estudo numérico do campo de tensões para diferentes geometrias (tipo “bone shaped”) utilizando um programa em MATLAB desenvolvido no âmbito desta dissertação.

A metodologia adotada para a realização dos ensaios de fluência em tração (Figura 1.5) é apresentada no Capítulo 4. São referidos os vários ensaios preliminares necessários para caracterização da deformabilidade e da resistência instantânea do betão utilizado na moldagem dos provetes de ensaio do tipo “bone shaped” (Figura 1.4).



Figura 1.4 – Moldagem dos provetes. Fase final da moldagem de um provete (LNEC – NBPC, maio de 2016).

Apresentam-se resultados de ensaios de compressão em provetes cúbicos e cilíndricos para determinação do módulo de elasticidade em compressão, E_c , e da resistência à compressão, f_c , ensaios de compressão diametral em provetes cilíndricos para determinação da resistência à tração (ensaio brasileiro), $f_{t,diametral}$, ensaios instantâneos de tração direta em provetes do tipo “*bone shaped*” e cilíndricos com e sem secção reduzida para determinação da resistência à tração direta, $f_{t,direta}$ e do módulo de elasticidade em tração, E_t , e ainda ensaios de velocidade de propagação de ultra-sons para determinação do módulo de elasticidade dinâmico (cerca de 50% superior ao módulo de elasticidade estático determinado nos ensaios mecânicos).



Figura 1.5 – Visualização em tempo real das cargas e dos deslocamentos pelo sistema de aquisição automática durante a fase de fluência em tração.

Ainda neste capítulo apresenta-se a metodologia adotada para a realização dos ensaios de fluência em compressão e em tração, assim como os procedimentos para a sua implementação.

No Capítulo 5 analisam-se os principais resultados obtidos nos ensaios de fluência em tração (Figura 1.6), realizados em dois provetes de betão do tipo “*bone shaped*” com geometria caracterizada por uma zona central de secção uniforme quadrada de 150 mm de lado, submetidos a uma tensão de 1,2 MPa e de 1,3 MPa, respetivamente, aplicada à idade de 28 dias e mantida constante durante 90 dias. Também se analisam resultados obtidos em ensaio de fluência em compressão realizado num provete prismático com a mesma composição e igualmente carregado à idade de 28 dias, com uma tensão de 6,9 MPa. Com base nos resultados experimentais obtidos nos ensaios de fluência à tração nestes dois provetes (com cerca de 90 dias de carga):

- i) efetua-se o ajuste da lei de fluência da Teoria da Solidificação (para ambos os provetes) utilizando o Método dos Mínimos Quadrados (MMQ);

- ii) apresenta-se uma análise comparativa entre os resultados obtidos nos dois provetes em fluência à tração; e
- iii) analisa-se a diferença entre a resposta diferida em tração e em compressão, comparando os resultados obtidos em tração com os resultados de um ensaio em fluência à compressão;
- iv) discute-se ainda a possibilidade de considerar na lei de fluência da Teoria da Solidificação um fator que possa refletir uma eventual dependência entre a fluência e o valor da tensão e a existência de eventuais danos (associados a microfissuração).

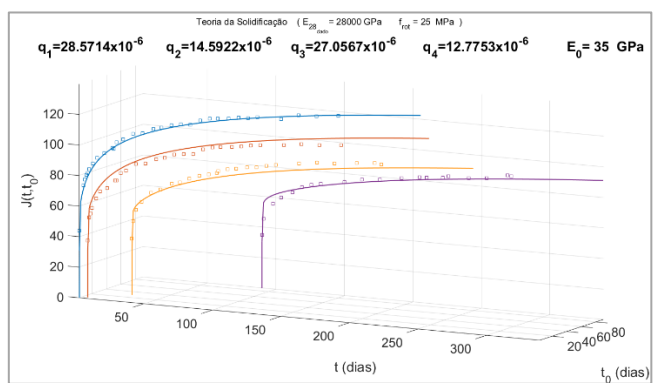
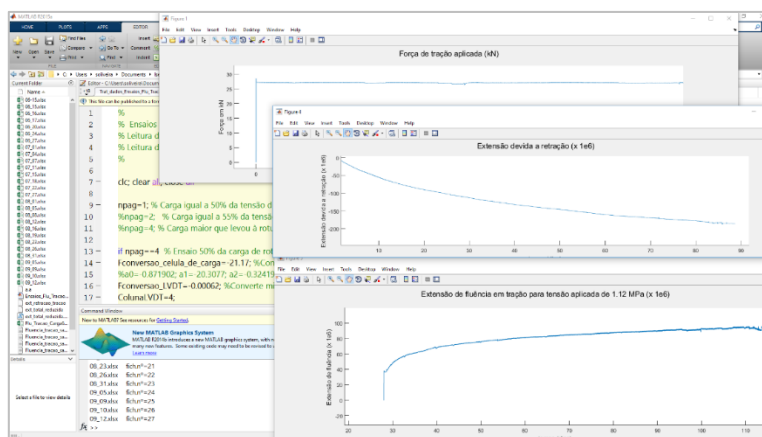


Figura 1.6 – Desenvolvimento de programas em MATLAB para tratamento e análise de dados envolvendo o ajuste da lei de fluência da Teoria da Solidificação aos valores medidos.

Por fim, no Capítulo 6, são apresentadas as principais conclusões da dissertação, faz-se a análise dos objetivos alcançados e referem-se as perspectivas de futuros desenvolvimentos nesta linha de investigação sobre a fluência do betão em tração.

Capítulo 2

Comportamento diferido do betão. Modelação da fluência

2.1 Considerações iniciais

De seguida são apresentados alguns conceitos gerais abordados ao longo do texto, de modo a clarificar os assuntos tratados e a contribuir para sistematizar a matéria em estudo.

Quer em estudos de interpretação do comportamento, quer na análise da segurança de barragens de betão, é indispensável conhecer o comportamento diferido deste material em todas as suas vertentes [Batista, 1998; Oliveira, 2000]: fluência sob forças aplicadas, relaxação sob deformações impostas, maturação, influência das condições termo-higrométricas na variação das características de deformabilidade e de resistência, entre outros.

A caracterização do comportamento diferido de grandes estruturas de betão, como é o caso das barragens, tem-se revelado um problema complexo, cuja abordagem, nas últimas décadas, tem sido tema de muitos trabalhos de investigação. O desenvolvimento de modelos para análise do comportamento diferido de estruturas de betão, que em muitos casos consideram a fissuração e outros efeitos não lineares, tem contado com importantes contribuições [Neville, 1970; Carol, Bažant, 1993; Bažant, *et al.*, 1997], nas quais têm sido identificadas e gradualmente superadas diversas dificuldades ao nível teórico e experimental.

Uma dificuldade importante na análise do comportamento diferido de estruturas de betão consiste no facto de, em cada instante, a resposta depender da história de carga anterior. A equação constitutiva que descreve o comportamento viscoelástico com maturação é uma equação do tipo integral (que pode ser escrita em termos da função de fluência ou da função de relaxação), que, necessariamente, conduz a formulações computacionalmente dispendiosas [Oliveira, 2000].

Um aspeto importante no desenvolvimento de modelos para análise do comportamento diferido do betão relaciona-se com a escolha de adequadas expressões para caracterização da

viscoelasticidade do betão. Neste sentido apresenta-se, neste capítulo, uma das mais importantes expressões para a fluência deste material, a Teoria da Solidificação. A Teoria da Solidificação tem por base expressões de natureza semi-empíricas e em teorias fundamentadas na natureza dos processos físico-químicos que ocorrem ao nível da microestrutura do betão [Bažant, Prasannan, 1989; Bažant, *et al.*, 1997; Oliveira, 2000].

2.2 Comportamento diferido do betão. Viscoelasticidade

O comportamento viscoelástico do betão está associado a rearranjos que ocorrem ao nível da respetiva microestrutura interna, induzidos pela permanência das solicitações ao longo do tempo. Embora não exista consenso perfeito entre os vários autores, pensa-se que o comportamento viscoelástico do betão é devido aos seguintes mecanismos fundamentais [Coutinho, Gonçalves, 1994]:

- i) escorregamentos intercrystalinos;
- ii) movimento da água adsorvida no processo de hidratação do cimento;
- iii) escoamento viscoso;
- iv) variação da solubilidade dos componentes do cimento devido à tensão a que estão sujeitos (aumento da solubilidade para tensões de compressão).

Assim, o comportamento viscoelástico é influenciado por fatores que se mantêm invariáveis após a reação de presa do betão, como, por exemplo, a composição do betão (relação água/cimento/agregados) ou o módulo de elasticidade dos agregados e o respetivo tamanho, e por fatores que variam após a reação de presa do betão, como as cargas aplicadas, a temperatura, a humidade específica, a idade de carga ou o grau de hidratação.

Para tensões aplicadas que se mantenham constantes ao longo do tempo, a viscoelasticidade manifesta-se pelo aumento das deformações com o tempo, fenómeno usualmente reconhecido como fluência. Para deformações impostas que se mantenham constantes no tempo, a viscoelasticidade manifesta-se pela diminuição das tensões ao longo do tempo, o que corresponde ao denominado efeito de relaxação. A caracterização experimental do comportamento viscoelástico dos materiais é usualmente efetuada com base em ensaios de fluência em virtude destes serem mais fáceis de executar do que os ensaios de relaxação [Oliveira, 2000].

2.2.1 Decomposição das deformações

Num provete de betão submetido a uma força axial, a deformação em cada instante, $\varepsilon(t)$, pode ser decomposta nas parcelas seguintes

$$\varepsilon(t) = \varepsilon_i(t) + \varepsilon_d(t) + \varepsilon_R(t) + \varepsilon_{TH}(t) + \varepsilon_{Exp}(t) \quad (2.1)$$

sendo

- $\varepsilon_i(t)$ - deformação instantânea (reversível para baixos níveis de tensão)
- $\varepsilon_d(t)$ - deformação diferida
- $\varepsilon_R(t)$ - deformação de retração
- $\varepsilon_{TH}(t)$ - deformação devida a variações térmicas e higrométricas
- $\varepsilon_{Exp}(t)$ - deformação devida a processos expansivos

Quanto à parcela instantânea das deformações, $\varepsilon_i(t)$, é de referir que, devido à maturação do betão, o seu valor depende da idade de aplicação da carga, ou seja, uma dada tensão provoca menores deformações instantâneas num provete quando é aplicada em idades mais avançadas. A deformação de fluência inclui, no caso geral, este efeito de maturação, visto que abrange não só a parcela diferida $\varepsilon_d(t)$ mas também a parcela instantânea $\varepsilon_i(t)$ [Oliveira, 2000].

A deformação de fluência ($\varepsilon_i(t) + \varepsilon_d(t)$) de um dado provete de betão submetido a uma dada tensão constante no tempo pode ser medida diretamente se as condições térmicas e higrométricas se mantiverem constantes e se não ocorrerem variações autógenas de volume. Para condições variáveis no tempo (variações térmicas e higrométricas, expansões, retrações, entre outras) podem utilizar-se dois provetes iguais e nas mesmas condições ambientais, para que, ficando um em carga e o outro livre de qualquer carregamento, seja possível separar a deformação de fluência (parcela instantânea e diferida) das restantes parcelas de deformação (devidas a variações de volume autógenas e variações térmicas e higrométricas) [Oliveira, 2000].

No domínio da viscoelasticidade linear, e para um problema uniaxial, a história de deformações $\varepsilon(t)$ para uma tensão σ constante no tempo e aplicada à idade t_0 é dada por

$$\varepsilon(t) = \sigma J(t, t_0) + \varepsilon_0(t) \quad (2.2)$$

em que $J(t, t_0)$ é a função de fluência e $\varepsilon_0(t)$ representa as deformações impostas independentes das tensões (as idades t e t_0 são normalmente contados em dias a partir do instante de referência, coincidente com o momento da presa do betão). A função de fluência $J(t, t_0)$ representa a deformação (parcelas instantânea e diferida) no instante t devida a uma tensão uniaxial unitária, constante, a atuar desde o instante t_0 . A função de fluência $J(t, t_0)$ (deformação para tensão unitária) pode ser obtida a partir das parcelas de deformação instantânea e diferida [Serra, *et al.*, 2011]:

$$J(t, t_0) \sigma(t_0) = \varepsilon_i(t_0) + \varepsilon_d(t, t_0) \quad (2.3)$$

$$J(t, t_0) = \frac{1}{E(t_0)} + \varepsilon_f(t, t_0) \quad (2.4)$$

em que

$$\varepsilon_f(t, t_0) = \frac{\varepsilon_d(t, t_0)}{\sigma(t_0)} \quad (2.5)$$

é a fluência específica, normalmente expressa em (MPa^{-1}) .

Nos casos em que não se considera a maturação do betão, a função de fluência só depende do tempo de carga, isto é, $J(t, t_0) = J(t - t_0)$. Para o caso do betão, apresenta-se esquematicamente

Figura 2.1 na Figura 2.1 uma função de fluência típica, sendo notória a dependência da idade de carga. A função de fluência é frequentemente escrita como a soma da parcela elástica instantânea $1/E(t_0)$ e da parcela diferida $\bar{J}(t, t_0)$, ou seja,

$$J(t, t_0) = \frac{1}{E(t_0)} + \bar{J}(t, t_0) = \frac{1 + \Phi(t, t_0)}{E(t_0)} \quad (2.6)$$

onde $E(t_0)$ é o módulo de elasticidade que caracteriza a deformação instantânea (normalmente o módulo de elasticidade instantâneo é definido para ensaios com a duração de 0,01 dias) para a idade t_0 e $\Phi(t, t_0) = E(t_0) J(t, t_0) - 1$ é o coeficiente de fluência que representa o quociente entre a parcela de deformação diferida e a parcela elástica instantânea [Oliveira, 2000].

Ainda na Figura 2.1, já apresentada, onde se representa esquematicamente uma função de fluência típica do betão, repare-se que esta é composta por curvas de fluência para várias idades de carga (optou-se por representar a traço interrompido a parcela elástica instantânea, dependente do valor do módulo de elasticidade à idade de carregamento).

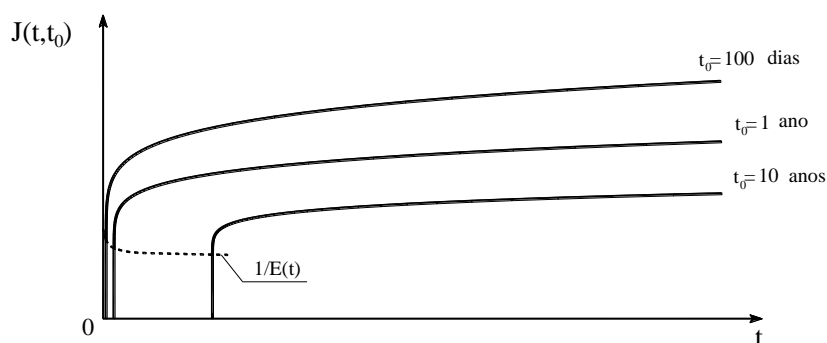


Figura 2.1 – Representação esquemática de uma função de fluência típica do betão.

A caracterização da função de fluência por intermédio de expressões matemáticas foi inicialmente abordada através de técnicas semi-empíricas. Recentemente têm vindo a ser desenvolvidas teorias para a fluência do betão, como a Teoria da Solidificação [Bažant, Prasannan, 1989] ou a Teoria da Solidificação com Relaxação das Micro-Tensões [Bažant, Hauggaard, *et al.* 1997], as quais são baseadas em hipóteses formuladas a partir do conhecimento das transformações físico-químicas que ocorrem ao nível da microestrutura do betão. Estas teorias, consistentes do ponto de vista termodinâmico, conduziram a expressões para $J(t, t_0)$ que são fáceis de calibrar e que descrevem com maior rigor a fenomenologia da fluência [Oliveira, 2000].

2.2.2 Teoria da Solidificação para a descrição da viscoelasticidade com maturação

Uma nova perspetiva sobre a viscoelasticidade do betão foi pioneiramente sugerida por Bažant no final da década de 70 [Bažant, 1977] com a introdução dos conceitos básicos da Teoria da Solidificação para a fluência com maturação, a qual tem vindo a ser aperfeiçoada [Bažant, Prasannan, 1989; Bažant, *et al.* 1997]. De facto, durante décadas a fluência do betão foi descrita apenas com base em modelos empíricos ou semi-empíricos, os quais apesar de progressivamente mais sofisticados [Neville, 1970; Bažant, 1975; Bažant, Osman, 1976; Bažant, Panula, 1979; Bažant, Chern, 1984, 1985] exigem os maiores cuidados sempre que se pretendam efetuar previsões de fluência a longo prazo por extrapolação dos resultados experimentais usados na validação das expressões empíricas [Oliveira, 2000].

A Teoria da Solidificação surge assim como a primeira teoria para a fluência do betão fundamentada no conhecimento dos processos físico-químicos que ocorrem ao nível da microestrutura do betão, e nos princípios da termodinâmica dos processos de hidratação do cimento [Bažant, Prasannan, 1989]. No final da década de 90 a Teoria da Solidificação foi refinada dando origem à denominada Teoria da Solidificação com Relaxação das Micro-Tensões [Bažant, Hauggaard, *et al.* 1997].

O betão é um material cujas características mecânicas variam ao longo do tempo, pois enquanto os agregados apresentam características praticamente imutáveis (a sua estrutura interna é estável do ponto de vista físico-químico) na pasta de cimento ocorrem modificações graduais ao nível da sua microestrutura. A pasta de cimento endurecida é constituída por partículas sólidas microscópicas de características que não variam no tempo e por um sistema de poros capilares no interior dos quais há uma solução ou gel (água, ar e cristais em formação) onde ocorre o denominado processo de hidratação do cimento, que consiste na formação e deposição gradual de material sólido (cristais) nas paredes dos poros capilares [Oliveira, 2000].

Desta forma, na Teoria da Solidificação o decréscimo da taxa de fluência com a idade do betão é interpretado como decorrendo da deposição de camadas dos novos produtos de hidratação, sem maturação, nas paredes dos poros capilares da pasta de cimento endurecida. Este processo é acompanhado pelo aumento do volume dos produtos de hidratação dentro dos poros capilares, do qual resulta o aumento da rigidez e da viscosidade macroscópica do material. É de referir que devido às propriedades elásticas dos agregados e das partículas sólidas microscópicas invariáveis no tempo (devido à sua natureza físico-química) faz sentido adotar um módulo de elasticidade assintótico constante E_0 do betão em vez de um módulo de elasticidade variável $E(t)$. O parâmetro E_0 tem o significado de um valor limite para o qual o módulo de elasticidade tende assintoticamente à medida que o tempo de duração dos ensaios para determinação da deformabilidade tende para zero (E_0 determina-se com base em resultados de ensaios executados em tempos inferiores a 1 microssegundo) A adoção de E_0 tem vindo a ser proposta há vários anos em várias leis de fluência (lei da dupla potência; lei logarítmica da dupla potência; lei da tripla potência) [Oliveira, 2000].

2.2.3 Expressões para a função de fluência do betão

Desde a década de 30 que têm sido propostas para o betão funções de fluência progressivamente mais sofisticadas, mas todas elas baseadas em considerações essencialmente empíricas e na

observação de resultados experimentais [Straub, 1930; Shank, 1935; Ross, 1937; Lorman, 1940; L'Hermite, 1957; McHenry, 1943; Aroutiounian, 1957; Illston, 1968; ACI, 1971; CEB., 1972; Bažant, Panula, 1978; Bažant, Chern, 1984, 1985]. A utilização destas expressões empíricas ou semi-empíricas para a fluência do betão requer, como se referiu atrás no Capítulo 2.1.2, os maiores cuidados sempre que se pretendam efetuar previsões de fluência a longo prazo [Oliveira, 2000].

Só recentemente, após o aparecimento da Teoria da Solidificação, se começa a sair do domínio do empirismo e a avançar para a fundamentação teórica das previsões da fluência. As novas teorias relativas à fluência do betão constituem importantes passos para que no futuro seja possível utilizar com mais eficácia os dados experimentais relativos ao betão de barragens no sentido da obtenção de funções de fluência mais fiáveis [Oliveira, 2000].

2.3 Modelação da fluência do betão

PRIMEIRAS EXPRESSÕES PROPOSTAS PARA A FLUÊNCIA DO BETÃO

Após a realização dos primeiros ensaios de fluência em provetes de betão, no início do século XX, foi possível encontrar expressões matemáticas para descrição do fenómeno de fluência. Segundo [Coutinho, Gonçalves, 1994] foi Louis Vicat, em 1831, o primeiro a efetuar ensaios de fluência em materiais de construção [Vicat, 1834], após ter observado deformações imprevisíveis (a partir das propriedades elásticas) da ponte suspensa, de aço, em Argentat sobre o rio Dordogne, de cuja construção estava encarregado. Contudo, a primeira publicação referente à fluência do betão só apareceu no início do século XX [Woolson, 1905].

Têm sido propostas diversas expressões matemáticas para descrever a fluência do betão, desde as do tipo exponencial ou hiperbólico (fluência limitada por uma assíntota horizontal) às do tipo logarítmico ou potencial (fluência que não tende para um valor limite). Em todas estas expressões recorre-se a constantes empíricas e parâmetros a ajustar aos resultados dos ensaios de fluência (recorrendo a regressões não lineares, em geral).

Como a realização de ensaios de fluência envolve meios pouco correntes¹ e exige muito tempo (ensaios com duração de meses ou mesmo anos), o que acarreta elevados custos, foram desenvolvidos critérios que permitem, para algumas expressões, estimar os coeficientes de fluência sem realizar ensaios de fluência, partindo apenas do conhecimento da composição do

¹ Sobretudo no caso específico das barragens, em que os provetes de betão integral devem ter grandes dimensões dado o tamanho dos agregados.

betão, do respetivo módulo de elasticidade (aos 28 dias, em geral) e da sua resistência à compressão [Oliveira, 2000].

De entre as expressões mais simples propostas para a fluência do betão é de referir a conhecida expressão logarítmica, que em determinados estudos ainda é utilizada, pois conduz a bons resultados quando a retração de secagem é desprezável (como sucede no betão de barragens)

$$J(t, t_0) = \lambda(t_0) \ln(t + 1) \quad (2.7)$$

onde $\lambda(t_0)$ é uma função da idade de carga, a obter experimentalmente. Igualmente de mencionar é a seguinte expressão exponencial [Aroutiounian, 1957]

$$J(t, t_0) = \left(J(\infty) + \frac{b}{t_0} \right) \left[1 - e^{-a(t-t_0)} \right] \quad (2.8)$$

em que a, b e $J(\infty)$ (fluência a tempo infinito) são coeficientes a determinar experimentalmente [Oliveira, 2000].

LEI DA DUPLA POTÊNCIA

A fluência básica do betão pode ser relativamente bem descrita pela lei da dupla potência formulada inicialmente por Bažant [Bažant, 1975; Bažant, Osman, 1976], e mais tarde calibrada por Bažant e Panula [Bažant, Panula, 1979]. Para a fluência básica, a expressão da lei da dupla potência é

$$J(t, t_0) = \frac{1}{E_0} + \frac{\varphi_1}{E_0} (t_0^{-m} + \beta)(t - t_0)^n \quad (2.9)$$

em que t e t_0 são expressos em dias e E_0 , φ_1 , m e n são parâmetros que dependem das características de cada betão, e que podem ser determinados com base em resultados de ensaios de fluência através do ajuste da expressão anterior aos resultados experimentais (por regressão não linear). Alternativamente, os parâmetros desta lei podem ser determinados com base em relações empíricas que envolvem a tensão de rotura à compressão aos 28 dias de idade e a composição do betão. O parâmetro E_0 tem o significado já referido, corresponde ao valor limite para o qual o módulo de elasticidade tende assintoticamente à medida que o tempo de duração dos ensaios para determinação da deformabilidade tende para zero. Quanto aos outros parâmetros, assumem

normalmente valores da ordem de grandeza seguinte: $n=1/8$; $m=1/3$; $\beta=0,05$; $\varphi_1 = 2$ a 6 [Oliveira, 2000].

Trata-se de uma lei não assintótica, que está de acordo com a generalidade dos resultados experimentais, em particular, dos relativos a betão de barragens. Contudo, em muitos casos, conduz a previsões por excesso da fluência a longo prazo [Oliveira,2000].

No LNEC esta lei tem sido largamente usada desde meados da década de 80 [Ramos, 1985; Pinho, 1989; Batista, 1998] no estudo da fluência de diversas barragens de betão (Cabril, Cahora Bassa, Venda Nova, Sta. Luzia, Alto Lindoso, Funcho, Crestuma, Aguieira, entre outras) [Oliveira, 2000].

LEI LOGARÍTMICA DA DUPLA POTÊNCIA

Esta lei constitui um aperfeiçoamento da anterior lei da dupla potência por forma a permitir uma descrição mais adequada da fluência a longo prazo [Bažant, Chern, 1984]. A respetiva expressão tem a seguinte forma

$$J(t, t_0) = \frac{1}{E_0} + \frac{\varphi_0}{E_0} \ln \left[1 + \varphi_1 (t_0^{-m} + \alpha)(t - t_0)^n \right] \quad (2.10)$$

em que t , t_0 e E_0 têm o significado referido no caso da lei anterior e os restantes parâmetros têm normalmente valores da ordem de grandeza seguinte: $n=0,25$; $m=0,5$; $\varphi_0 = \varphi_1 = 1$; $\alpha = 0,02$.

É ainda de referir que, quer para esta lei quer para a anterior, o módulo de elasticidade convencional é dado por

$$E(t) = \frac{1}{J(t + \Delta t, t)} \quad (2.11)$$

em que $\Delta t \cong 0,1$ dia [Oliveira, 2000].

Bažant e Chern propuseram ainda uma outra lei denominada lei da tripla potência [Bažant, Chern, 1985] que apresenta algumas vantagens teóricas relativamente à lei logarítmica da dupla potência, mas que em termos práticos não introduz melhoramentos significativos e é mais difícil de calibrar [Oliveira, 2000].

LEI DA TEORIA DA SOLIDIFICAÇÃO

Esta lei, deduzida com base na Teoria da Solidificação, referida no Capítulo 2.1.2, permite descrever com maior rigor do que as leis anteriores a fenomenologia da fluência [Oliveira, 2000]. Além disso, é mais consistente em termos físico-teóricos e é mais fácil de calibrar pois depende linearmente de quatro parâmetros (q_1, q_2, q_3 e q_4) (a ajustar por regressão linear através do MMQ). Para o caso da fluência linear esta lei assume a forma

$$J(t, t_0) = q_1 + \bar{J}(t, t_0) \quad (2.12)$$

em que $\bar{J}(t, t_0)$ corresponde à parcela diferida. Para o caso de fluência não linear, a parcela diferida é multiplicada por uma função adimensional da tensão $F(\sigma)$, ficando

$$J(t, t_0, \sigma) = q_1 + F[\sigma(t)] \bar{J}(t, t_0) \quad (2.13)$$

A elasticidade instantânea é introduzida de forma explícita, e é caracterizada pelo módulo de elasticidade assintótico constante E_0 , adotando-se

$$q_1 = \frac{1}{E_0} \quad (2.14)$$

a parcela diferida da função de fluência é dada por

$$\bar{J}(t, t_0) = q_2 Q(t, t_0) + q_3 \ln \left(1 + \frac{(t-t_0)^n}{\lambda_0} \right) + q_4 \ln \left(\frac{t}{t_0} \right) \quad (2.15)$$

em que n e λ_0 são usualmente iguais para todos os betões: $n = 0,1$ e $\lambda_0 = 1$ dia.

O termo $Q(t, t_0)$ é dado pelo seguinte integral

$$Q(t, t_0) = \int_{t_0}^t \left(\frac{\lambda_0}{t'} \right)^m \frac{n(t'-t_0)^{n-1}}{\lambda_0^n + (t'-t_0)^n} dt' \quad (2.16)$$

que corresponde a um integral binomial (m é uma constante empírica usualmente igual para todos os betões: $m = 0,5$) que não se pode determinar analiticamente (é dado na forma de tabela em [Bažant, Baweja, 1995]). Este integral pode ser calculado numericamente de forma eficaz utilizando a mudança de variável $\xi = \log(t'-t_0)$, vindo

$$Q(t, t_0) = \int_{\log(t_0, 10^{-100})}^{\log(t-t_0)} \lambda_0^m (10^\xi + t_0)^{-m} \frac{n \cdot 10^{\xi(n-1)}}{\lambda_0^n + 10^{\xi n}} \cdot 10^\xi \ln 10 d\xi \quad (2.17)$$

Na falta de resultados de ensaios de fluência, podem-se usar para o betão as seguintes aproximações [Bažant, Planas, 1998]

$$q_1 = \frac{0,80}{E_{28}}, \quad E_{28} = 4721 \sqrt{\sigma_0 f_c}, \quad \sigma_0 = 1 \text{ MPa} \quad (2.18)$$

$$q_2 = \frac{1,853 \times 10^{-3}}{\sigma_0} \left(\frac{c}{c_0} \right)^{0,5} \left(\frac{f_c}{\sigma_0} \right)^{-0,9}, \quad c_0 = 100 \text{ kg/m}^3 \quad (2.19)$$

$$q_3 = 0,29 \left(\frac{w}{c} \right)^4 q_2 \quad (2.20)$$

$$q_4 = \frac{2,03 \times 10^{-5}}{\sigma_0} \left(\frac{a}{c} \right)^{-0,7} \quad (2.21)$$

Nestas expressões σ_0 e c_0 são constantes introduzidas para garantir a compatibilidade dimensional e

f_c – é a resistência média à compressão aos 28 dias, determinada em provetes cilíndricos;

c – é a massa de cimento por unidade de volume em kgm^{-3} ;

w/c – é a relação água/cimento (em peso);

a/c – é a relação agregados/cimento (em peso).

Quanto à dependência não linear da tensão presente na equação (2.13) através de $F(\sigma(t))$, esta pode ser introduzida aproximadamente, para o caso uniaxial, através da seguinte função

$$F(\sigma(t)) = \begin{cases} \left[1 + \left(\frac{\sigma(t)}{f_c} \right)^2 \right] \frac{1}{(1-d^-)}, & \sigma(t) < 0 \\ \left[1 + \left(\frac{\sigma(t)}{f_t} \right)^2 \right] \frac{1}{(1-d^+)}, & \sigma(t) > 0 \end{cases} \quad (2.22)$$

em que f_c e f_t são, respetivamente, a resistência à compressão e à tração e d^- e d^+ representam as variáveis de dano à compressão e à tração. Nos casos em que não se disponha de um modelo de

dano [Oliveira, 2000], pode-se adotar, simplificada, $d^- = (\sigma / f_c)^{10}$ e $d^+ = (\sigma / f_t)^{10}$ [Bažant, Planas, 1998]. Para o caso geral de estados de tensão triaxiais a função $F(\sigma)$ deve ser expressa em termos dos invariantes do tensor das tensões [Majorana, Vitaliani, 1991].

O facto da não linearidade da lei de fluência ser caracterizada pela tensão corrente $\sigma(t)$ e ser independente da história de tensão anterior é uma simplificação relativamente a outras leis de fluência não lineares, nas quais os integrais históricos incluem funções não lineares de $\sigma(t)$. Com esta forma simplificada de introduzir $F(\sigma)$ esta lei de fluência permite não só descrever o aumento da taxa de fluência para tensões elevadas (fluência terciária), como também representar a diminuição da recuperação de fluência relativamente à prevista tradicionalmente pela aplicação clássica do princípio da sobreposição dos efeitos [Bažant, Prasannan, 1989; Oliveira, 2000].

EFEITOS DO TEMPO NA ROTURA DO BETÃO

Os fenómenos associados aos efeitos do tempo tais como a retração, a fluência, as reações expansivas ou a agressividade do meio ambiente podem influenciar a rotura do betão. No caso das barragens de betão é de todo o interesse estudar a influência destes fenómenos, sobretudo para o caso das roturas por tração, que ocorrem praticamente em todas as obras.

De facto, perante uma obra com fissuração é de todo o interesse identificar as respetivas causas e dispor de modelos que permitam efetuar previsões acerca da forma como a fissuração irá evoluir no tempo, de modo a que se consiga determinar se esta poderá ou não assumir proporções que ponham em causa a funcionalidade da obra ou que afetem a respetiva segurança ao colapso [Oliveira, 2000].

ROTURA EM FLUÊNCIA

A tensão de rotura do betão determinada num ensaio de carga rápido do tipo normalizado [Coutinho, Gonçalves, 1994] é sempre superior à tensão de rotura determinada em ensaios onde o betão é sujeito a cargas permanentes de longa duração [Price, 1951; Rusch, *et al.*, 1958; Coutinho, Gonçalves, 1994].

Num material sob carga e sujeito a fluência o trabalho das forças exteriores vai sendo em parte transformado em energia potencial de deformação, e em parte dissipado ao provocar rearranjos ao nível da estrutura microscópica do material, a que correspondem configurações de menor energia interna (ligações intermoleculares mais fracas). Assim, num processo de fluência, quando a energia de deformação, em crescimento ao longo do tempo, atinge o valor da energia interna das ligações, em decréscimo durante o processo de fluência, dá-se a rotura [Oliveira, 2000].

Esta interpretação do fenómeno de rotura em fluência é, em geral, confirmada pela experiência. No entanto verifica-se que há uma tensão crítica, σ_{cr} , abaixo da qual a rotura não ocorrerá (tensão mínima para que ocorra rotura por fluência) [Oliveira, 2000].

No caso de um provete de betão, quando a tensão aplicada é suficientemente elevada (maior ou igual à tensão crítica, σ_{cr}) verifica-se que a curva de fluência não tende para um limite superior (Figura 2.2). De facto, após uma primeira fase em que a fluência cresce cada vez mais devagar, chamada de fluência primária, segue-se uma fase de crescimento linear, designada por fluência secundária, e por fim segue-se uma terceira e última fase (de menor duração) durante a qual a deformação sofre uma rápida aceleração que termina na rotura, correspondendo ao período de fluência terciária [Coutinho, Gonçalves, 1994;Oliveira, 2000].

No caso de provetes de betão submetidos a ensaios de fluência em compressão verifica-se que a rotura em fluência ocorre apenas nos provetes carregados com tensões superiores a cerca de $0,9 f_c$ [Coutinho, Gonçalves, 1994]. É de referir que segundo o Eurocódigo 2 e outros códigos de segurança este valor é estipulado em cerca de $0,6 f_c$. No caso da tração, a rotura em fluência ocorre nos provetes carregados com tensões superiores a cerca de $0,6 f_t$ [Oliveira, 2000].

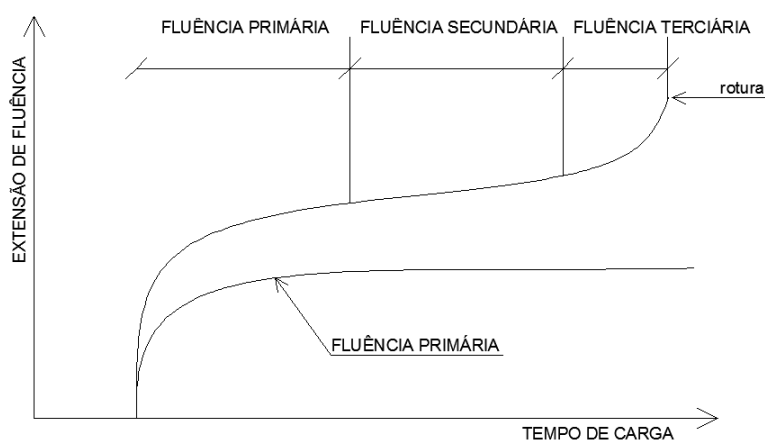


Figura 2.2 - Extensão de fluência para dois níveis de tensão distintos. Fluência primária, secundária e terciária [Coutinho, Gonçalves, 1994].

Admitindo simplificadamente diagramas $\sigma - \varepsilon$ médios para o período em análise, como representado nas Figuras 2.3 e 2.4, e atendendo à fragilidade do comportamento do betão em tração pode-se compreender que o quociente entre a resistência a longo prazo e a resistência instantânea f^{lp} / f^{inst} seja menor no caso da tração do que no caso da compressão [Oliveira, 2000].

Isto pode ser conseguido de forma simplificada considerando uma relação $\sigma - \varepsilon$ média para um dado período de tempo em análise e admitindo a possibilidade de agravamento do dano quando, após o aumento da extensão por fluência, é atingido o ramo de enfraquecimento (Figura 2.4). Desta forma, e tal como se observa nos ensaios de rotura em fluência [Coutinho, Gonçalves, 1994], o ramo de enfraquecimento poderá ser atingido para tensões inferiores à resistência de pico (f_c ou f_t), o que conduz a uma maior proximidade da rotura devido à instabilidade característica do ramo de enfraquecimento [Bažant, Cedolin, 1991].

A adopção de uma curva $\sigma - \varepsilon$ média para todo o período em análise, conjugada com uma dada lei de fluência, implica aproximações importantes que numa primeira fase da abordagem do problema são justificadas não só pela complexidade dos fenómenos envolvidos, como também pela complexidade das interacções entre os vários fenómenos, de entre as quais se podem destacar os seguintes:

- i) aumento da resistência devido ao processo de maturação;
- ii) aumento da resistência à compressão por efeito da permanência da cargas;
- iii) dependência da função de fluência do nível de tensão e do dano;
- iv) fluência em carga diferente da fluência em descarga (recuperação de fluência);
- v) influência dos ciclos térmicos e dos ciclos de secagem-molhagem sobre a resistência e as próprias características de fluência;
- vi) influência dos processos químicos (por exemplo, reacções alcalis-sílica) na alteração das características de resistência e da própria função de fluência; entre outros [Oliveira, 2000].

Desta forma, pode-se concluir que, quer se considere uma função de fluência independente da tensão, equação (2.12), ou dependente do nível de tensão, equação (2.13), é de toda a importância introduzir nos modelos que pretendam representar a rotura em fluência a hipótese de que existe um limite para a extensão de fluência, a partir do qual há agravamento do dano e possibilidade de ocorrer a rotura [Oliveira, 2000].

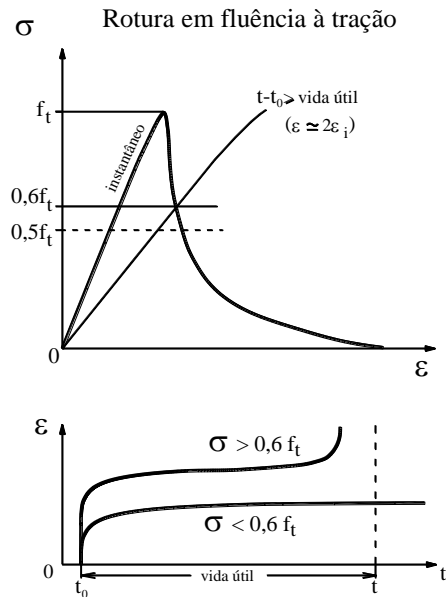


Figura 2.3 - Representação esquemática da rotura à tração em fluência (adaptado de Oliveira, 2000).

Em termos práticos, na análise estrutural em regime viscoelástico com dano há que conjugar a utilização de um diagrama $\sigma - \epsilon$ medianizado para o período em análise com uma lei de fluência, por forma a que para tensões inferiores a um dado valor (por exemplo, $0,9 f_c$ para o caso da compressão e $0,6 f_t$ para o caso da tração) a extensão de fluência não aumente até ao ramo de enfraquecimento (Figura 2.5) (pelo menos, para tempos de carga à escala da vida útil da obra) para que, tal como se observa experimentalmente, não ocorram roturas para níveis de tensão baixos [Oliveira, 2000].

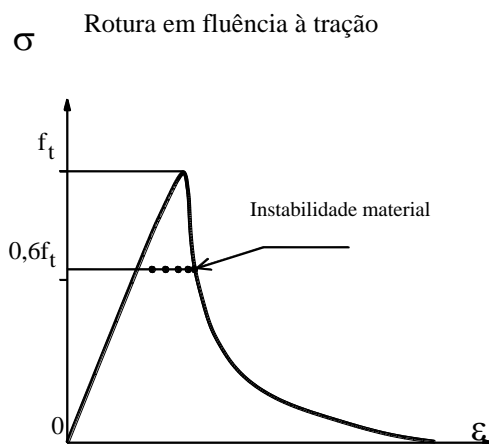


Figura 2.4 – Representação gráfica da rotura em fluência à tração quando a extensão total (parcela elástica e diferida) atinge o ramo de enfraquecimento (adaptado de Oliveira, 2000).

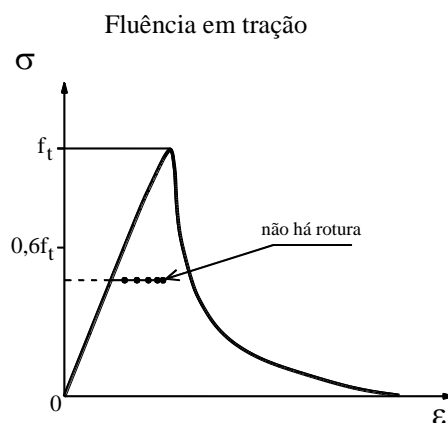


Figura 2.5 - Representação gráfica da situação para baixos níveis de tensão. Não há rotura quando a fluência não é suficiente para que a extensão atinja o ramo de enfraquecimento (adaptado de Oliveira, 2000).

2.4 Revisão Bibliográfica sobre ensaios de fluência em tração

O estudo experimental do comportamento do betão em fluência à tração encontra-se pouco desenvolvido. As referências a seguir expostas tratam de estudos realizados na última década, cujo tema principal é a fluência em tração do betão.

“Tensile, compressive and flexural basic creep of concrete at different stress levels” [Ranaivomanana, et al.; 2013a]. Trata da apresentação de novos sistemas de montagem desenvolvidos para realização de ensaios de fluência em tração e compressão, e de procedimentos para a obtenção de resultados experimentais relevantes. São apresentados resultados para provetes sujeitos a cargas de tensão constantes de 30, 40 e 50% da carga limite de compressão e tração.

“Comparison of concrete creep in tension and in compression: Influence of concrete age at loading and drying conditions”, [Rossi, et al., 2013]. Estudo realizado sobre a relação entre fluência em compressão e fluência em tração. Distinção de fluência básica e fluência de secagem.

“Modeling basic creep in concrete at early-age under compressive and tensile loading”, [Hilaire, et al., 2014]. Desenvolvimento de um modelo numérico para previsão de fendilhação, em idades jovens, em estruturas de betão em grandes massas (em particular depósitos de betão para armazenamento de material nuclear). Inclui os conceitos de: hidratação, difusão térmica, retração autogénea e térmica, fluência e fendilhação. Não é tido em consideração o efeito da secagem, por se tratar de um estudo sobre estruturas de grandes dimensões. A validação do modelo de fluência básica é realizada com base em outras referências bibliográficas.

“*Design and verification of a testing system for strength, modulus, and creep of concrete subject to tension under controlled temperature and humidity conditions*”, [Yao, et al., 2014]. Descreve um sistema de montagem para execução dos ensaios de resistência à tração, módulo de elasticidade e fluência em provetes sujeitos a uma carga de tração direta em condições ambientais de humidade e temperatura controladas. Procede à validação dos resultados recorrendo a três modelos de previsão de comportamento de fluência.

“*Basic creep of concrete under compression, tension and bending*”, [Ranaivomanana, et al., 2013b]. Este trabalho faz a descrição do esquema de montagem realizado para obtenção de fluência em tração direta e em flexão no betão. São realizados ensaios de fluência em tração, em flexão e compressão, para comparação de resultados. Os resultados obtidos provêm de ensaios que foram realizados com cargas de 50% da resistência em tração ou em compressão.

“*Tensile behaviour of early age concrete: New methods of investigation*”, [Roziere, et al., 2015]. Enuncia um novo equipamento de ensaio de tração direta e procedimento experimental para aplicação em provetes de betão. A medição de deformações é realizada a partir da correlação de imagens digitais. A primeira parte deste trabalho incide sobre uma revisão do estado da arte no que diz respeito à medição das propriedades do betão em tração em idades jovens.

“*Predicting the tensile creep of concrete*”, [Forth, 2015]. Este trabalho apresenta um estudo sobre a influência da idade do betão à altura da aplicação da carga, da intensidade de tensões, da composição do betão e da humidade relativa na fluência em tração do betão. A partir dos resultados é desenvolvido um modelo para previsão da fluência em tração, com base na resistência à compressão do betão. O modelo é validado utilizando três trabalhos de investigação independentes.

2.5 Considerações Finais

Neste Capítulo apresentaram-se os fundamentos teóricos para análise do comportamento viscoelástico do betão, referindo de que forma as deformações podem ser decompostas em várias parcelas, tomando como exemplo o caso de um provete de betão submetido a uma força axial, e apresentaram-se algumas das principais expressões utilizadas para simular a fluência do betão.

Referiram-se as principais vantagens da Lei da Teoria da Solidificação para representar a fluência do betão, em particular salientou-se a facilidade de ajuste dos parâmetros desta lei aos resultados experimentais, com base em técnicas de regressão linear (p.ex. MMQ).

Foi ainda referido que a rotura do betão pode dar-se devido a fluência, ou seja, pode ocorrer rotura para valores de tensão inferiores à tensão resistente de pico devido ao aumento da extensão total (parcela elástica e diferida) até um valor crítico não admissível.

Capítulo 3

Distribuição de tensões em provetes do tipo “*bone shaped*”. Análise elástica com base num programa de EF3D desenvolvido em MATLAB

3.1 Considerações iniciais

O Método dos Elementos Finitos (MEF) é um método para resolução numérica de equações diferenciais com derivadas parciais (problemas de valores de fronteira) que é normalmente adotado na análise de estruturas para a resolução da equação de Navier. No presente capítulo apresentam-se os fundamentos da mecânica dos sólidos com vista ao desenvolvimento de um programa de elementos finitos tridimensionais (EF3D), em MATLAB (iniciado no âmbito da disciplina de Mecânica dos Sólidos III do curso de mestrado em engenharia civil do ISEL). Este programa é utilizado no estudo do campo de tensões em provetes de betão do tipo “*bone shaped*” com diferentes curvaturas na zona de transição, entre as secções maiores junto às faces de topo (superfícies de colagem) e a secção de menor dimensão na zona central.

3.2 Mecânica dos Sólidos. Estado de tensão e de deformação

3.2.1 Estabelecimento do problema da Mecânica dos Sólidos

Na análise computacional de estruturas o primeiro objetivo é calcular os campos de deslocamentos, deformações e tensões que se instalam devido à atuação de forças exteriores (Figura 3.1). A resolução deste problema envolve o estabelecimento das

equações fundamentais da Mecânica dos Sólidos que, na hipótese de comportamento elástico dos materiais, conduzem a um sistema de equações diferenciais lineares com derivadas parciais (equação de Navier), cuja solução numérica para determinadas condições de fronteira pode ser obtida utilizando o Método dos Elementos Finitos (MEF) [Oliveira, 2016].

Na Figura 3.1 está representado o tipo de provetes “bone shaped”, utilizados nos ensaios de fluência em tração, de propriedades e geometria conhecidas e sujeito a forças mássicas e a uma tensão de tração também conhecidas. Tem-se como incógnita principal o vetor de deslocamentos \underline{u} .

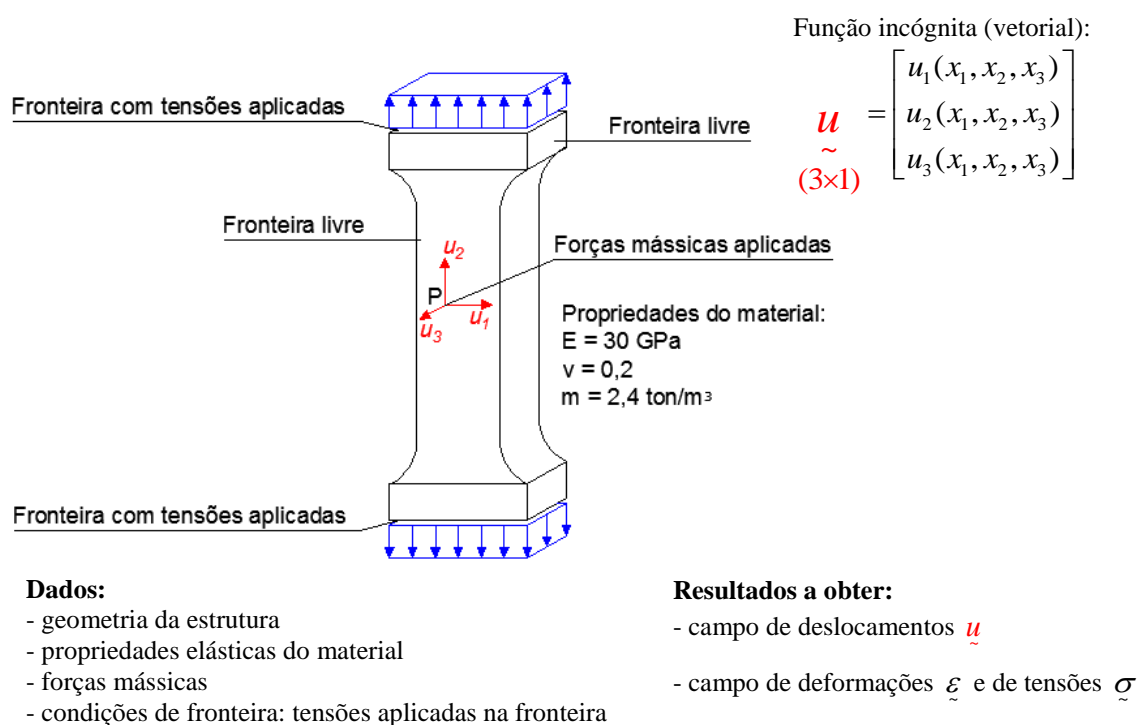


Figura 3.1 - Estabelecimento do problema para o caso geral tridimensional pela mecânica dos sólidos.

3.2.2 Estado de tensão e de deformação num ponto do interior duma estrutura

Para descrever o estado de tensão e de deformação num ponto P do interior de um sólido é necessário recorrer ao conceito de grandeza tensorial. As grandezas escalares com é o caso da temperatura são representadas, em cada ponto, por um único número; o

deslocamento é descrito por três números correspondentes às componentes de um vetor no espaço, pois o deslocamento é uma grandeza vetorial [Oliveira, 2016].

No caso geral tridimensional, a tensão num ponto P é matematicamente descrita por um tensor de segunda ordem que, num dado sistema de eixos ortogonal x_1, x_2, x_3 é representado por uma matriz de 3×3 denominada matriz de tensões $\underline{\sigma}$ como se mostra na Figura 3.2a. O mesmo se passa para o caso do estado de deformação $\underline{\epsilon}$ (Figura 3.2b) [Oliveira, 2016].

O estado de tensão num ponto P fica completamente definido quando se conhece o vetor de tensão em qualquer faceta de corte em P. Na prática basta conhecer os vetores de tensão em três facetas de corte mutuamente ortogonais, e, por esta razão, o estado de tensão em P fica perfeitamente definido através de uma matriz que, em cada linha, contém as componentes de cada um dos três vetores de tensão referidos (Figura 3.2a). Da mesma forma, o estado de deformação num ponto fica perfeitamente definido conhecendo os três vetores de deformação associados a três fibras ortogonais (Figura 3.2b) [Oliveira, 2016].

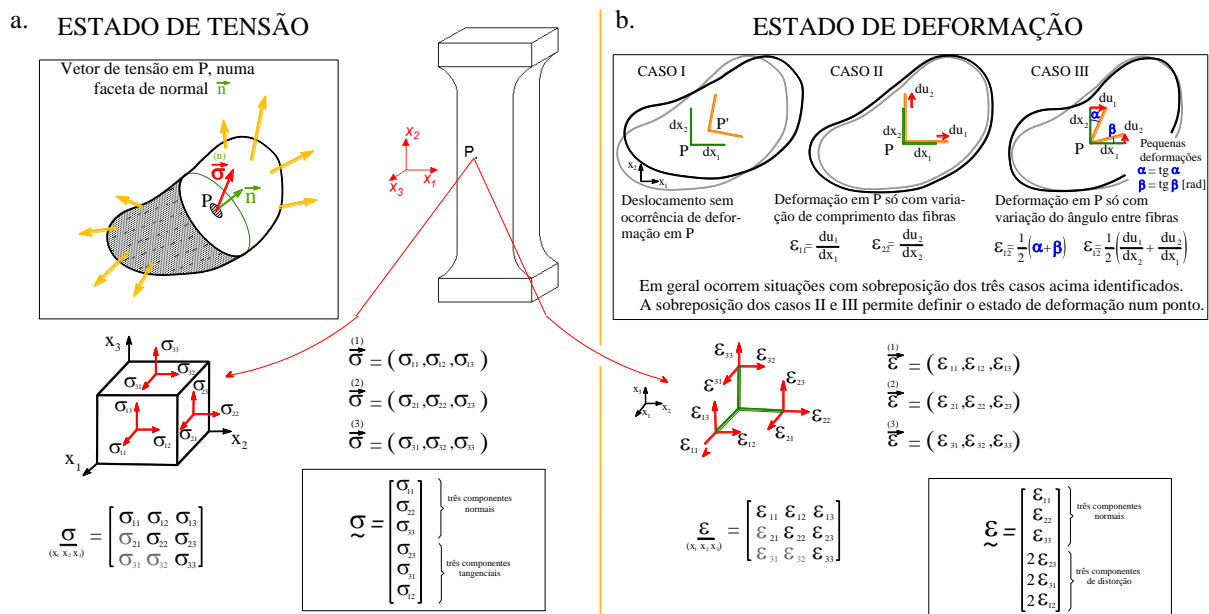


Figura 3.2 - Estado de tensão e estado de deformação num ponto do interior de um sólido. Adaptado de [Oliveira, 2016].

3.3 Equações Fundamentais da Mecânica dos Sólidos

No cálculo de uma estrutura submetida a um dado conjunto de forças exteriores (Figura 3.3) o objetivo é determinar para qualquer ponto da estrutura $P(x_1, x_2, x_3)$:

- i) O deslocamento \underline{u} (vetor com três componentes);
- ii) O estado de deformação $\underline{\varepsilon}$ (tensor com seis componentes independentes);
- iii) O estado de tensão $\underline{\sigma}$ (tensor com seis componentes independentes).

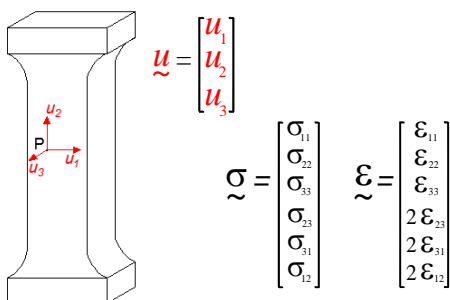


Figura 3.3 - Incógnitas num problema de Mecânica dos Sólidos: deslocamentos, tensões e deformações.

À partida conhece-se:

- i) A geometria da estrutura;
- ii) As propriedades dos materiais;
- iii) As forças mássicas (três componentes);
- iv) As condições de fronteira – forças aplicadas na fronteira e apoios (rígidos e/ou elásticos).

Em cada ponto da estrutura é possível estabelecer 15 equações, que relacionam:

- i) Deslocamentos e deformações (seis equações diferenciais);
- ii) Deformações e tensões (seis equações algébricas: equações constitutivas);
- iii) Tensões e forças mássicas (três equações diferenciais: equações de equilíbrio).

RELAÇÕES DEFORMAÇÃO-DESLOCAMENTO

Na Figura 3.4, apresenta-se a definição de deformação normal e de deformação distorcional. No caso tridimensional têm-se três componentes de deformação normal e três componentes de deformação distorcional que são dadas pelas seis equações diferenciais seguintes que se escrevem matricialmente recorrendo ao operador diferencial \underline{L} que se indica na Figura 3.4 [Oliveira, 2016].

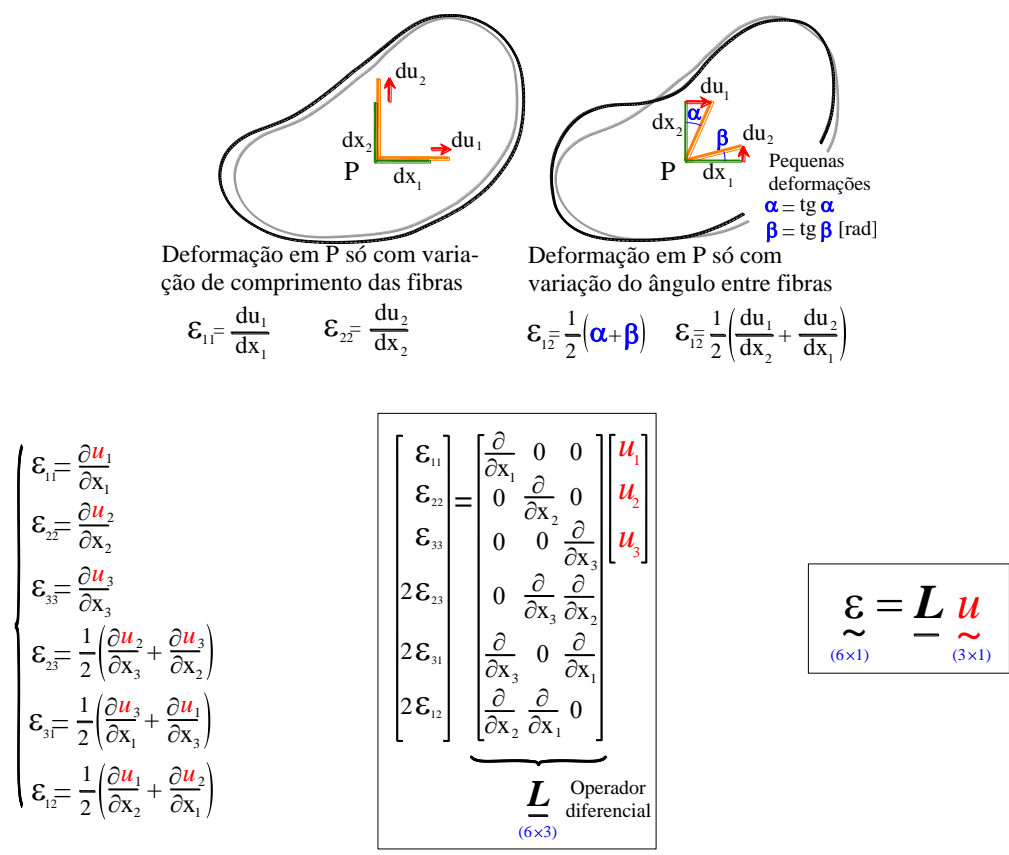


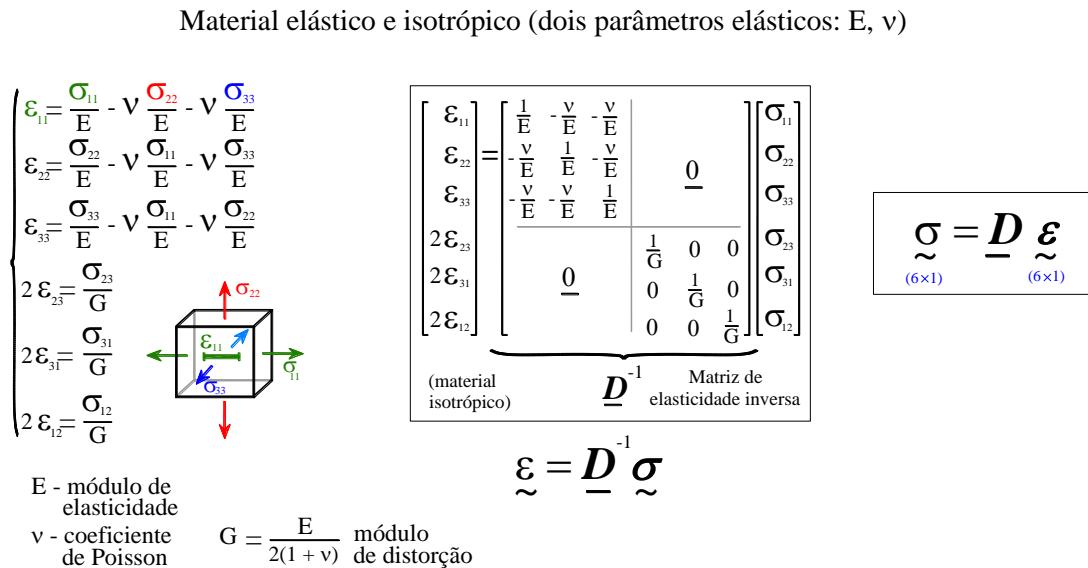
Figura 3.4 – Tipos de deformação (normal e distorcional). Relações de deformações-deslocamentos, operador diferencial \underline{L} .

RELAÇÕES TENSÕES-DEFORMAÇÕES. EQUAÇÃO CONSTITUTIVA

No caso de um material elástico isotrópico com módulo de elasticidade E (kN/m^2) e coeficiente de Poisson ν (adimensional com valor da ordem de 0,2 para materiais como o aço ou o betão), a deformação normal ϵ_{11} de uma fibra na direção do eixo x_1 é dada por $\epsilon_{11} = \sigma_{11}/E$, se existir apenas a componente de tensão normal σ_{11} (o módulo de elasticidade E corresponde a uma constante de proporcionalidade entre tensões e

deformações); no caso geral em que as componentes σ_{22} e σ_{33} não são nulas, a deformação ε_{11} depende também do coeficiente de Poisson e dos valores de σ_{22} e σ_{33} , como se mostra na Figura 3.5 (para uma tensão normal aplicada numa dada direção, o coeficiente de Poisson corresponde ao valor absoluto do quociente entre a deformação que ocorre na direção transversal e a que ocorre na direção da tensão aplicada).

No caso geral tridimensional as relações entre tensões e deformações no caso de materiais elásticos e isotrópicos apresentam-se na Figura 3.5 onde se indicam as componentes da matriz de elasticidade inversa \underline{D}^{-1} .



Matriz de elasticidade expressa em termos do módulo de deformabilidade volumétrica (K_v) e do módulo de distorção (G)

$$\underline{D} = \begin{bmatrix} K_v + \frac{4}{3}G & K_v - \frac{2}{3}G & K_v - \frac{2}{3}G & 0 & 0 & 0 \\ K_v - \frac{2}{3}G & K_v + \frac{4}{3}G & K_v - \frac{2}{3}G & 0 & 0 & 0 \\ \text{sim.} & & K_v + \frac{4}{3}G & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & G & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & G & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & G \end{bmatrix}$$

$$K_v = \frac{E}{3(1-2\nu)} \quad G = \frac{E}{2(1+\nu)}$$

Figura 3.5 – Relações tensões-deformações. Matriz de elasticidade para materiais isotrópicos.

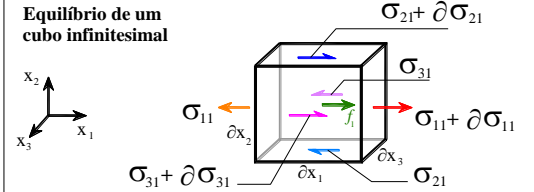
RELAÇÕES TENSÕES-FORÇAS MÁSSICAS. EQUAÇÃO DE EQUILÍBRIO

Em cada ponto do interior de uma estrutura deve-se garantir o equilíbrio entre as tensões σ (kN/m²) e as forças mássicas f (kN/m³). Para tal basta considerar o equilíbrio de forças num volume infinitesimal como se ilustra na Figura 3.6 (repare-se no esquema referente ao equilíbrio de forças na direção do eixo x_1) [Oliveira, 2016].

$$\begin{aligned} \Sigma F_{x_1} = 0 &\rightarrow \left\{ \begin{aligned} \frac{\partial \sigma_{11}}{\partial x_1} + \frac{\partial \sigma_{21}}{\partial x_2} + \frac{\partial \sigma_{31}}{\partial x_3} + f_1 &= 0 \\ \frac{\partial \sigma_{12}}{\partial x_1} + \frac{\partial \sigma_{22}}{\partial x_2} + \frac{\partial \sigma_{32}}{\partial x_3} + f_2 &= 0 \\ \frac{\partial \sigma_{13}}{\partial x_1} + \frac{\partial \sigma_{23}}{\partial x_2} + \frac{\partial \sigma_{33}}{\partial x_3} + f_3 &= 0 \end{aligned} \right. \end{aligned}$$

→

Equilíbrio de um cubo infinitesimal



$\frac{\partial \sigma_{11}}{\partial x_1} \delta x_2 \delta x_3 + \frac{\partial \sigma_{21}}{\partial x_2} \delta x_1 \delta x_3 + \frac{\partial \sigma_{31}}{\partial x_3} \delta x_1 \delta x_2 + f_1 \delta x_1 \delta x_2 \delta x_3 = 0$

$$\begin{bmatrix} \frac{\partial}{\partial x_1} & 0 & 0 & 0 & \frac{\partial}{\partial x_3} & \frac{\partial}{\partial x_2} \\ 0 & \frac{\partial}{\partial x_2} & 0 & \frac{\partial}{\partial x_3} & 0 & \frac{\partial}{\partial x_1} \\ 0 & 0 & \frac{\partial}{\partial x_3} & \frac{\partial}{\partial x_2} & \frac{\partial}{\partial x_1} & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{31} \\ \sigma_{12} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} f_1 \\ f_2 \\ f_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}$$

$$\underline{\underline{L}}^T \underline{\underline{\sigma}} + \underline{\underline{f}} = \underline{\underline{0}}$$

(3×6)
 (6×1)
 (3×1)
 (3×1)

Figura 3.6– Relações tensões-forças mássicas. Equação de equilíbrio.

3.3.1 Equação de Navier

Como se pode ver na Figura 3.7 é possível obter uma equação diferencial que relaciona os deslocamentos com as forças mássicas a qual é denominada equação de Navier. Trata-se da equação fundamental da Mecânica dos Sólidos (formulação em deslocamentos) [Oliveira, 2016].

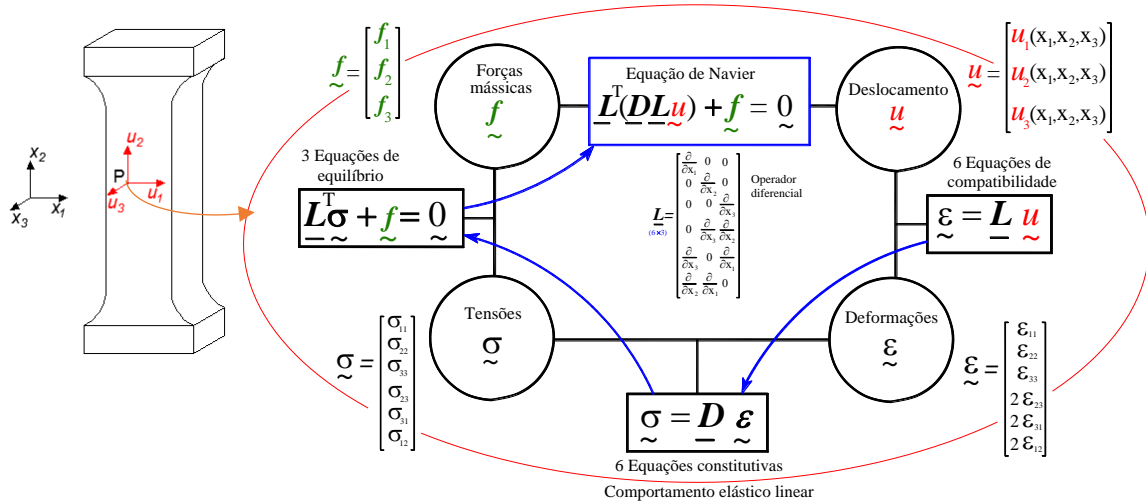


Figura 3.7 - Equações fundamentais da Mecânica dos Sólidos. Formulação em deslocamentos: Equação de Navier [Oliveira, 2016].

Num problema de Mecânica dos Sólidos formulado em deslocamentos, há então que resolver o seguinte problema de valores de fronteira, envolvendo a equação de Navier (3.1), equação diferencial envolvendo derivadas parciais de segunda ordem da função incógnita \underline{u} .

$$\begin{cases} \underline{L}^T (\underline{D}\underline{L}\underline{u}) + \underline{f} = \underline{0} & , \text{ a verificar em toda a estrutura } V \\ \text{Condições de fronteira} \end{cases} \quad (3.1)$$

Com exceção de alguns casos elementares, não é possível obter uma solução analítica exata para o anterior problema de valores de fronteira. Em geral recorre-se a métodos numéricos, nomeadamente ao Método dos Elementos Finitos (MEF) que é atualmente, o método mais utilizado para obter soluções aproximadas das equações da Mecânica, em problemas de qualquer tipo de complexidade [Oliveira, 2016].

3.3.2 Forma fraca da equação de Navier

Para se utilizar o MEF com vista a obter soluções numéricas da equação de Navier atrás apresentada é necessário começar por obter a correspondente forma integral ou forma fraca (3.2) o que se consegue através da aplicação do Lema Fundamental do Cálculo Variacional² (base do método dos Resíduos Pesados) e do Teorema de Green Gauss à anterior forma forte (Nota: utilizando o Princípio dos Trabalhos Virtuais pode-se obter diretamente a forma fraca da equação de Navier) [Oliveira, 2016].

A aplicação do LFCV à equação (3.1) permite escrever:

$$\left\{ \begin{array}{l} \int_V \underline{w}^T \cdot (\underline{L}^T (\underline{D}\underline{L}\underline{u}) + \underline{f}) dV = 0 \quad , \quad \forall \underline{w} \in C_V^\infty \\ \text{Condições de fronteira} \end{array} \right. \quad (3.2)$$

e aplicando o Teorema de Green-Gauss obtém-se a seguinte expressão (3.3)

$$\left\{ \begin{array}{l} \int_V (\underline{L}\underline{w})^T \underline{D}\underline{L}\underline{u} dV = \int_V \underline{w}^T \underline{f} dV \quad , \quad \forall \underline{w} \in C_V^\infty \\ \text{Condições de fronteira} \end{array} \right. \quad (3.3)$$

sendo de notar que nesta forma apenas surgem derivadas parciais de primeira ordem da função incógnita \underline{u} [Oliveira, 2016].

² Lema Fundamental do Cálculo Variacional (LFCV)

Se $F(x)$ é uma função contínua definida em $V =]0, L[$ então,

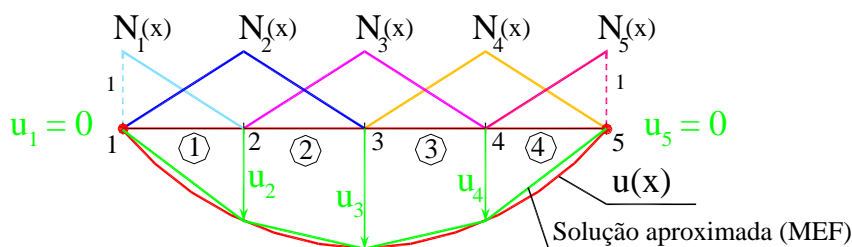
$$F(x) = 0, \quad x \in V \Leftrightarrow \int_V F(x) \cdot \underline{w}(x) dx = 0 \quad , \quad \text{para toda a função de teste } \underline{w}(x) \in C_V^\infty$$

Nota: as funções de teste $\underline{w}(x)$ referidas neste Lema são funções contínuas, infinitamente diferenciáveis de suporte compacto em V , que correspondem ao conceito de campos de deslocamentos virtuais que é utilizado no enunciado do Princípio dos Trabalhos Virtuais.

3.4 Fundamentos do Método dos Elementos Finitos. Elementos finitos sólidos tipo cubo de 20 pontos nodais

3.4.1 Resolução numérica de equações diferenciais pelo método dos elementos finitos

Na resolução numérica de problemas de valor de fronteira pelo método dos elementos finitos o domínio é discretizado num dado número de elementos (NE) de dimensão finita (elementos finitos) ligados entre si por pontos nodais. No caso da Mecânica dos Sólidos, o problema reduz-se à determinação dos deslocamentos em todos os pontos nodais (no caso de problemas tridimensionais há que determinar três componentes de deslocamento por nó). A ideia chave do MEF consiste em adotar a hipótese de que o campo de deslocamentos $\underline{u} = \underline{u}(x_1, x_2, x_3)$ pode ser aproximado através de uma combinação linear de funções N_i com valor unitário nos nós, denominadas funções de interpolação (para um dado nó i a função de interpolação N_i assume o valor 1 nesse nó e valor nulo em todos os outros nós). Para ilustrar graficamente o conceito de funções de interpolação e respetiva combinação linear para aproximar a solução, mostra-se na Figura 3.8 a aplicação do MEF à análise de um cabo elástico suspenso nas extremidades [Oliveira, 2016].



$$u(x) = N_1 u_1 + N_2 u_2 + N_3 u_3 + N_4 u_4 + N_5 u_5$$

$$u(x) = \begin{bmatrix} N_1(x) & N_2(x) & N_3(x) & N_4(x) & N_5(x) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_1 \\ u_2 \\ u_3 \\ u_4 \\ u_5 \end{bmatrix} \quad u(x) = \underline{N} \underline{u}$$

Figura 3.8 - Discretização do cabo em quatro elementos finitos e representação de uma solução aproximada dada pela combinação linear de funções simples definidas por troços lineares (funções de interpolação, $N_i(x)$) [Oliveira, 2016].

Para facilitar a implementação computacional do MEF é conveniente trabalhar por elemento finito: aplica-se o LFCV a cada elemento finito de volume V_e e consideram-se as funções de interpolação correspondentes aos pontos nodais de cada elemento. Na Figura 3.9 mostram-se as funções de interpolação de um elemento finito linear de dois pontos nodais (como os usados no exemplo anterior do cabo elástico) e as funções de interpolação de um elemento finito de placa com quatro pontos nodais e dois graus de liberdade por nó [Oliveira, 2016].

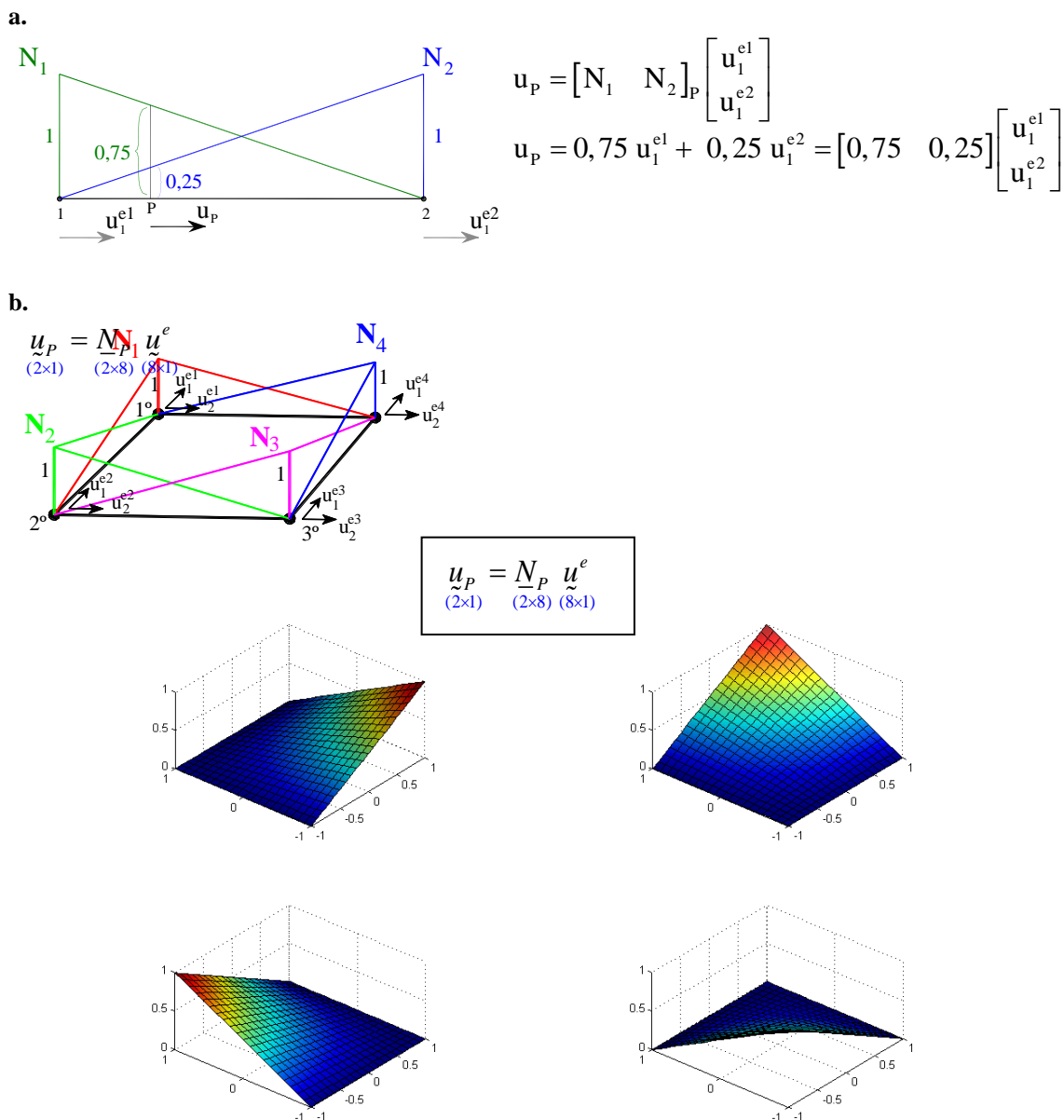


Figura 3.9 – Funções de interpolação definidas por elemento: a) elemento finito de barra com dois pontos nodais e um grau de liberdade de translação por nó; b) elemento finito de placa com quatro pontos nodais e dois graus de liberdade de translação por nó [Oliveira, 2016].

O campo de deslocamentos em cada elemento finito (3.4) é dado pela combinação linear das correspondentes funções de interpolação de acordo com a expressão

$$\underline{u} = \underline{N} \underline{u}^e \quad (3.4)$$

em que \underline{u} representa os deslocamentos de um ponto qualquer P do interior do elemento finito, \underline{N} representa a matriz com os valores das funções de interpolação em P e \underline{u}^e representa o vetor com os valores dos deslocamentos dos nós do elemento.

Admitindo que também os campos de deslocamentos virtuais num elemento finito podem ser aproximados por uma expressão idêntica à anterior

$$\underline{w} = \underline{N} \underline{w}^e \quad (3.5)$$

então a forma fraca da equação de Navier atrás apresentada pode ser escrita para um elemento finito de volume V_e (3.6) introduzindo as duas expressões anteriores, obtendo-se:

$$\int_{V_e} \left(\underline{L}(\underline{N} \underline{w}^e) \right)^T \underline{D} \underline{L}(\underline{N} \underline{u}^e) dV = \int_{V_e} \left(\underline{N} \underline{w}^e \right)^T \underline{f} dV \quad , \quad \forall \underline{w} = \underline{N} \underline{w}^e \quad (3.6)$$

A condição anterior pode ser verificada considerando apenas as funções \underline{N} que formam a base do espaço linear das funções $\underline{w} = \underline{N} \underline{w}^e$ ficando

$$\int_{V_e} (\underline{L} \underline{N})^T \underline{D} (\underline{L} \underline{N}) dV \underline{u}^e = \int_{V_e} \underline{N}^T \underline{f} dV \quad (3.7)$$

em que surge a matriz $\underline{L} \underline{N}$ com as derivadas parciais das funções de interpolação que usualmente é designada por $\underline{B} = \underline{L} \underline{N}$ [Zienkiewicz, 1967], escrevendo-se então as expressões de equilíbrio em cada elemento finito (3.5 e 3.6).

$$\int_{V_e} \underline{B}^T \underline{D} \underline{B} dV \underline{u}^e = \int_{V_e} \underline{N}^T \underline{f} dV \quad (3.8)$$

$$\underline{K}^e \underline{u}^e = \underline{F}^e \quad (3.9)$$

em que

$$\underline{K}^e = \int_{V_e} \underline{B}^T \underline{D} \underline{B} \, dV \text{ é a matriz de rigidez do elemento finito;}$$

$$\underline{F}^e = \int_{V_e} \underline{N}^T \underline{f} \, dV \text{ é o vetor das forças nodais do elemento, equivalentes às forças mássicas.}$$

Na Figura 3.10 mostra-se esquematicamente como se discretiza uma estrutura em elementos finitos e como se introduz a aproximação fundamental do MEF na forma fraca da equação de Navier para obter as equações de equilíbrio na forma algébrica.

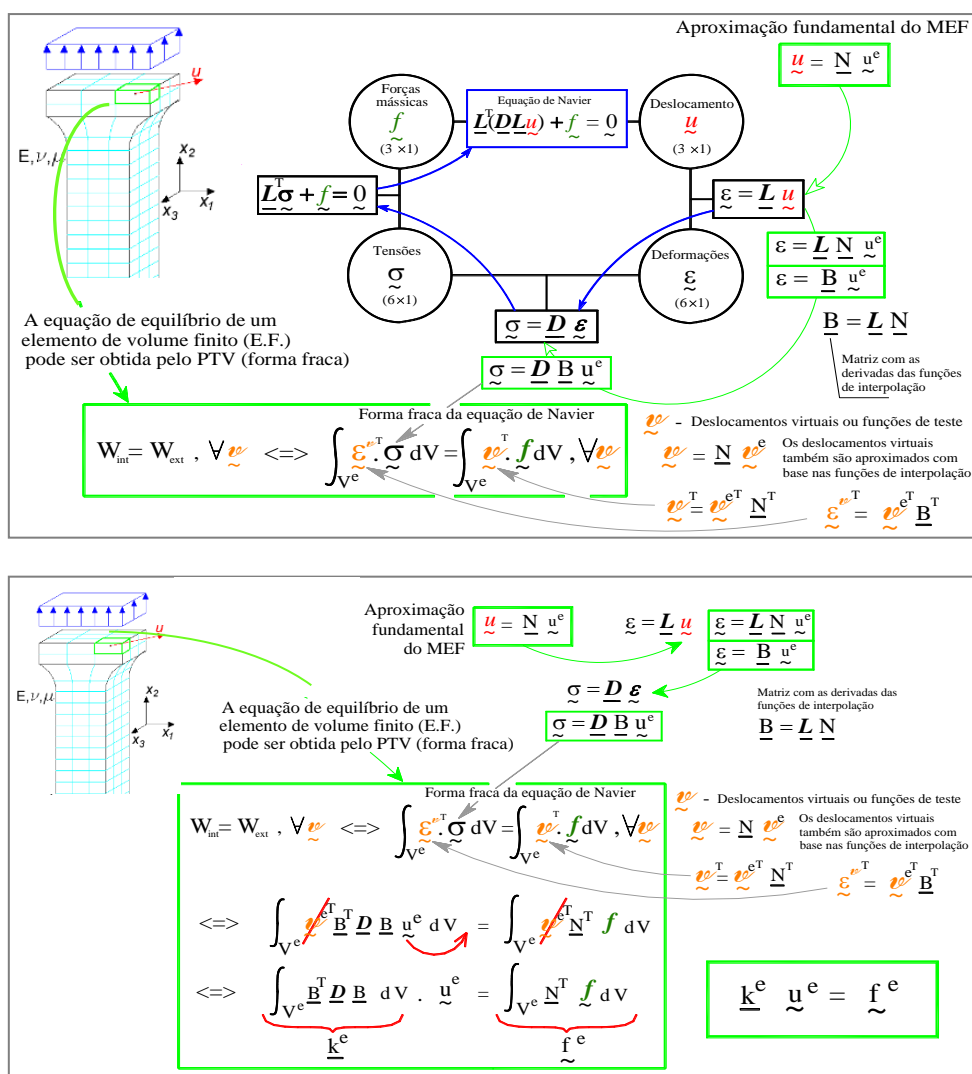


Figura 3.10 – Discretização de uma estrutura em elementos finitos. Introdução da aproximação fundamental do MEF na forma fraca da equação de Navier. Adaptado de [Oliveira, 2016].

3.4.2 Elemento finito 3D, tipo cubo de 20 pontos nodais

No programa EF3D desenvolvido no âmbito deste trabalho, admite-se a formulação para análise de equilíbrios tridimensionais, considerando o elemento “*master*” isoparamétrico de vinte pontos nodais (Figura 3.11).

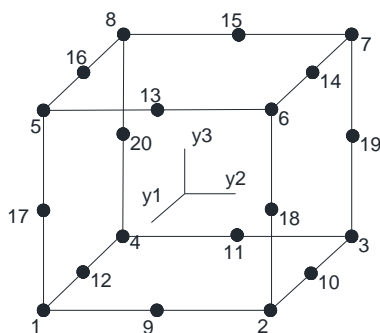


Figura 3.11– Elemento “*master*” tipo cubo com 20 pontos nodais.

Para o referido elemento “*master*”, as coordenadas dos pontos nodais, bem como a localização e pesos dos pontos de Gauss (27 pontos de Gauss) constam da Tabela 3.1. O somatório dos pesos de Gauss corresponde ao volume do elemento finito (o somatório é igual a 8, já que o elemento finito “*master*” tem a forma de um cubo com dimensão da aresta igual a 2), esta constatação é devida ao facto de que cada peso de Gauss determina o volume no elemento “*master*” sob a influência de cada um dos respetivos pontos. A Figura 3.12 é uma representação planar da localização dos pontos de Gauss no elemento finito.

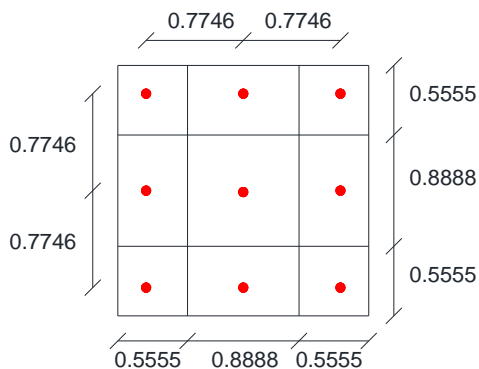


Figura 3.12- Representação planar dos pontos de Gauss.

P.NODAL	COORDENADAS LOCAIS		
	y1	y2	y3
1	1	-1	-1
2	1	1	-1
3	-1	1	-1
4	-1	-1	-1
5	1	-1	1
6	1	1	1
7	-1	1	1
8	-1	-1	1
9	1	0	-1
10	0	1	-1
11	-1	0	-1
12	0	-1	-1
13	1	0	1
14	0	1	1
15	-1	0	1
16	0	-1	1
17	1	-1	0
18	1	1	0
19	-1	1	0
20	-1	-1	0

PONTOS GAUSS	COORDENADAS LOCAIS			PESO (W)
	y1	y2	y3	
1	0,7746	0,7746	0,7746	0,1715
2	0,7746	0,0000	0,7746	0,2743
3	0,7746	-0,7746	0,7746	0,1715
4	0,7746	0,7746	0,0000	0,2743
5	0,7746	0,0000	0,0000	0,439
6	0,7746	-0,7746	0,0000	0,2743
7	0,7746	0,7746	-0,7746	0,1715
8	0,7746	0,0000	-0,7746	0,2743
9	0,7746	-0,7746	-0,7746	0,1715
10	0,0000	0,7746	0,7746	0,2743
11	0,0000	0,0000	0,7746	0,439
12	0,0000	-0,7746	0,7746	0,2743
13	0,0000	0,7746	0,0000	0,439
14	0,0000	0,0000	0,0000	0,7023
15	0,0000	-0,7746	0,0000	0,439
16	0,0000	0,7746	-0,7746	0,2743
17	0,0000	0,0000	-0,7746	0,439
18	0,0000	-0,7746	-0,7746	0,2743
19	-0,7746	0,7746	0,7746	0,1715
20	-0,7746	0,0000	0,7746	0,2743
21	-0,7746	-0,7746	0,7746	0,1715
22	-0,7746	0,7746	0,0000	0,2743
23	-0,7746	0,0000	0,0000	0,439
24	-0,7746	-0,7746	0,0000	0,2743
25	-0,7746	0,7746	-0,7746	0,1715
26	-0,7746	0,0000	-0,7746	0,2743
27	-0,7746	-0,7746	-0,7746	0,1715

Tabela 3.1 – Pontos nodais e de Gauss do elemento “master” tipo cubo de 20 pontos nodais [Oliveira, 2016].

Para o elemento “master” adotado, a relação entre pontos nodais e pontos de Gauss é definida pelas seguintes funções de interpolação:

$$N_i = \frac{1}{8}(1 + y_1^{(i)} y_1)(1 + y_3^{(i)} y_3)(y_1^{(i)} y_1 + y_2^{(i)} y_2 + y_3^{(i)} y_3 - 2) \quad (i = 1, 2, \dots, 8) \quad (3.10)$$

$$N_i = \frac{1}{4}(1 - y_1^2)(1 + y_2^{(i)} y_2)(1 + y_3^{(i)} y_3) \quad (i = 10, 12, 14, 16) \quad (3.11)$$

$$N_i = \frac{1}{4}(1 - y_2^2)(1 + y_3^{(i)} y_3)(1 + y_1^{(i)} y_1) \quad (i = 9, 11, 13, 15) \quad (3.12)$$

$$N_i = \frac{1}{4}(1 - y_3^2)(1 + y_1^{(i)} y_1)(1 + y_2^{(i)} y_2) \quad (i = 17, 18, 19, 20) \quad (3.13)$$

em que

i - índice do ponto nodal;

$y_1^{(i)}$, $y_2^{(i)}$ e $y_3^{(i)}$ - coordenadas locais dos pontos nodais de índice i;

y_1 , y_2 e y_3 - coordenadas locais dos pontos de Gauss.

3.5 Análise do campo de tensões em provetes de “bone shaped” com diferentes geometrias utilizando um programa EF3D desenvolvido em MATLAB

Com base na formulação anterior foi desenvolvido em MATLAB um programa de cálculo de EF3D que foi utilizado para a modelação tridimensional de provetes de betão do tipo “bone shaped” sujeitos a forças de tração (de 45 kN no caso presente) com o objetivo de analisar o campo de tensões.

Analisaram-se três tipos de provetes “bone shaped”:

- provete do tipo A, correspondente à geometria dos provetes fabricados neste trabalho de curvatura circular acentuada na zona de transição (Figura 3.13). Trata-se de um provete com os topos de secção quadrada de 250 mm de lado e uma zona central de secção quadrada de 150 mm de lado;
- provete do tipo B, possível geometria a implementar, de curvatura circular suavizada na zona de transição (Figura 3.14) e topos e zona central de dimensões iguais à geometria do tipo A;
- provete do tipo C, possível geometria a implementar, de curvatura em elipse muito suavizada, só na secção central se tem a dimensão mínima de 150 mm x 150 mm (Figura 3.15) e de dimensões de topos iguais à geometria do tipo A.

Na presente dissertação teve-se unicamente a possibilidade de fabricar provetes do tipo A, devido ao facto de se ter apenas este tipo de moldes, no NBPC/LNEC.

A análise do campo de tensões foi motivada pela necessidade de traduzir e compreender o modo de rotura observada nos provetes do tipo A. Para o desenvolvimento de trabalhos futuros considerou-se fundamental o estudo de geometrias distintas do tipo A, por forma a permitir estudar a fluência do betão em tração sob de cargas de tração superiores ao permitido pela geometria do tipo A.

O modelo utilizado tem como hipótese o comportamento elástico linear e isotrópico, e é composto por dois tipos de materiais: betão, correspondente ao provete, e aço, que corresponde às placas metálicas consideradas encastradas nos topos. O módulo de elasticidade considerado foi de 30 GPa para o betão e 210 GPa para o aço.

Os campos de tensões tridimensionais obtidos, para os três tipos de provete “bone shaped”, estão representados nas figuras que se apresentam de seguida e resultam da aplicação de uma força de tração no valor de 45 kN no centro das placas de aço.

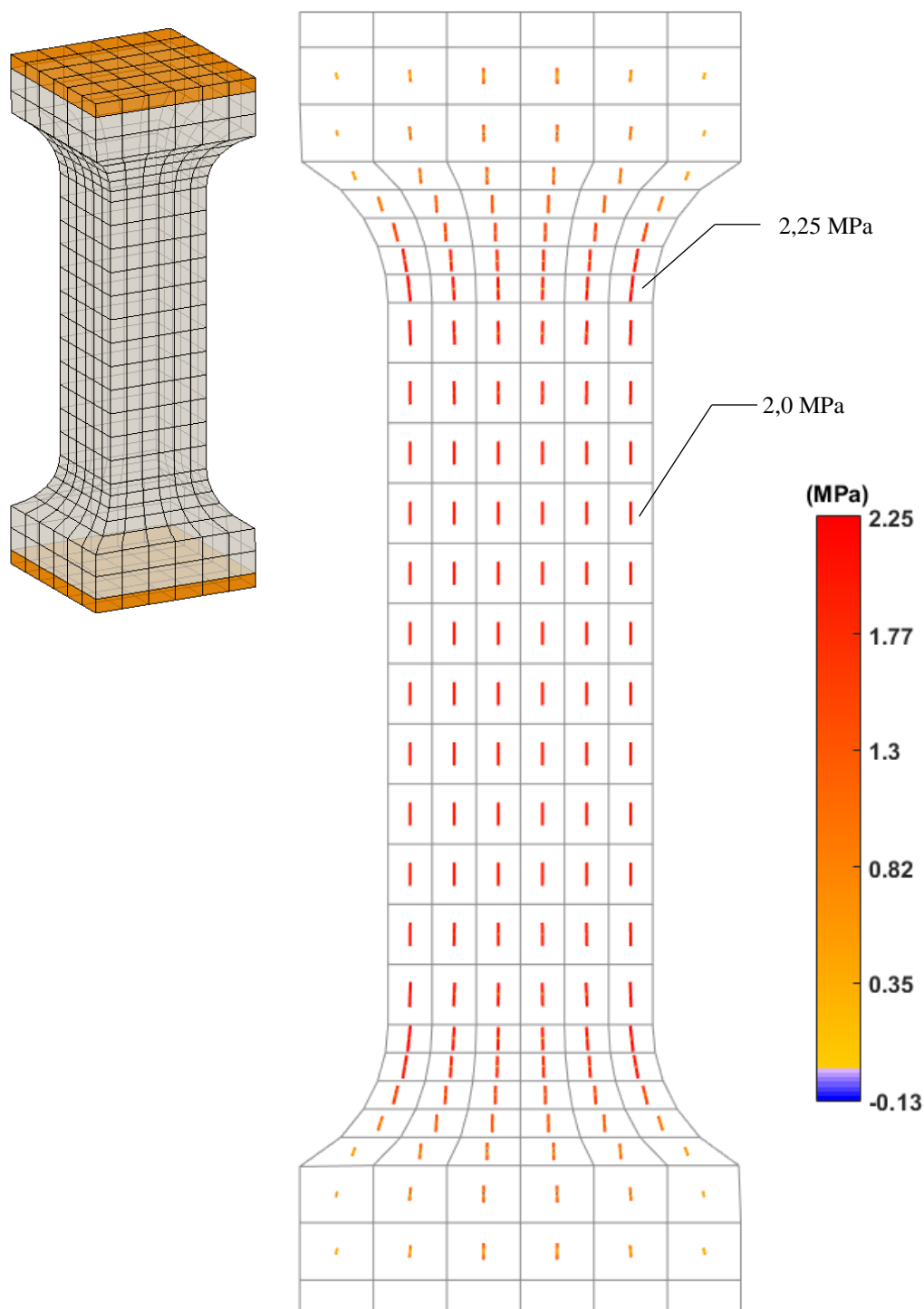


Figura 3.13 – Malha de elementos finitos 3D (tipo cubo de 20 pontos nodais) dos provetes “bone shaped” tipo A (curvatura circular acentuada na zona de transição) e campo de tensões principais para uma força de tração aplicada de 45 kN (tensão de tração de 2 MPa na secção central e trações máximas no final da zona de transição de 2.25 MPa).

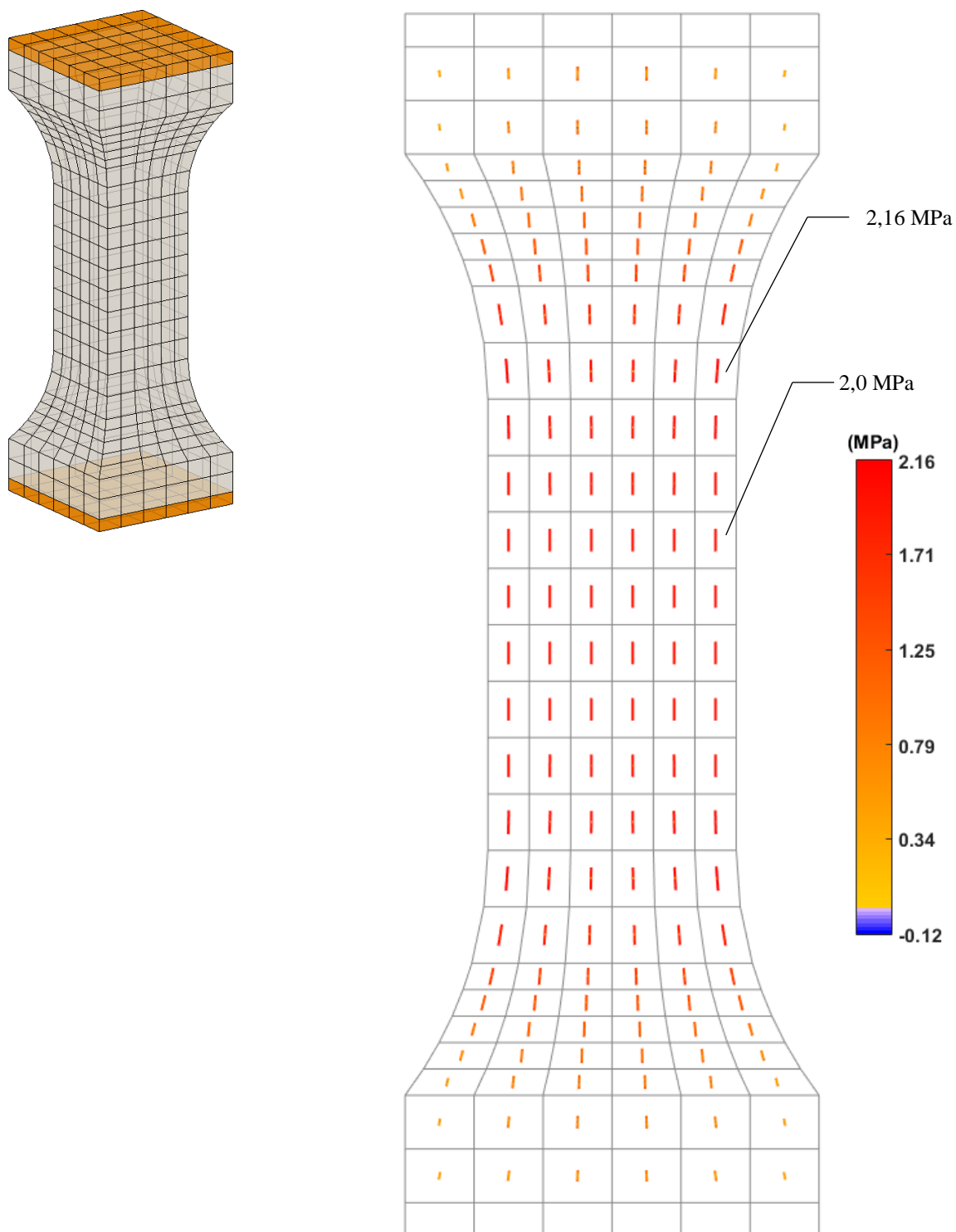


Figura 3.14 – Malha de elementos finitos 3D (tipo cubo de 20 pontos nodais) dos provetes “bone shaped” tipo B (curvatura circular suavizada na zona de transição) e campo de tensões principais para uma força de tração aplicada de 45 kN (tensão de tração de 2 MPa na secção central e trações máximas no final da zona de transição de 2.16 MPa).

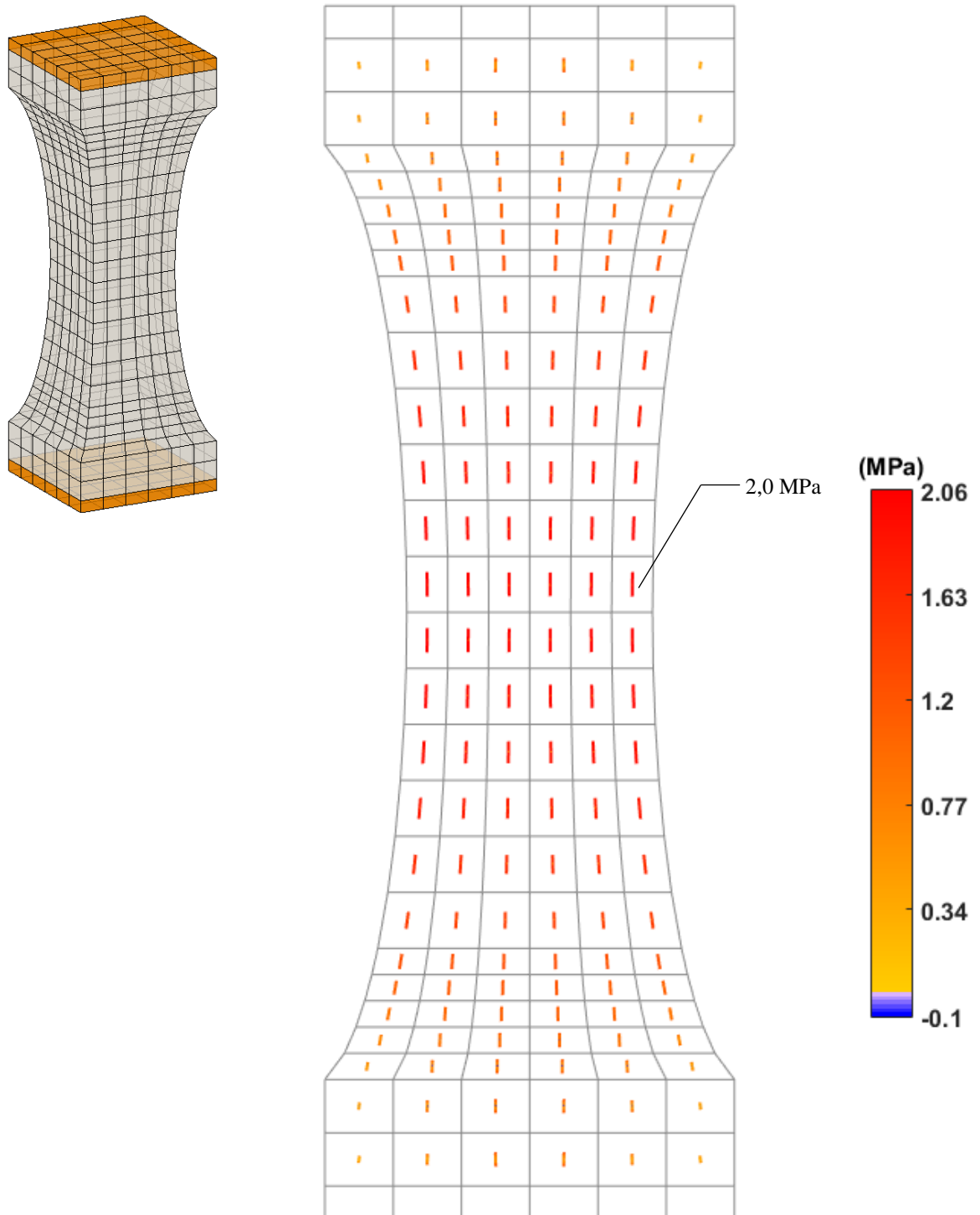


Figura 3.15 – Malha de elementos finitos 3D (tipo cubo de 20 pontos nodais) dos provetes “bone shaped” tipo C (curvatura em elipse muito suavizada: só na secção central se tem a dimensão mínima de 150 mm x 150 mm) e campo de tensões principais para uma força de tração aplicada de 45 kN (tensão de tração máxima de 2 MPa na secção central).

A análise dos campos de tensões que se apresentam nas figuras anteriores (para uma força aplicada de 45 kN) permite concluir que no provete do tipo A surgem tensões de tração na zona central de 2,0 MPa tal como pretendido, mas na zona de transição surgem valores de 2,25 MPa, o que não é conveniente caso se pretenda aplicar tensões elevadas relativamente à tensão de tração resistente, pois com este tipo de provete poderá ocorrer rotura na zona de transição, que está fora da zona instrumentada do provete. Este problema pode ser ultrapassado adotando uma curvatura mais suave na zona de transição como é o caso do provete tipo B em que se consegue reduzir para 2,16 MPa a tensão máxima na zona de transição. Para que nunca sejam atingidas tensões superiores a 2,0 MPa é necessário adotar uma geometria do tipo C, em que não se tem um troço central de secção constante, optando-se por uma variação de secção de acordo com uma curva em forma de elipse em que a secção mínima é atingida exatamente a meio do provete (150 mm×150 mm). Com o tipo de geometria C aumenta a probabilidade de obter a rotura na zona central do provete (dentro da zona instrumentada do provete).

O tipo de geometria B terá de ter um campo de medições ligeiramente menor que o correspondente à geometria A, de modo a que as deformações sejam medidas num campo de tensões uniforme. A geometria do tipo C tem como desvantagem a consideração de um valor médio de tensão aplicado na zona do provete que se encontra dentro do campo de medição das deformações, para o ajuste dos parâmetros da função de fluência. Neste tipo de geometria poderá ser necessário diminuir o valor da base de medida o que não é desejável. Poderá ser necessário encontrar uma expressão para a forma elíptica da zona central do provete mais favorável por forma a que a distribuição de tensões se possa considerar uniforme no campo de medição da deformação.

No âmbito desta dissertação foram apenas utilizados nos ensaios de fluência em tração provetes de geometria do tipo A, por se dispor no momento apenas este tipo de moldes. Contudo em face dos resultados numéricos obtidos neste capítulo considera-se de todo o interesse que em futuros ensaios de fluência em tração sejam utilizados provetes do tipo B e do tipo C, sobretudo quando se pretender aplicar tensões superiores a 70% da tensão de tração resistente.

3.6 Considerações finais

Neste Capítulo apresentaram-se os fundamentos da mecânica dos sólidos para desenvolvimento de um programa de EF3D, em MATLAB, o qual foi utilizado no estudo do campo de tensões em provetes do tipo “*bone shaped*” com diferentes curvaturas.

Apresentaram-se resultados numéricos do campo de tensões em provetes do tipo “*bone shaped*” para o caso de três geometrias diferentes (carga aplicada de 45 kN) tendo-se concluído que para provetes com um troço central de secção constante e curvatura na zona de transição podem ocorrer tensões significativamente mais elevadas na zona de transição do que no troço de secção constante. Calcularam-se os valores da tensão máxima na zona de transição para uma curvatura relativamente acentuada e uma curvatura mais suave. Apresentou-se também o campo de tensões para o caso de um provete sem troço central de secção constante, ou seja, com secção variável de acordo com uma curva em forma de elipse (a secção mínima é atingida exatamente a meio do provete). Neste caso é atingida uma tensão de tração máxima de 2,0 MPa apenas na secção central exatamente a meio do provete (secção de 150 mm x 150 mm). Na presente dissertação apenas foi possível ensaiar provetes com geometria do tipo A, contudo, em face dos resultados obtidos numericamente neste capítulo, entende-se ser de todo o interesse utilizar provetes com geometria do tipo B e C em futuros ensaios de fluência em tração.

Capítulo 4

Ensaio laboratoriais para caracterização da fluência do betão em tração direta

4.1 Considerações iniciais

Neste capítulo o objetivo principal é descrever a metodologia implementada para a realização de ensaios de fluência em tração salientando, nomeadamente, a seguinte sequência de procedimentos:

- i) seleção da composição do betão a utilizar (com base em ensaios de abaixamento do cone de Abrams, NP EN 12350-2:2009; ensaios de resistência à compressão, NP EN 12390-3:2011, aos 28 dias de idade);
- ii) caracterização do betão em termos de resistência mecânica e deformabilidade em ensaios instantâneos (definição do tipo de ensaios complementares e do número de ensaios a realizar);
- iii) colocação em serviço da componente mecânica dos sistemas de alavanca para realização dos ensaios de fluência em tração do betão ;
- iv) acompanhamento dos trabalhos realizados pelo NSEM/CIC com vista à operacionalização do sistema automático de aquisição de dados;
- v) calibração dos transdutores de carga e dos transdutores de deslocamento;
- vi) realização de ensaios de fluência em tração direta.

Apresentam-se os resultados dos vários ensaios realizados no âmbito deste trabalho para a caracterização do betão em termos da deformabilidade instantânea, da resistência à tração e à compressão, bem como os ensaios para a caracterização da fluência em tração e em compressão.

4.2 Composição do betão. Moldagem dos provetes

Na definição da composição do betão teve-se como objetivo a obtenção de um betão de baixa resistência à compressão (~20 MPa, aos 28 dias) e de consistência plástica, de modo a evitar a segregação dos seus componentes e a exsudação. Pretendeu-se obter um betão de composição o mais semelhante possível ao betão crivado a partir do betão integral correntemente utilizado em barragens (betão da classe C12/15 [Serra, *et.al.*, 2011]). Utilizou-se um cimento da classe CEM II/B-L 32,5N, agregados 4/16 (brita 1) e 11/22 (brita 2) de natureza calcária e areias 0/1 (fina) e 0/4 (grossa) de natureza siliciosa.

Como referido foi utilizado um betão com uma resistência à compressão média de, aproximadamente, 20 MPa aos 28 dias de idade (determinada em ensaios de cubos de 150 mm de lado) o que corresponde a uma resistência à tração de cerca de 2,0 MPa (a resistência à tração é aproximadamente igual a 10% de f_c). Desta forma, para provetes com secção mínima 150 mm × 150 mm, como os que foram adotados nos ensaios de fluência em tração, a força máxima a aplicar sem que ocorra rotura não ultrapassará os 45 kN o que corresponde a cerca de 50% da carga máxima admissível para as alavancas de ensaio de fluência em tração (aproximadamente 100 kN).

A caracterização física dos constituintes do betão seguiu as seguintes normalizações:

- massa volúmica do cimento: NP EN 196-6:2010;
- massas volúmicas e absorção de água dos agregados: EN 1097-6:2003;
- análise granulométrica dos agregados: EN 933-1:2012.

Após a caracterização física dos constituintes do betão, determinou-se a composição do betão através do método das curvas de referência. Por se pretender um betão plástico utilizou-se a curva de referência de Faury.

O método das curvas de referência parte do princípio que a composição granulométrica ótima do betão é dada por uma certa curva granulométrica estabelecida experimentalmente por outros investigadores. As curvas mais conhecidas e mais importantes são as de Bolomey, Faury e Joisel. Por meio de cálculo faz-se o ajustamento da granulometria dos agregados a esta curva, determinando a percentagem de cada um, de modo que, no conjunto, a sua composição se adapte o melhor possível à curva de referência [Coutinho, 1988].

Para a aplicação do método das curvas de referência foi utilizado um programa de cálculo automático *ComBet* (*programa de cálculo de composições de betão*), desenvolvido no NBPC/LNEC pelos Investigadores Bettencourt Ribeiro e Manuel Vieira.

A avaliação da conformidade no estado fresco do betão fabricado em laboratório, como previamente especificado, baseou-se no ensaio de abaixamento do cone de Abrams, apresentado na Figura 4.1 (de acordo com a norma NP EN 12350:2009), e pela observação visual da ocorrência e grau de exsudação. Após o endurecimento do betão foi avaliada a resistência à compressão de cubos de 150 mm de aresta aos 7 e 28 dias de idade, de acordo com a norma NP EN 12390-3:2011. As composições dos betões de teste e os resultados dos ensaios referidos anteriormente apresentam-se na Tabela 4.1.

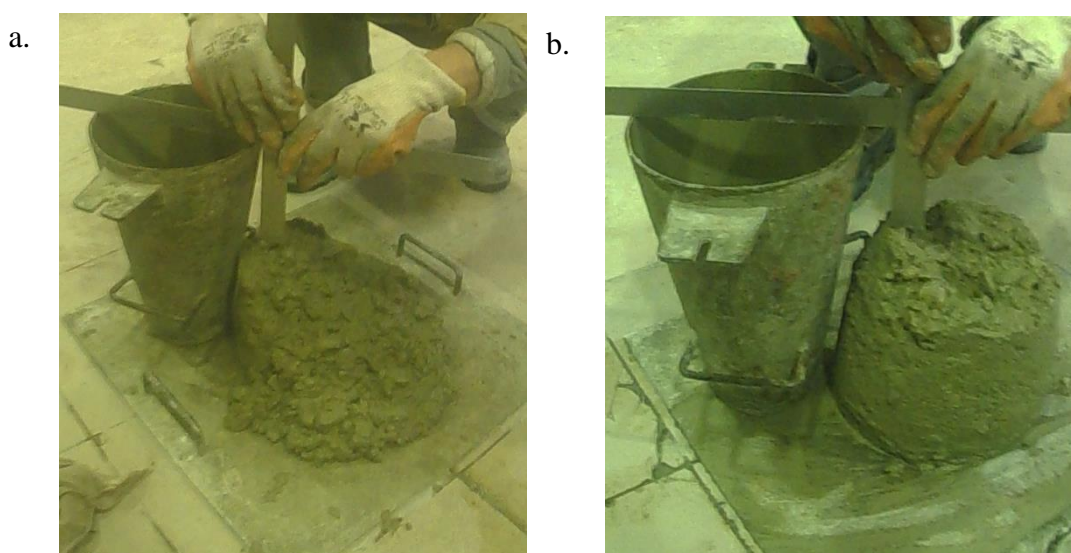


Figura 4.1 – Leitura do valor de abaixamento do cone de Abrams, em duas das composições de teste (a. Teste 1 - 130 mm e b. Teste 2 - 100 mm).

Designação	Razão A/C	CEM II/B-L 32,5 N (kg/m ³)	Brita 2 (kg/m ³)	Brita 1 (kg/m ³)	Areia Grossa (kg/m ³)	Areia Fina (kg/m ³)	Abaixamento NP EN 12350:2009 (mm)	Compressão NP EN 12390-3:2011 (MPa)	
								7 dias	28 dias
Teste 1	0,67	300	700	390	280	400	130	19,5	27
Teste 2	1,14	187	500	608	516	428	100	6,2	8,5
Teste 3	0,70	250	478	580	515	325	10	18,4	25,2
Teste 4	0,75	230	501	608	540	341	10	16,8	22,3

Tabela 4.1 – Composição dos betões de teste, valor do abaixamento e resistência à compressão aos 7 e 28 dias de idade do betão fabricado no âmbito desta dissertação.

As composições das amassaduras de teste presentes na Tabela 4.1, foram o resultado da evolução do estudo da composição final de betão com objetivo de evitar segregação e exsudação e a obtenção de uma resistência à compressão de 20 MPa aos 28 dias de idade, em cubos de 150 mm de aresta.

No decorrer da amassadura (Figura 4.2) e durante a moldagem e a leitura do ensaio do cone de Abrams (Figura 4.3) foi possível verificar visualmente a ocorrência de segregação ou de exsudação do betão, fenómenos que, normalmente, se pretendem evitar. É nesta fase que se procede, se necessário, a correções das quantidades dos componentes teoricamente previstas. Habitualmente, adiciona-se a água de amassadura de uma forma faseada, de modo a avaliar visualmente a consistência do betão, e decidir a quantidade total de água a adicionar.



Figura 4.2 – Mistura dos componentes para fabrico da composição final do betão.



Figura 4.3 – Leitura do valor de abaixamento do cone de Abrams numa das amassaduras da composição final do betão (10 mm).

Após a moldagem de provetes (Figura 4.4) pode facilmente verificar-se se ocorre a exsudação do betão. Uma exsudação elevada traduz-se pelo surgimento de uma película de água na face superior dos provetes moldados, e em molde metálicos, compostos por várias partes, pode observar-se a água de exsudação surgir na base, em torno das arestas da base do molde.



Figura 4.4 – Provetes de betão imediatamente após moldagem, em moldes cúbicos.

Os estudos da composição do betão permitiram obter uma composição final do betão sem segregação ou exsudação, de acordo com os dados expostos para a composição de teste 4 na Tabela 4.1.

MOLDAGEM DOS PROVETES DE ENSAIO. TIPOS DE PROVETE

Foram realizadas 3 amassaduras para fabrico dos provetes de ensaio para a campanha experimental, correspondendo a um total de 0,365 metros cúbicos de betão.

A moldagem dos provetes para ensaio de fluência em tração foi executada em moldes de madeira específicos para o efeito, como se mostra na Figura 4.5. Observe-se que os pernos para colocação dos LVDT's não atravessam a secção do provete na totalidade, por forma a minimizar o efeito de fragilização desta zona.



Figura 4.5 – Molde de madeira para fabrico de provete do tipo “bone shaped” do tipo A. Pormenor do tipo de pernos para colocação dos LVDT’s.

Para além dos provetes do tipo “bone shaped”, foram moldados provetes cúbicos, provetes prismáticos, provetes cilíndricos de secção constante e provetes cilíndricos de secção reduzida, apresentados na Figura 4.6, cujas dimensões e ensaio a que se destinam se apresenta na Tabela 4.2 e na Tabela 4.4, respectivamente.



Figura 4.6 – Provetes para ensaios complementares de apoio ao ensaio de fluência em tração.

Tipo de provete	Largura/Diâmetro (mm)	Altura (mm)
Cúbico	150	-
Cilíndrico	150	300
Cilíndrico com secção reduzida	150/120	300
“Bone shaped”	250/150	700
Prismático	150	600

Tabela 4.2 – Tipos de provete fabricados e suas dimensões.

CONDIÇÕES DE CURA DOS PROVETES DE ENSAIO

Dada a importância da retração por secagem em relação às deformações resultantes da aplicação das tensões de tração dos provetes, decidiu-se realizar dois tipos de conservação dos provetes fabricados.

A conservação das primeiras duas amassaduras, correspondente a provetes “livres”, será referida como conservação do “*tipo 1*” (Figura 4.7), enquanto a da terceira amassadura, correspondente a provetes selados, designou-se como conservação do “*tipo 2*” (Figura 4.8). As condições de conservação “*tipo 1 e 2*” estão apresentadas na Tabela 4.3. Refira-se que apenas se incluem, nesta tese, os resultados obtidos para a conservação do “*tipo 1*”.

Nos dois casos de conservação foi efetuada a desmoldagem dos provetes 1 dias após a sua moldagem. Os provetes foram colocados em câmara saturada, cuja temperatura e humidade relativa são controladas e mantidas em $20 \pm 1^\circ\text{C}$ e $\text{Hr} \geq 95\%$, respetivamente. A selagem dos provetes foi realizada envolvendo o provete em várias camadas de película de polietileno, Figura 4.8, imediatamente após a desmoldagem.

Idade (dias)	Conservação <i>tipo 1</i>	Idade (dias)	Conservação <i>tipo 2</i>
1 a 25	cura em câmara saturada, provetes sem isolamento do ambiente envolvente (livres);	1 a 14	cura em câmara saturada, provetes isolados do ambiente envolvente (selados);
25	saída da câmara saturada, provetes sem isolamento do ambiente envolvente;	15 a 28	cura no local de ensaio de fluência, provetes isolados do ambiente envolvente;

Tabela 4.3 – Processos de conservação (cura) até data de ensaio dos provetes fabricados em laboratório.

Optou-se pela colocação em câmara saturada dos provetes selados por forma garantir que não houvesse perda de água dos provetes. Embora o ensaio de fluência incluía um provete de controlo (de modo a distinguir-se a fluência total da fluência devido à tensão aplicada) decidiu-se fazer a conservação dos provetes isolados na sala onde se realiza o ensaio de fluência em tração; com o objetivo de eliminar deformações iniciais bruscas devidas à

variação térmica entre local de cura e de ensaio (que podem até causar a microfissuração do betão, sendo esta situação de evitar).



Figura 4.7 – Provetes de ensaio na câmara saturada (temperatura de $20\pm 1^{\circ}\text{C}$ e humidade relativa $\geq 95\%$), expostos diretamente às condições ambientais.



Figura 4.8 – Isolamento dos provetes, com recurso a película de polietileno para posterior colocação na câmara saturada.

ENSAIOS LABORATORIAIS REALIZADOS

Apresenta-se na Tabela 4.4 um resumo da campanha experimental para a caracterização do betão de ensaio (ensaios, número de provetes, idades de ensaio e condições de conservação). Os ensaios laboratoriais realizados, que se descrevem no subcapítulo seguinte, são: compressão de cubos, compressão diametral, tração direta em cilindros com/sem secção reduzida e em provetes do tipo “*bone shaped*”, fluência em tração em provetes do tipo “*bone shaped*” e fluência em compressão num prisma. Como nota refira-se que o ensaio de retração é realizado em provetes de controlo (de modo a determinar-se a fluência devida à tensão aplicada da fluência total).

Data amassadura	Tipo de provete	Número de provetes	Ensaios	Condições de conservação	Idade ensaio (dias)
05/05/2016	Cilíndrico	4	Tração Direta, Compressão diametral, v. p. ultra-sons	Tipo 1	28
	Cilíndrico Secção Reduzida	2	Tração direta		28
	Cúbicos	4	Compressão, v. p. ultra-sons		7 e 28
	“ <i>Bone shaped</i> ”	2	Tração direta, v. p. ultra-sons		28
18/05/2016	Cúbicos	1	Compressão, ultra-sons	Tipo 1	28
	Prismático	1	Fluência em compressão, v. p. ultra-sons		28
	“ <i>Bone shaped</i> ”	4	Tração direta, retração, v. p. ultra-sons		28
12/08/2016	Cilíndrico	8	Tração direta, compressão diametral, módulo de elasticidade	Tipo 2	28 e 90
	Cilíndrico Secção Reduzida	2	Tração Direta		28
	Cúbicos	5	Compressão, v. p. ultra-sons		28 e 90
	“ <i>Bone shaped</i> ”	4	Tração direta, fluência em tração		28

Tabela 4.4 – Tabela resumo da campanha experimental.

Foram realizados ensaios de compressão e velocidade de propagação de ultra-sons aos 7, 28 e 90 dias de idade e ensaios de tração direta em provetes cilíndricos, compressão diametral, módulo de elasticidade aos 28 e 90 dias de idade por forma a ter resultados que caracterizem a evolução da resistência e deformabilidade do betão fabricado.

Os ensaios de tração direta de betão exigem a preparação das faces dos provetes para a colagem de placas de aço para a transmissão das tensões de tração. Na Figura 4.9 mostra-se a retificação de um provete cilíndrico. Os provetes do tipo “*bone shaped*” passaram por um processo semelhante como se observar na Figura 4.10, onde se teve o cuidado de obter topo e base dos provetes planos e paralelos.



Figura 4.9 – Equipamento de retificação de provetes. Retificação da base de um provete cilíndrico para posterior colagem das placas para ensaio de tração direta.



Figura 4.10 – Retificação de um provete do tipo “*bone shaped*” para posterior colagem das placas de aço para ensaio de tração direta.

4.3 Ensaio para caracterização da deformabilidade instantânea

4.3.1 Módulo de elasticidade em compressão

A determinação do ensaio de módulo de elasticidade foi realizado segundo a norma NP EN 12 390-13:2015, de acordo com o descrito no Método B (Figura 4.11 a.). Apresentam-se os resultados obtidos na Tabela 4.5.

Realizou-se o ensaio em provetes cilíndricos de 300 mm de altura e 150 mm de diâmetro, aos 28 dias de idade, e obteve-se um valor médio de 28,8 GPa. Tal como exigido pela norma utilizada passa-se a referir que a tensão final aplicada na determinação do módulo de elasticidade foi inferior a 20% do valor de resistência à compressão dos cilindros, de 18,8 MPa (de acordo com a Tabela 4.5).

Para a realização do ensaio de fluência em compressão foi necessário proceder à determinação dos valores de extensão para a carga de fluência pretendida (pelo facto do sistema de ensaio de fluência em compressão não estar calibrado), permitindo assim a determinação do módulo de elasticidade do betão no caso do provete prismático de 600 mm de altura e base quadrada com 150 mm de lado, de 30,3 GPa.

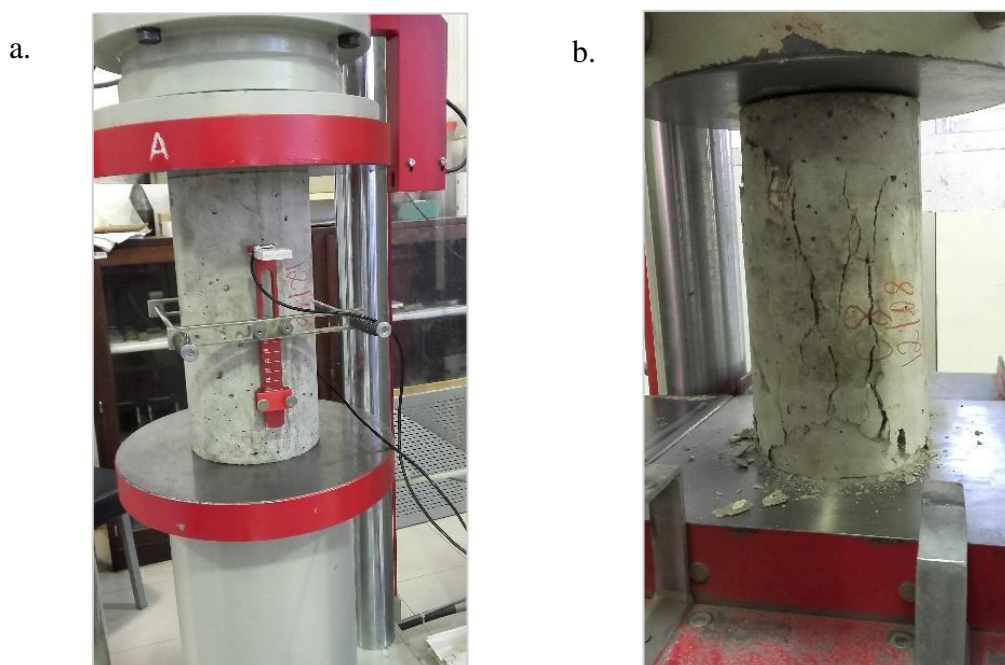


Figura 4.11 – a. Ensaio de determinação módulo de elasticidade em compressão. b. Ensaio de compressão realizado ao provete que serviu para a determinação do módulo de elasticidade.

ID Provete	Idade (dias)	Módulo de Elasticidade (GPa)	Resistência à compressão (MPa)	Tensão final aplicada no ensaio de ME (% do valor de resistência à compressão)
Cilindro 8_3	28	27,8	18,5	3,1
Cilindro 9_3	28	29,8	19,0	5,6
Cilindro 1_3	90	28,3	21,8	7,7
Cilindro 11_3	90	28,7	21,2	4,7
Prisma 1_2	28	30,3	-	-

Tabela 4.5 – Módulo de elasticidade obtido nos ensaios mecânicos segundo a norma NP EN 12 390 – 13: 2015, e dados adicionais relevantes.

4.3.2 Velocidade de propagação dos ultra-sons

Também é possível determinar experimentalmente o módulo de elasticidade do betão com base em ensaios de propagação dos ultra-sons: a velocidade de propagação das ondas de ultra-sons num provete de betão é proporcional ao valor do módulo de elasticidade que, determinado com esta técnica corresponde a um valor elevado semelhante ao que se poderia obter em ensaios mecânicos com velocidade de aplicação de carga muito elevada [BS 1881-203: 1986]. Por ser um ensaio relativamente simples de realizar e cujos resultados são coerentes com as características dos provetes optou-se pela sua inclusão nos ensaios laboratoriais. Este ensaio permitiu concluir que o betão fabricado nas três amassaduras têm propriedades que se podem considerar iguais, que o processo de fabrico dos provetes do tipo “*bone shaped*” (na vertical) não influencia a compactação do betão ao longo da sua altura. Permitiu também validar os resultados obtidos nos restantes ensaios laboratoriais.

O ensaio não destrutivo de determinação da velocidade de propagação dos ultra-sons para determinar o módulo de elasticidade do betão, consiste na determinação da velocidade de propagação de um impulso ultra-sónico entre dois pontos de medida, a qual pode ser correlacionada com o valor do módulo de elasticidade (E) e do coeficiente de Poisson (ν) pela seguinte expressão:

$$E_{din} = v^2 \cdot m \cdot \frac{(1+\nu) \cdot (1-2\nu)}{(1-\nu)} \quad (4.1)$$

sendo, de acordo com [BS 1881-203: 1986]:

E_{din} – módulo de elasticidade dinâmico, MPa;

V – velocidade de propagação do impulso, km.s^{-1} ou $\text{mm.}\mu\text{s}^{-1}$;

m – massa específica do betão kg.m^{-3} ;

ν – coeficiente de Poisson ($\nu = 0,20$).

Nos ensaios realizados no âmbito desta dissertação, em provetes cúbicos (Figura 4.12), cilíndricos e do tipo “bone shaped” (Figura 4.13) obtiveram-se, como esperado, valores de módulo de elasticidade superiores aos obtidos nos ensaios mecânicos. O valor do módulo de elasticidade obtido pelo ensaio de velocidade de propagação dos ultra-sons designa-se por módulo de elasticidade dinâmico E_{din} , sendo este o valor adotado nos modelos numéricos para análise dinâmica de estruturas. O valor de E_{din} é cerca de 1,5 vezes superior ao do módulo de elasticidade determinado em ensaios mecânicos E_{mec} , sendo assim designado por módulo de elasticidade estático E_{est} , como se pode ver na Tabela 4.7.



Figura 4.12 – Realização de um ensaio de determinação de velocidade de propagação de ultra-sons a um cubo de 150 mm.



Figura 4.13 – Realização de um ensaio de determinação de velocidade de propagação de ultra-sons num provete tipo “bone shaped”, em 5 pontos ao longo da sua altura.

Os dados de base para o cálculo dos valores expostos na Tabela 4.7, são apresentados de seguida, na Tabela 4.6.

ID Provete	Idade (dias)	Massa Volúmica (kg.m^{-3})	Velocidade propagação ultra-sons (m.s^{-1})
Cubo 1_1	28	2310	4688
Cubo 2_1	28	2320	4630
Cubo 0_2	28	2320	4587
Cubo 1_3	28	2350	4762
Cubo 2_3	28	2340	4717
Cubo 3_3	28	2370	4777
Cubo 4_3	90	2360	4792
Cubo 5_3	90	2370	4823
Cubo 3_1	96	2370	4747
Cubo 4_1	96	2360	4950
Cilindro 1_1	28	2350	4674
Cilindro 2_1	28	2360	4645
Cilindro 2_3	28	2360	4674
Cilindro 4_3	28	2370	4645
“Bone Shaped”	28	2330	4599

Tabela 4.6 – Valores obtidos para a massa volúmica e velocidade de propagação de ultra-sons para os provetes cúbicos, cilíndricos e “bone shaped”.




Tipo de provete	Idade (dias)	Ensaio de determinação de velocidade de propagação Ultra-sons		Ensaio mecânico
		E_{din} (módulo de elasticidade dinâmico, GPa)	$E_{est} = E_{din} / 1,5$ (módulo de elasticidade Estático, GPa)	E_{mec} (módulo de elasticidade determinado em ensaios mecânicos, GPa)
Cúbico 	28	45,2	30,1	-
	96	50,1	33,4	-
Cilíndrico 	28	43,6	29,1	27,8 (NP EN 12 390-3)
	90	43,9	29,3	28,5 (NP EN 12 390-3)
“Bone Shaped” 	28	44,4	29,6	33,5 (ensaio de tração direta sistema de fluência tração)

Tabela 4.7 – Módulo de elasticidade medido em ensaios de provetes cúbicos, cilíndricos e do tipo “bone shaped”. Comparação entre os valores obtidos em ensaios não destrutivos de ultra-sons (E_{din}) e ensaios mecânicos (E_{mec}).

4.3.3 Módulo de elasticidade em tração

O módulo de elasticidade foi obtido como usualmente medindo o declive da reta tensão-deformação para valores de tensão relativamente baixos. Realizaram-se ensaios de tração direta para determinação do módulo de elasticidade em:

- i) provetes cilíndricos de secção constante (aos 28 e 90 dias de idade);
- ii) provetes cilíndricos com secção reduzida (aos 28 dias de idade);

- iii) em provetes do tipo “*bone shaped*” (aos 28 dias de idade, com geometria igual à dos provetes sujeitos a fluência em tração).

Os ensaios de tração direta em provetes cilíndricos (secção constante e reduzida) realizaram-se com controlo da deformação do conjunto provete placas metálicas e “garras” da prensa. Para a aquisição das deformações locais utilizaram-se transdutores de deslocamento independentes da prensa (Figura 4.14). Os dados fornecidos permitiram determinar o valor do módulo de elasticidade em tração para o betão (Figura 4.15).

A base de medida para determinação das deformações foi de 150 mm, a velocidade de deformação implementada foi de 0,5 mm/min (deformação do conjunto provete placas metálicas e “garras” da prensa).

Como seria de esperar, no caso em que se utilizaram provetes cilíndricos de secção constante não foi possível determinar o valor da tensão de rotura à tração e a correspondente extensão máxima, devido à fendilhação que ocorreu junto à zona de colagem das placas, resultante do esperado efeito de concentração de tensões nessa zona (para além da geometria inadequada dos provetes, é ainda de referir a incapacidade da prensa em controlar possíveis erros de excentricidade na aplicação da carga, por ausência de rótulas nos pontos de transmissão de força).



Figura 4.14 – Ensaio de tração direta num provete cilíndrico de secção constante, com sistema de medição de deformações locais (prensa hidráulica de tração com controlo de deformação, preparada para ensaios de curta duração, LNEC/DM/NMO Núcleo de Materiais Orgânicos).

Como referido apesar da difícil execução, estes ensaios em provetes cilíndricos de secção constante permitiram determinar o valor do módulo de elasticidade em tração Figura 4.15 e Tabela 4.8.

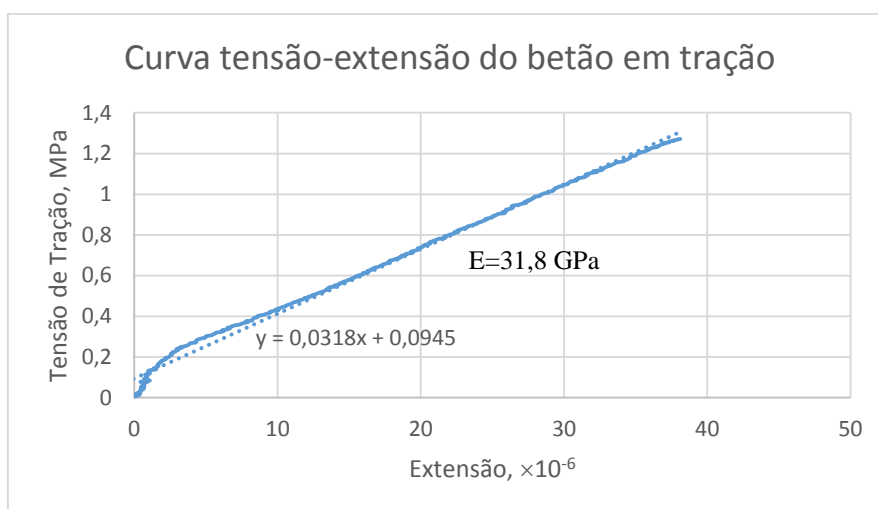


Figura 4.15 – Ensaio de tração em provete cilíndrico de secção constante, aos 28 dias de idade. Determinação do módulo de elasticidade.

Ao observar a Figura 4.15 nota-se que o declive da reta tensão-extensão é elevado nos instantes iniciais do ensaio, isto deve-se ao ajuste entre os componentes envolvidos no sistema mecânico de ensaio não permitirem que a carga aplicada (ao conjunto provete placas metálicas e “garras da prensa”) seja transmitida na sua totalidade ao provete de ensaio. Após estabilização do ajuste entre os componentes mecânicos, garras e placas metálicas, observa-se um comportamento linear praticamente até à rotura, onde se observa uma diminuição do declive da reta tensão-extensão.

ID Provete	Idade (dias)	Módulo de elasticidade em tração (GPa)
Cilindro 1_1	28	33,2
Cilindro 2_1	28	32,4
Cilindro 6_3	28	36,0
Cilindro 12_3	28	32,8
Cilindro 5_3	90	31,9
Cilindro 10_3	90	35,7

Tabela 4.8 – Valores obtidos para o módulo de elasticidade e tração em provetes cilíndricos de secção constante.

No caso dos ensaios de tração em provetes cilíndricos de secção reduzida (Figura 4.16), apesar das referidas dificuldades de execução, foi possível obter valores da resistência à tração. Contudo, os valores obtidos revelaram-se sistematicamente inferiores aos valores da resistência à tração obtidos nos ensaios de compressão diametral (considerados bastante fiáveis pela generalidade dos autores). De facto, este resultado era esperado, de acordo com os cálculos numéricos apresentados no capítulo anterior, que, embora realizados para um outro tipo de geometria, permitem tirar conclusões gerais para o tipo de provetes em que se verifica uma diminuição de secção. Como tal pode se dizer que os provetes cilíndricos de secção reduzida apresentam a rotura na zona de transição de diâmetro porque as tensões principais de tração nessa zona são superiores às que ocorrem na secção central do provete.

Assim, os ensaios de tração em provetes cilíndricos de secção constante e reduzida, realizados nas condições referidas, apresentam maior interesse para a determinação do valor do módulo de elasticidade em tração, apresentados na Tabela 4.9.

ID Proвете	Idade (dias)	Módulo de elasticidade em tração (GPa)
Cilindro sec red 1_3	28	33,0
Cilindro sec red 1_3	28	33,0
Cilindro sec red 2_3	28	33,0
Cilindro sec red 1_1	28	26,2
Cilindro sec red 2_1	28	34,5

Tabela 4.9 – Valores obtidos para o módulo de elasticidade e tração em provetes cilíndricos de secção reduzida.



Figura 4.16 – Ensaio de tração direta num provete cilíndrico de secção reduzida, com sistema de medição de deformações locais (prensa hidráulica de tração com controlo de deformação, preparada para ensaios de curta duração, LNEC/DM/NMO Núcleo de Materiais Orgânicos). Rotura com fenda localizada na zona de transição.

O módulo de elasticidade em tração também foi determinado com base em ensaios sobre os provetes do tipo “*bone shaped*” utilizados nos ensaios de fluência em tração (Figura 4.17). Neste caso o sistema de alavancas foi utilizado para aplicação da carga de tração num ensaio de curta duração (5 minutos) com controlo da carga até à rotura, utilizando um LVDT em cada face lateral do provete. O módulo de elasticidade foi obtido como referido anteriormente, apresenta-se na Figura 4.17 o gráfico tensão-extensão obtida para um dos provetes.

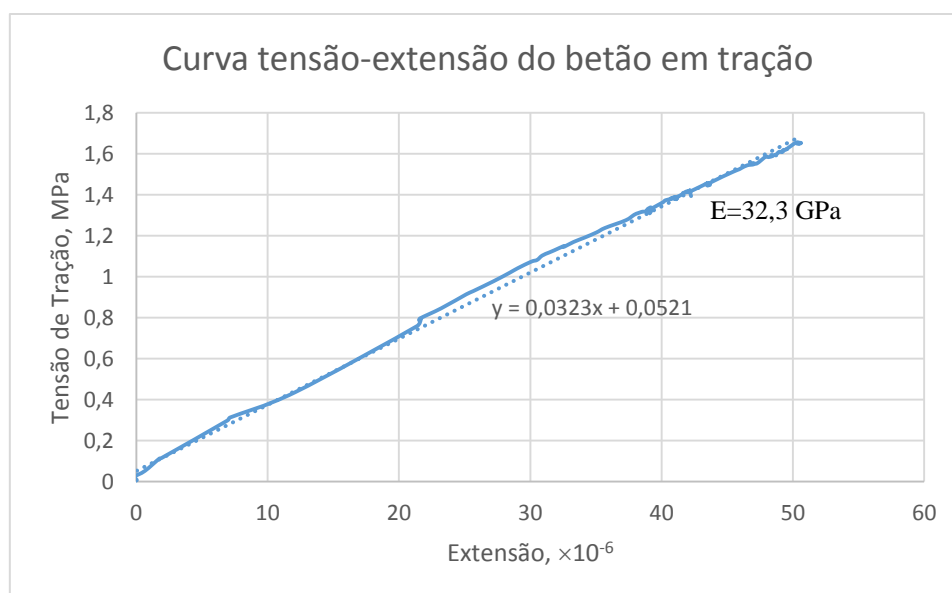


Figura 4.17 – Ensaio de tração direta em provete do tipo “bone shaped”. Gráfico tensão-deformação obtido com vista à determinação do módulo de elasticidade.

4.4 Ensaio para caracterização da resistência mecânica

4.4.1 Resistência à compressão (cubos)

A determinação da resistência à compressão do betão com base em ensaios de compressão segundo a norma [NP EN 12390-3:2011], é realizada em cubos de 150 mm de aresta (Figura 4.18). Obteve-se um valor de resistência média aos 28 dias de idade de cerca de 22 MPa e de 25 MPa aos 90 dias.



Figura 4.18 – Ensaio de compressão. Aspeto de um cubo após rotura.

Na Tabela 4.10 apresentam-se os resultados obtidos no ensaio de compressão, em cubos de 150 mm de lado, segundo a norma referida, para várias idades de ensaio.

ID Provete	Idade (dias)	Massa Volúmica	Resistência à compressão (MPa)
Cubo 0_1	7	2350	15,5
Cubo 1_1	28	2310	23,5
Cubo 2_1	28	2320	24,6
Cubo 0_2	28	2320	22,9
Cubo 1_3	28	2350	22,0
Cubo 2_3	28	2340	22,1
Cubo 3_3	28	2370	23,0
Cubo 4_3	90	2360	25,4
Cubo 5_3	90	2370	25,0
Cubo 3_1	96	2370	23,7
Cubo 4_1	96	2360	25,1

Tabela 4.10 – Resultados obtidos no ensaio de resistência à compressão em cubos de 150 mm de lado.

4.4.2 Resistência à tração por compressão de provetes

A determinação da resistência à tração através do ensaio de compressão diametral (ou “ensaio brasileiro”) foi realizado segundo a norma [NP EN 12390-6:2011]. Realizou-se o ensaio em provetes de 300mm de altura e 150mm de diâmetro, aos 28 e aos 90 dias de idade, e obteve-se um valor médio de 2,02MPa e 2,4MPa, respetivamente (Figura 4.19 e Figura 4.20).

De acordo com o Eurocódigo 2 [NP EN 1992-1-1] quando a tensão de rotura à tração é determinada pelo ensaio de compressão diametral ($f_{t,diametral}$), pode considerar-se para valor aproximado da tensão de rotura à tração simples, ou direta, ($f_{t,direta}$) igual a 90% de $f_{t,diametral}$. A tração direta resulta em valores inferiores devido à heterogeneidade do betão; trata-se de um ensaio mais sensível a zonas de menor resistência, “defeitos”, em comparação como valor médio de resistência das restantes zonas do provete de betão.



Figura 4.19 – Ensaio de resistência à tração por compressão diametral.



Figura 4.20 – Ensaio de resistência à tração por compressão diametral, aspeto do provete após rotura.

Na Tabela 4.11 apresentam-se os resultados obtidos no ensaio de tração por compressão diametral realizados.

ID Provete	Idade (dias)	Resistência à tração (MPa)
Cilindro 1_1	28	2,51
Cilindro 2_1	28	2,75
Cilindro 2_3	28	1,96
Cilindro 4_3	28	2,07
Cilindro 3_3	90	2,32
Cilindro 7_3	90	2,51

Tabela 4.11 – Resultados obtidos no ensaio de resistência à tração por compressão diametral em cilindros (150 mm diâmetro e 300 mm altura) aos 28 e 90 dias de idade.

4.5 Ensaio de fluência em compressão

Para realização do ensaio de fluência em compressão, implementado no NBPC, é necessário determinar o módulo de elasticidade do betão no provete que se pretende ensaiar.

A colocação do provete para o ensaio de fluência em compressão (Figura 4.21) é realizada controlando-se a carga aplicada ao provete até ser atingido o valor de deformação pretendido (determinado anteriormente no ensaio de módulo de elasticidade).

Neste ensaio são utilizados provetes prismáticos, de secção quadrada de 150 mm de lado e 600 mm de altura, instrumentados com 2 pernos que atravessam a secção do provete (colocados previamente no molde antes do fabrico dos provetes). Os pernos permitem a leitura de deformações, numa base de medida de 400 mm em duas faces opostas do provete. A leitura da distância dos pernos, em cada face, é realizada recorrendo-se a um “*alongâmetro*” do tipo LNEC, preparado para a base de medida de 400 mm.

A carga é aplicada por recurso a uma almofada hidráulica toroidal e placa de aço, na base do provete, e mantida por recurso a um mecanismo óleo hidráulico e acumulador óleo-gás, semelhante ao utilizado nos ensaios de fluência em tração. Estes componentes estão instalados numa estrutura metálica que serve como estrutura de reação para aplicação das forças de compressão ao provete.

Para colocação do provete em carga instrumentaram-se duas faces opostas do provete, por recurso a dois defletómetros e hastes metálicas solidárias aos pernos do provete como

se pode observar na Figura 4.21. Ao impor a carga de compressão de modo lento deve ser verificado um aumento de deformação idêntico nas duas faces (opostas) instrumentadas do provete, onde se encontram os aparelhos de leitura, ou seja, a carga deve ser uniforme em toda a secção do provete.



Figura 4.21 – Ensaio de fluência em compressão. Prensa hidráulica manual com controlo de força (LNEC/DM/NBPC - Núcleo de Betões, Pedra e Cerâmicos).

Realizou-se este ensaio a um provete prismático, fabricado com o betão de ensaio, aos 28 dias de idade e uma tensão de compressão de 6,9 MPa. Este provete encontra-se neste momento em carga.

4.6 Ensaio de fluência em de tração

4.6.1 Equipamentos de ensaio desenvolvidos no LNEC

Os equipamentos utilizados nos ensaios de fluência em tração (Figura 4.22), concebidos no LNEC [PNRC-FCT, 2002; Emílio, 2007] são apresentados esquematicamente na Figura 4.23, e são constituídos por:

- sistema óleo-hidráulico composto por um acumulador com interface óleo-gás e uma almofada hidráulica toroidal para aplicação de força;
- estrutura de tubo de aço de secção retangular para servir de mecanismo de transmissão da pressão do sistema óleo-hidráulico ao provete;
- célula de carga montada em série com o provete, para medição da carga aplicada;
- chapas de aço, rótulas e parafusos para fixação do provete à estrutura e permitir a transmissão da carga de tração.

Trata-se de uma solução com uma viga articulada numa das extremidades, uma almofada hidráulica toroidal a meio e o provete na outra extremidade (Figura 4.22). Uma estrutura de base, sem peças móveis, completa a configuração geral do sistema, representada esquematicamente na Figura 4.23. Este tipo de sistema também permite a realização de ensaios de curta duração, utilizando uma bomba de óleo hidráulica designada por uma “*bomba Lukas*”, não recorrendo ao acumulador óleo-gás.



Figura 4.22 – Sistema de ensaio de fluência em tração de provetes de betão.

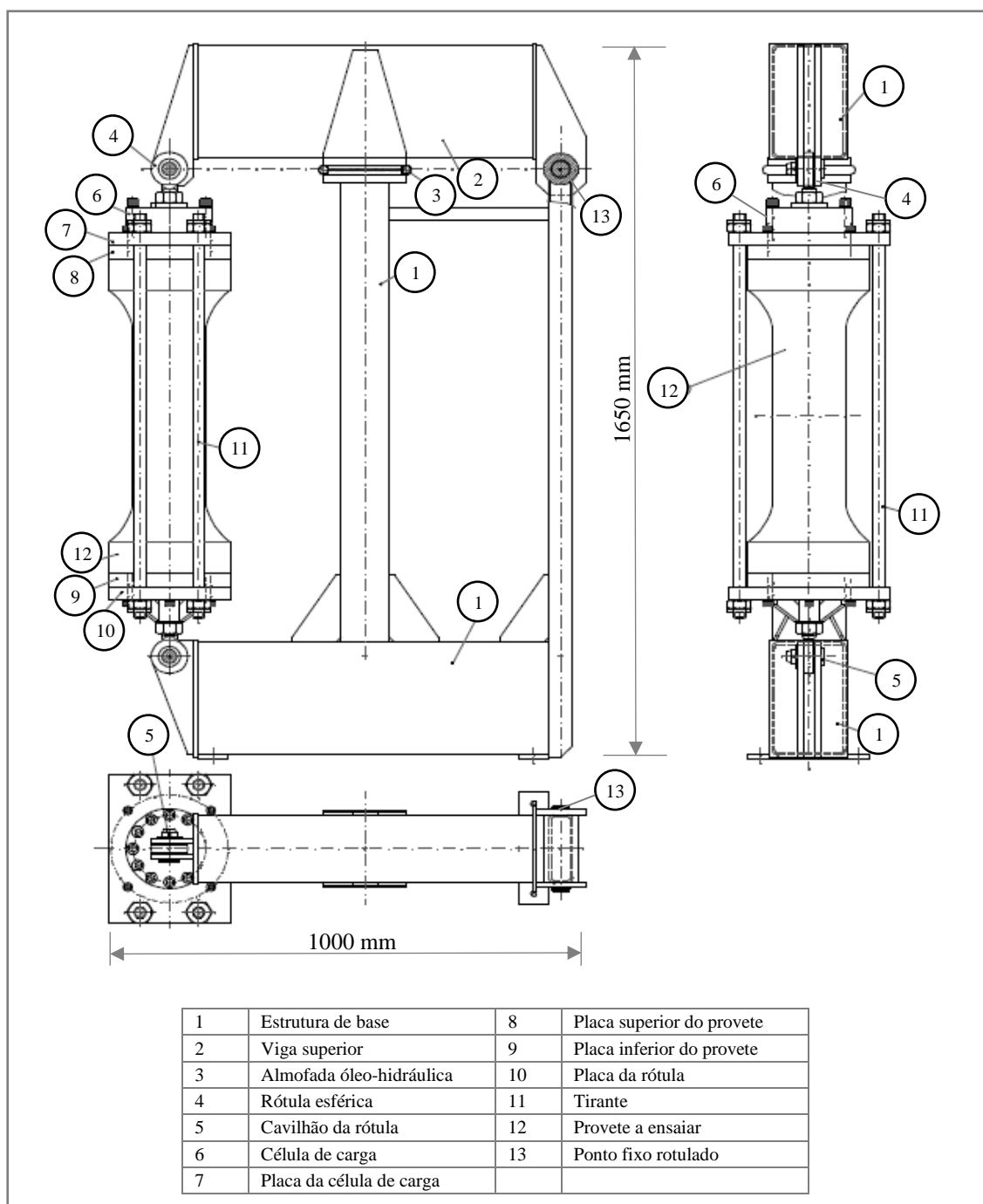


Figura 4.23 – Representação esquemática, e coteagem geral, do sistema para ensaios de fluência em tração [Emílio, 2007].

4.6.2 Sistema óleo-hidráulico para aplicação da carga (óleo e azoto)

A carga é instalada através de um sistema óleo-hidráulico, que inclui um acumulador com interface óleo-gás (Figura 4.24) por forma a manter a pressão aproximadamente constante ao longo do tempo. Como elemento de aplicação da força, tem-se uma almofada hidráulica de periferia toroidal, a qual se adapta bem a grandes deformações relativas com muito pequenas variações da força aplicada [Emílio, 2007].



Figura 4.24 – Acumulador (com interface óleo-gás) do sistema óleo-hidráulico, manómetro analógico e bloco de válvulas do circuito óleo-hidráulico.

4.6.3 Implementação do sistema para ensaios de fluência em tração

Previamente à execução da campanha de ensaios experimentais no âmbito deste trabalho, procedeu-se à colocação em serviço do sistema para ensaios de tração, que consistiu nos seguintes procedimentos:

- i) montagem das almofadas hidráulicas e instalação e enchimento do circuito óleo hidráulico (Figura 4.25 e Figura 4.26) através de uma “*bomba Lukas*”;
- ii) implementação de um método para a calibração das células de carga, que permite colocar em série uma célula de carga calibrada (pertencente ao Unidade de Metrologia Aplicada) e as células de carga a calibrar;

- iii) implementação de programas de leitura de dados em tempo real (para calibrações e ajustes experimentais) e de aquisição de dados armazenados, através do software *DeloggerPro* fornecido pelo fabricante do equipamento de armazenagem de dados *DataTaker*;
- iv) calibração dos transdutores de deslocamento, extensómetro do tipo LVDT, recorrendo a um interferómetro laser.



Figura 4.25 – Sistema para ensaios de fluência em tração sem almofada e circuito óleo-hidráulico instalados.

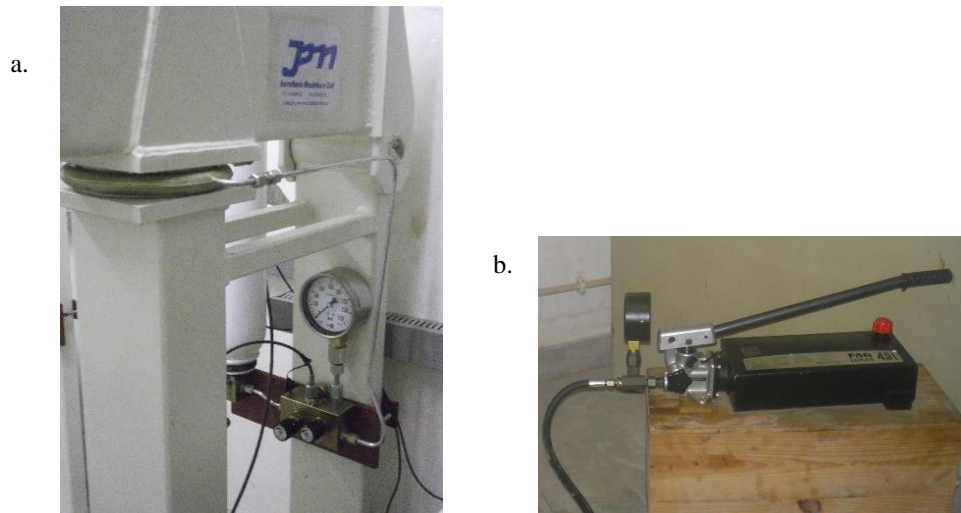


Figura 4.26 – a. Almofada hidráulica toroidal e circuito óleo-hidráulico ligada à “*bomba Lukas*”. b. “*Bomba Lukas*”.

Os valores fornecidos pelos transdutores de carga e de deslocamento são lidos e guardados por um sistema de aquisição automática, implementado pelo Núcleo de Sistemas Eletrotécnicos e Mecânicos (NSEM) do Centro de Instrumentação Científica (CIC) do LNEC, que recorre aos modelos *DT505* e *CEM* da *DataTaker* (Figura 4.27). Este sistema de aquisição automática é acedido através de um computador com o *software DeloggerPro*.



Figura 4.27 – Sistema eletrónico para aquisição dos dados dos transdutores de carga e dos transdutores de deslocamento.

O *software DeloggerPro* promove a comunicação com o sistema de aquisição automática, que faz a leitura de valores de potencial elétrico ou outras grandezas elétricas e as armazena para posterior análise do utilizador. Este *software* permite implementar programas de aquisição de valores enviados por vários transdutores, em simultâneo se necessário e em intervalos de tempo determinados pelo utilizador.

Os valores utilizados para as calibrações dos transdutores de deslocamento (do tipo LVDT) resultaram de leituras fornecidas por programas elaborados pelo *DeloggerPro*, do género apresentado na Figura 4.28.

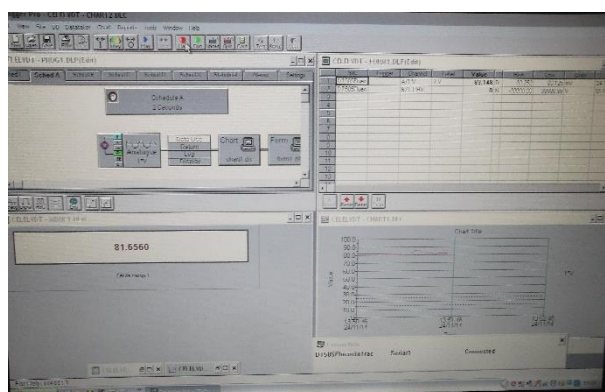


Figura 4.28 – Interface desenvolvida no *software DeloggerPro* para aquisição de dados na fase de calibração dos LVDT.

A calibração dos transdutores de deslocamento, do tipo LVDT, foram realizados pela Unidade de Metrologia Aplicada do CIC do LNEC-EM. A calibração foi realizada em toda a gama de valores aptos para o transdutor, de -2,5mm a 2,5mm, e permitiu obter uma resolução na ordem dos 10 μm (Figura 4.29). Na Figura 4.29 observa-se da esquerda para a direita um interferómetro laser (para determinação do deslocamento), um LVDT (em calibração) e um equipamento de imposição de deslocamento.



Figura 4.29 – Calibração de um transdutor de deslocamento do tipo LVDT. Observa-se da esquerda para a direita um interferómetro laser (para determinação do deslocamento), um LVDT (em calibração) e um equipamento de imposição de deslocamento.

Para a calibração das células de carga idealizou-se, no âmbito desta dissertação, um sistema que permitiu recorrer aos componentes disponíveis para o sistema ensaio de fluência em tração propriamente dito. Utilizando duas rótulas e duas placas disponíveis, um varão com pontas roscadas e quatro parafusos, adquiridos para o propósito, foi possível ligar em série uma célula de carga calibrada (pertencente à Unidade de Metrologia Aplicada do CIC do LNEC) e as células de carga a calibrar, tal como se mostra na Figura 4.30. A calibração foi realizada em toda a gama de valores aptos para a célula, até 100kN e permitiu obter uma resolução de 0,2 kN.

Note-se que a calibração dos LVDT's e das células de carga foram realizadas no local do ensaio onde serão empregues, e que foi avaliada toda a “cadeia” de componentes e equipamentos envolvida na aquisição dos dados, tal qual como serão utilizados no ensaio de fluência em tração.

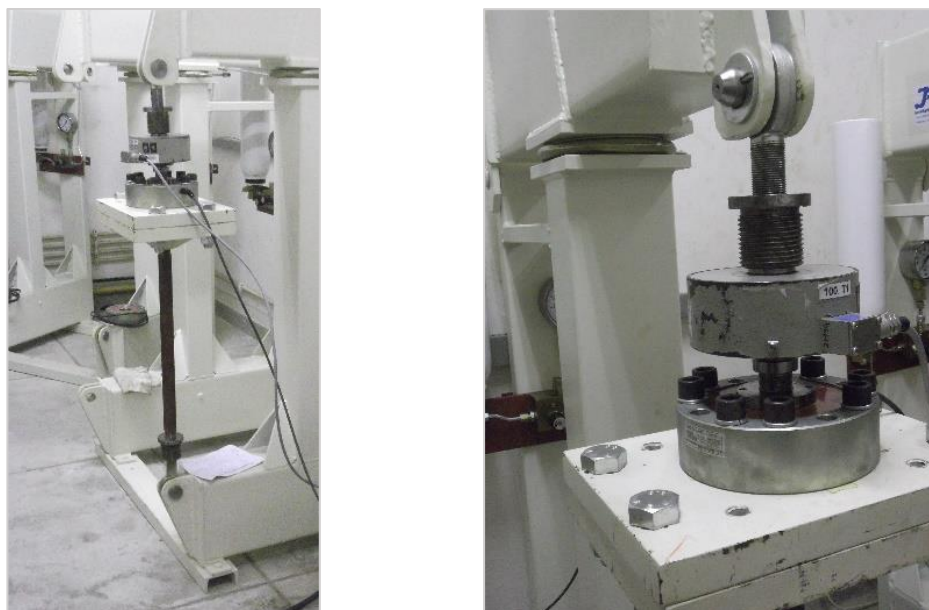


Figura 4.30 – Solução adotada para a calibração das células de carga, que permitiu a montagem em série do equipamento calibrado e a calibrar.

4.6.4 Geometria dos provetes e colocação em ensaio de fluência em tração

As ações de tração são transmitidas ao provete por colagem de placas de aço nos topos. Como a operação de colagem envolve algum cuidado, tem-se dois conjuntos de placas de aço: um conjunto para colagem à base e topo do provete e outro conjunto para ligação das placas coladas ao sistema de tração, por meio de parafusos.

Tendo em conta o tipo de betões que se pretende ensaiar, foi estabelecido que os provetes deveriam ter uma secção transversal de 150x150 mm e um campo para medições superior a 2,5 vezes a dimensão transversal (que se fixou em 400 mm). Sendo que se trata de solicitações de tração foi escolhida a forma geral de provete “*bone shaped*”, com uma zona de transição suave entre a secção central e a secção de 250x250 mm nos topos; a altura total fixou-se em 700 mm. O tipo de provete “*bone shaped*” faz com que a probabilidade de ocorrer a rotura junto às placas seja muito baixa e permite a obtenção de uma distribuição uniforme de tensões na secção central do provete onde se realiza a aquisição das deformações (zona instrumentada).

No que respeita às exigências em termos de força disponível, considerou-se que se poderiam ensaiar betões com uma tensão de rotura em tração até 4 a 5 MPa, o que, para

se aplicarem cargas da ordem de grandeza de 70% daquelas, se traduz numa força a exercer pelo dispositivo de ensaio até cerca de 100 kN [Emílio, 2007].

A operação de colagem das placas aos topos do provete (com recurso a uma cola epoxídica) envolve algumas sensibilidades que, se não forem consideradas, poderão comprometer o ensaio por rotura nesta interface. Apresentam-se nos parágrafos seguintes os passos a cumprir tendo em consideração o referido anteriormente.

Para além de ser conveniente que ambas as superfícies apresentem uma certa rugosidade, exige-se que a distribuição de tensões nesta superfície seja tão uniforme quanto possível, sob pena de se poderem verificar situações de início de descolagem em pontos de concentração de tensões, com progressão da descolagem até à separação.

É de todo conveniente que o ensaio se inicie com a viga superior paralela à base, a fim de minimizar o aparecimento de componentes horizontais das forças [Emílio, 2007].

Para montagem de um provete (Figura 4.31) seguiu-se a seguinte sequência de operações:

1. colagem das placas ao provete, procurando respeitar como requisitos dimensionais mais relevantes a altura total e o paralelismo das placas;
2. preparação prévia da máquina ligando as rótulas à placa inferior e à célula de carga e esta à respetiva placa. Introduzir os cavilhões das rótulas;
3. colocação do provete, com as placas coladas, sobre dois calços de madeira, de modo que o seu eixo fique horizontal e sensivelmente à altura do cavilhão da rótula inferior e, aparafusar a ligação à placa colada no provete;
4. rotação do provete para a posição vertical de modo que as duas placas do lado superior fiquem em face-a-face, e efetuar o aparafusamento entre elas;
5. verificação da horizontalidade da viga superior e, se necessário, efetuar a sua correção como atrás foi indicado.
6. iniciar o sistema de aquisição automático e o *interface* para visualização no PC dos valores medidos pelos transdutores;
7. aplicar a carga (numa fase inicial com bomba *Lukas* e fase posterior pela introdução de azoto no acumulador, visualizando o seu valor no PC).

Na Figura 4.31 observam-se provetes em ensaio de fluência em tração e provetes montados que aguardam colocação em ensaio. Os provetes onde se observam os tirantes

de metal a unir as placas superior e inferior encontram-se em fluência, os restantes aguardam a colocação dos tirantes de metal e respetiva carga de tração.



Figura 4.31 – Equipamentos de fluência com provetes montados.

No caso de se verificar a rotura do provete, os tirantes de metal que unem a placa superior e inferior têm como função prevenir uma dilatação excessiva da almofada hidráulica (que pode resultar na sua rotura) e minimizar o deslocamento da viga superior da estrutura e garantir a segurança na proximidade do mecanismo de ensaio.

4.6.5 Metodologia de ensaio

Previamente à colocação em ensaio de fluência em tração, de provetes do tipo “*bone shaped*”, determinou-se a resistência à tração direta instantânea deste tipo de provetes, recorrendo aos mesmos equipamentos de fluência (Figura 4.32). Note-se, na Figura 4.32, a formação de uma fenda na zona da transição onde são esperadas as maiores tensões de tração que, de acordo com os resultados numéricos MEF3D, obtidos no capítulo anterior, são 2,25/2 vezes superiores à tensão na zona central do provete.

Os ensaios de tração direta em provetes do tipo “*bone shaped*” foram realizados impondo uma velocidade de carga constante, controlada manualmente através de uma “*bomba Lukas*”. Estes ensaios permitiram a determinação da tensão de rotura para a tração direta do betão fabricado em laboratório.

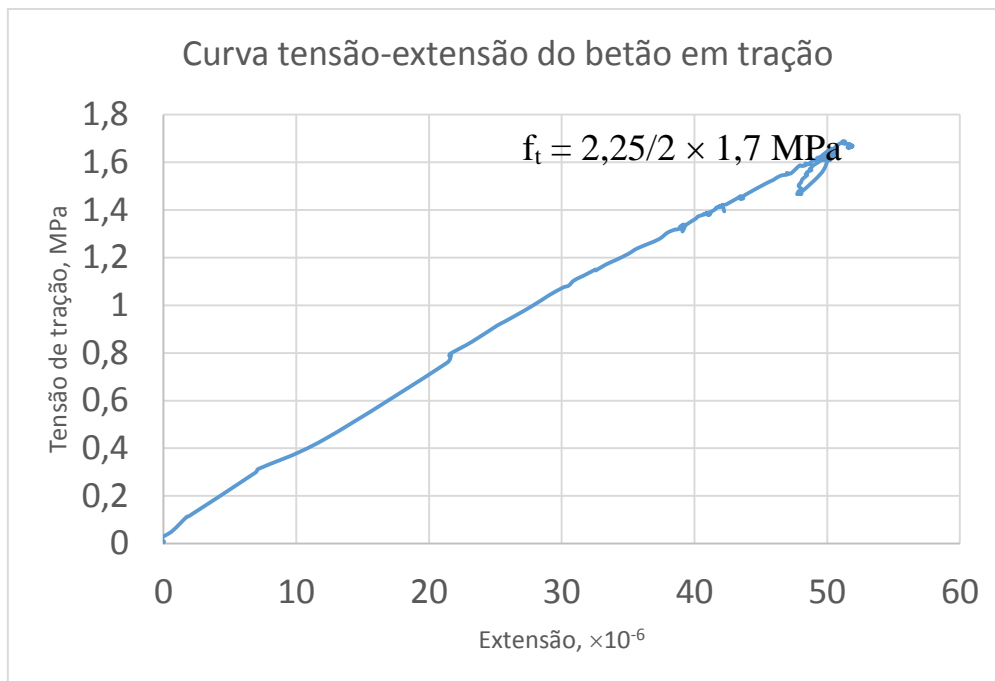


Figura 4.32 - Ensaio de tração direta em provete do tipo “bone shaped”. Relação entre tensões e deformações até à rotura: $f_t = (2,25/2) \times 1,7 \text{ MPa}$. Note-se a formação de uma fenda na zona da transição onde são esperadas as maiores tensões de tração que, de acordo com os resultados numéricos MEF3D, obtidos no capítulo anterior, são 2,25/2 vezes superiores à tensão na zona central do provete.

Na Figura 4.33 mostra-se as extensões obtidas no ensaio de tração direta até à rotura de um provete do tipo “bone shaped” instrumentado com LVDT’s nas quatro faces laterais. Pode observar-se que as medições dos LVDT são coerentes entre si, mostrando que a deformação do provete é uniforme.

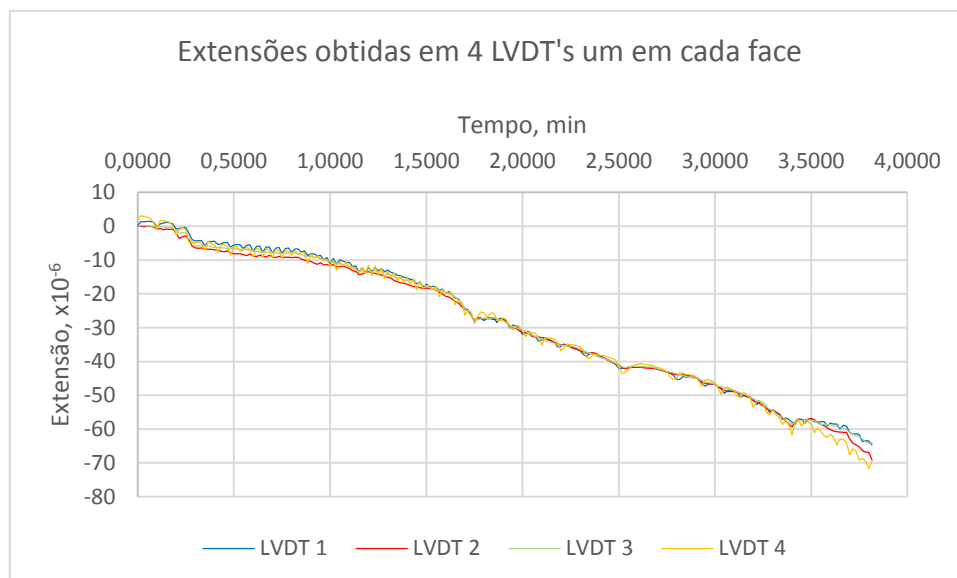


Figura 4.33 – Extensões obtidas no ensaio de tração direta de um provete do tipo “bone shaped” instrumentado com 1 LVDT em cada face lateral.

ENSAIO DE FLUÊNCIA EM TRAÇÃO

De modo a ser possível distinguir a extensão de fluência das extensões devidas à retração (por secagem e por hidratação do cimento) e devida a variações térmicas, é necessário ter-se em paralelo um ensaio de retração livre num provete de controlo (Figura 4.34).

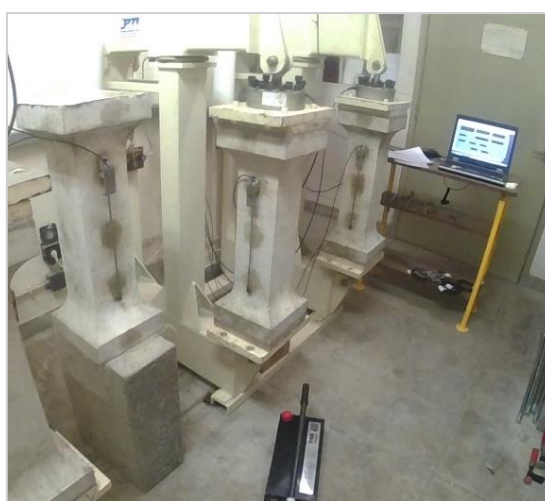


Figura 4.34 – Provetes do tipo “bone shaped”: medição das extensões em retração livre e extensões de fluência em tração.

O provete de controlo, de geometria e composição igual aos provetes sujeitos a fluência em tração, sem cargas exteriores aplicadas deve ser conservado nas mesmas condições ambientais de temperatura e humidade relativa.

A extensão medida no ensaio de fluência em tração é resultado da ação simultânea da extensão devida à carga de tração e pela extensão devida à retração livre (que é dependente das condições ambientais). Para a determinação da extensão de fluência retira-se a parcela de extensão devida à retração livre à extensão total observada no ensaio de fluência em tração, como mostrado na Figura 4.35.

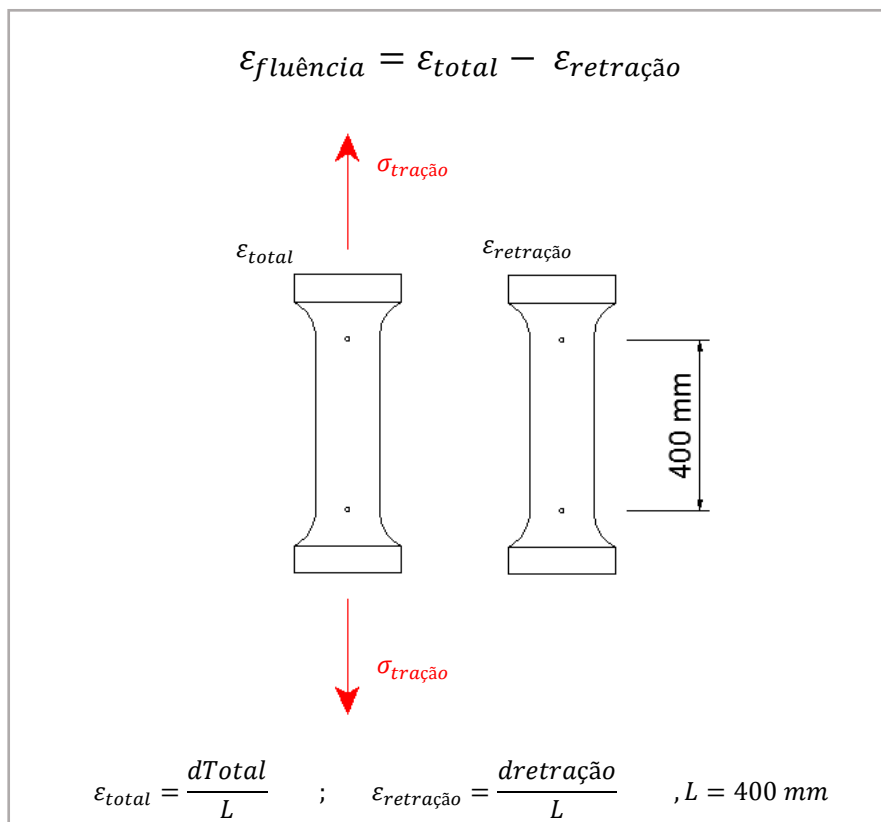


Figura 4.35 – Representação esquemática dos provetes para determinação da extensão de fluência, numa base de medida L de 400 mm.

4.6.6 Aquisição automática de dados

A escolha da frequência de amostragem teve de considerar a hipótese das extensões provocadas nos provetes atingirem o ramo de enfraquecimento, entrando no regime de fluência terciária (de muito curta duração). Como tal, a frequência de aquisição de valores dos dois tipos de transdutores foi estabelecida em duas vezes por minuto. Ao fim de

90 dias de ensaio obtiveram-se cerca de 250 mil leituras para cada provete para analisar (cada leitura constituída por dois valores de deformação e um valor de força).

4.6.7 Desenvolvimento de programas em MATLAB para tratamento dos dados

A elevada quantidade de dados (como já referido, ao fim de 90 dias de ensaio obtiveram-se cerca de 250 mil leituras para cada provete) para analisar tornou necessário o desenvolvimento de programas para tratamento automático de dados. Na Figura 4.36 a. mostra-se a realização de leituras em tempo real dos transdutores de força e deslocamento, e na Figura 4.36 b. apresenta-se o ambiente de trabalho no MATLAB onde se realiza a compilação e o tratamento dos dados de vários ficheiros de Excel.

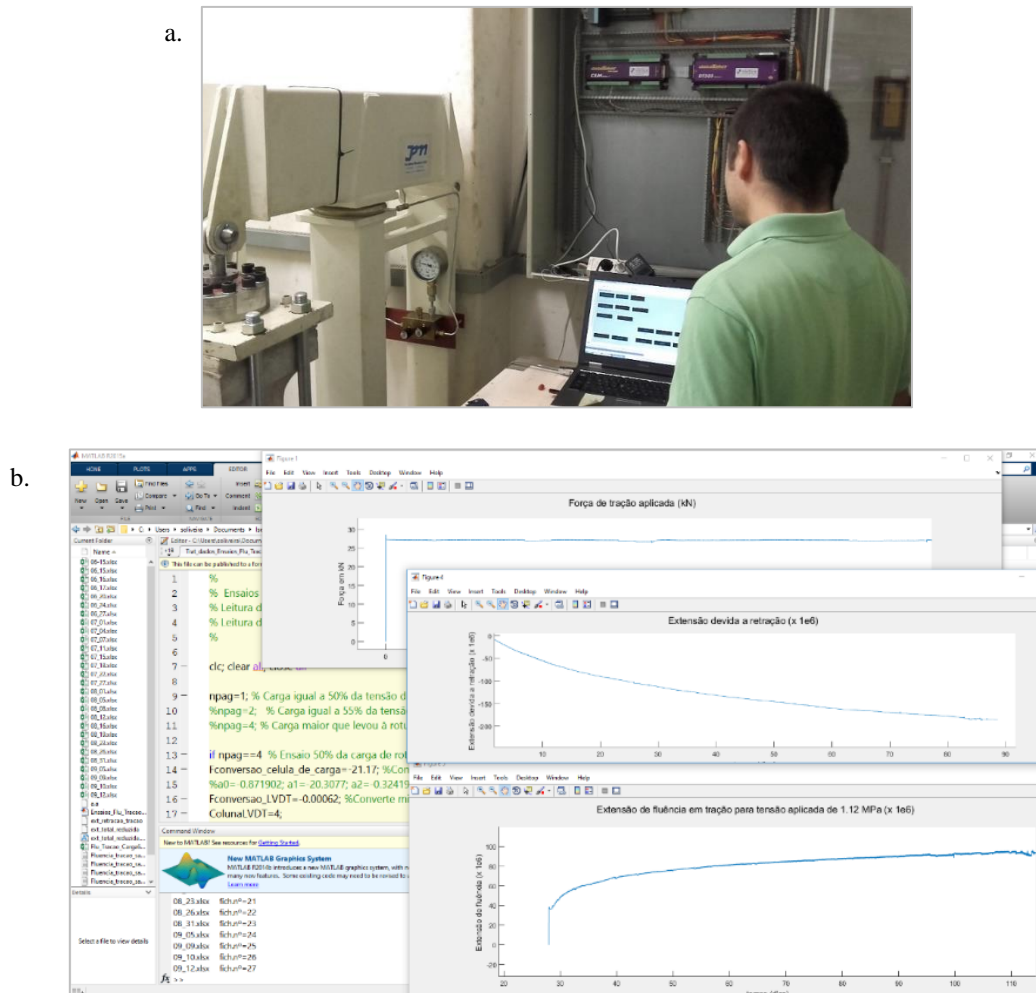


Figura 4.36 – a. O sistema de aquisição automática permitiu a obtenção de 250 mil leituras ao fim de 90 dias de ensaio. b. Para a análise destas leituras recorreu-se ao MATLAB para fazer um programa de compilação e tratamento dos dados por provete.

4.7 Considerações finais

Neste capítulo apresentou-se a metodologia adotada para a realização de ensaio de fluência em tração, referindo nomeadamente os vários ensaios preliminares necessários para a caracterização da deformabilidade e da resistência instantânea do betão.

Referiu-se o método utilizado para obtenção da composição do betão de ensaio, o tipo de provetes utilizados nos diferentes ensaios realizados (ensaios instantâneos de deformabilidade e de resistência mecânica à compressão e à tração, ensaios de velocidade propagação de ultra-sons e ensaios de fluência em tração e compressão; provetes cúbicos, cilíndricos e do tipo “*bone shaped*”), as condições de cura dos provetes e a normalização seguida para realização dos ensaios.

Descreveu-se ainda o conjunto de componentes mecânicos, componentes eletrónicos e *software* que compõem o sistema de ensaios de fluência em tração, assim como os procedimentos de calibração dos mesmos.

Atualmente os ensaios de fluência em tração e em compressão ainda estão em curso. No caso do ensaio de fluência em tração pretende-se manter a carga durante pelo menos 3 anos na expectativa de que em algum destes provetes venha a ocorrer rotura por fluência terciária.

Capítulo 5

Análise de Resultados. Ajuste da lei de fluência da Teoria da Solidificação aos resultados experimentais

5.1 Considerações iniciais

Neste capítulo apresenta-se uma síntese com os principais resultados obtidos em dois provetes submetidos a fluência em tração à idade de 28 dias. Apresentam-se os resultados de um ajuste dos parâmetros da lei de fluência da Teoria da Solidificação utilizando o Método dos Mínimos Quadrados (MMQ).

Os ensaios complementares realizados permitiram confirmar a correlação estabelecida na bibliografia e verificar a conformidade dos resultados dos ensaios. Também foi determinado o E_{28} com vista a melhorar o ajuste dos parâmetros da lei de fluência em tração ($q_1 = 0,8 E_{28}$).

Para os ensaios de fluência em tração aplicou-se 50% da tensão de rotura, que foi previamente determinada em ensaios de tração direta em provetes do tipo “*bone shaped*”.

Para o cálculo da deformação específica de fluência (em tração) procedeu-se de acordo com o seguinte:

- i. medição da deformação num provete de controlo , sem cargas aplicadas, que inclui deformações devido variações térmicas e de humidade e de deformações à retração de secagem e autogénea, $\epsilon_{controlo}$;
- ii. medição da deformação total num provete com tensão de tração aplicada $\sigma(t)$, que inclui uma parcela de deformação devida à carga de tração e uma parcela idêntica à que se mede no provete de controlo, ϵ_{total} ;

- iii. cálculo da deformação específica de fluência fazendo a diferença entre a deformação total e a medida no provete de controlo e dividindo pelo valor da tensão aplicada num dado instante, $\varepsilon_f(t, t_0) = [\varepsilon_{total}(t) - \varepsilon_{pcontrolo}(t)] / \sigma(t)$.

Devido à grande quantidade de dados que se obtêm neste tipo de ensaios com registo automático de leituras em que se adopta uma elevada frequência de amostragem (de 2 valores por minuto) as deformações de fluência são calculadas de forma automática, utilizando um programa em MATLAB desenvolvido para o efeito no âmbito deste trabalho.

O ajuste da lei de fluência da Teoria da Solidificação pelo MMQ (determinação dos parâmetros q_1, q_2, q_3 e q_4) foi efetuado inicialmente sem impor à partida qualquer restrição o que conduziu, para ambos os provetes, a valores de q_1 negativos, ou seja, sem significado físico. Desta forma optou-se por fazer o ajuste impondo à partida um valor para o parâmetro $q_1 = 1/E_0 = 0.8/E_{28}$ (usou-se $E_{28} = 28,6$ GPa, sendo este o valor obtido nos ensaios laboratoriais realizados até ao momento da realização do ajuste).

5.2 Ajuste da função de fluência da Teoria da Solidificação

Neste ponto apresentam-se os resultados referentes ao ajuste da função de fluência da Teoria da Solidificação aos valores obtidos nos ensaios laboratoriais realizados em dois provetes, carregados à idade de 28 dias e para um tempo total de carga da ordem de 90 dias. Foram efetuadas automaticamente leituras da extensão e da carga com uma frequência de amostragem de 2 valores por minuto, tendo-se adotado valores médios diários a partir do segundo dia de carga (como referido atrás a elevada frequência de amostragem tem por objetivo captar a fase de rotura por fluência, que pode ocorrer subitamente e em poucos minutos).

Na Figura 5.1a. apresenta-se o ajuste (utilizando o MMQ) da função de fluência da Teoria da Solidificação considerando $F(\sigma) = 1$ (ou seja, admitindo que não ocorre dano susceptível de afetar a fluência) aos resultados experimentais obtidos no ensaio de fluência à tração do provete 1 (tensão aplicada de 1,2 MPa), tendo sido imposto à partida o valor de $q_1 = 1/E_0 = 0.8/E_{28}$ ($E_{28} = 28600$ MPa). Na Figura 5.1b. apresenta-se a correspondente evolução do módulo de elasticidade ao longo do tempo: note-se que a extensão elástica para uma carga unitária aplicada numa idade t_0 (que é função do módulo

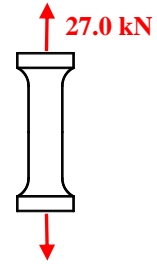
de elasticidade à idade t_0) pode ser obtida pela lei da Teoria da Solidificação calculando o valor da função de fluência para um tempo de carga Δt muito curto (p.ex. $\Delta t=0,1$ dias) ou seja calculando $J(t_0 + \Delta t, t_0)$, e, portanto será $E(t_0) = 1 / J(t_0 + \Delta t, t_0)$.

Na Figura 5.2 apresenta-se o mesmo tipo de ajuste mas agora para o caso do provete 2 (tensão aplicada de 1,3 MPa), tendo sido igualmente imposto o valor de $q_1=1/E_0=0.8/E_{28}$ ($E_{28}=28600$ MPa).

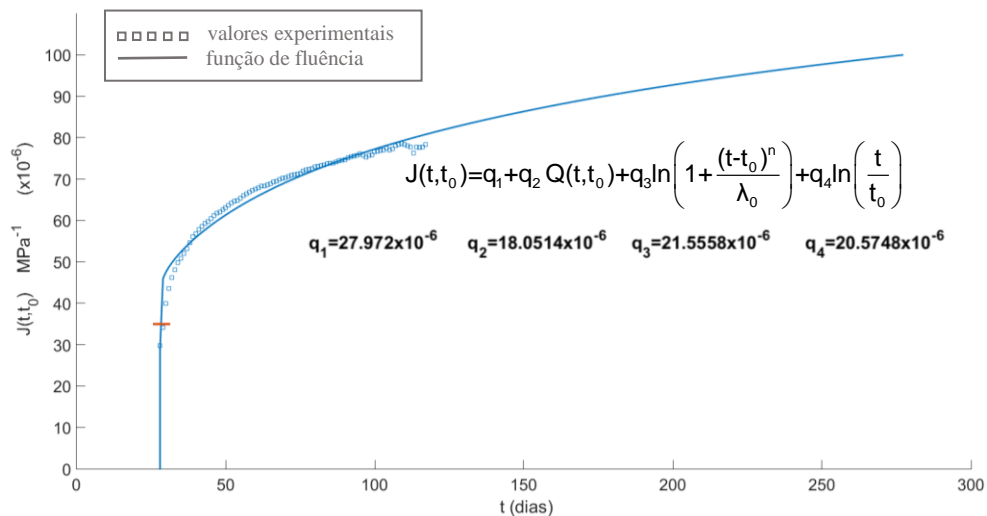
Como se pode verificar em ambos os casos obteve-se um ajuste razoável, notando-se que a função ajustada apresenta no início e no final do período de carga valores ligeiramente superiores aos medidos e a meio do período de carga valores ligeiramente inferiores aos medidos. A dificuldade de acerto do ajuste no período inicial de carga poderá estar relacionada com a dificuldade prática em aplicar uma história de carga ideal correspondente a uma função em degrau com valor nulo até à idade de carga e valor constante a partir da idade de carga. O sistema utilizado permite manter a carga aproximadamente constante ao longo de todo o período de carga excepto nos primeiros 10 a 15 minutos de carga em que não se consegue garantir um valor constante: durante este período inicial o valor da carga é afinado manualmente podendo apresentar significativas variações.

PROVETE 1: ENSAIO DE FLUÊNCIA À TRAÇÃO

Carga aplicada = 27.0 kN (valor constante no tempo: ~ 90 dias)
Tensão aplicada na zona uniforme = 1.2 MPa
(51% da tensão de rotura à tração: $f_t=2.36$ MPa)



- a. Função de fluência à tração ajustada aos resultados experimentais (com indicação do valor da parcela elástica instantânea para uma carga aos 28 dias de idade)



- b. Módulo de elasticidade. Evolução ao longo do tempo

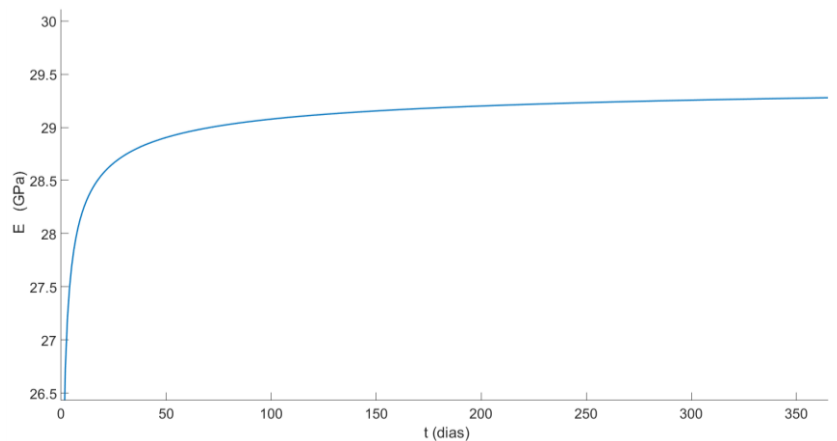


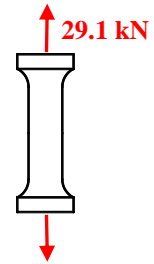
Figura 5.1 – Ajuste da função de fluência da Teoria da Solidificação aos resultados experimentais obtidos no ensaio de fluência à tração do provete 1. a) Função de fluência ajustada pelo MMQ, impondo $q_1=1/E_0=0.8/E_{28}$ ($E_{28}=28600$ MPa). b) Evolução do módulo de elasticidade ao longo do tempo.

PROVETE 2: ENSAIO DE FLUÊNCIA À TRAÇÃO

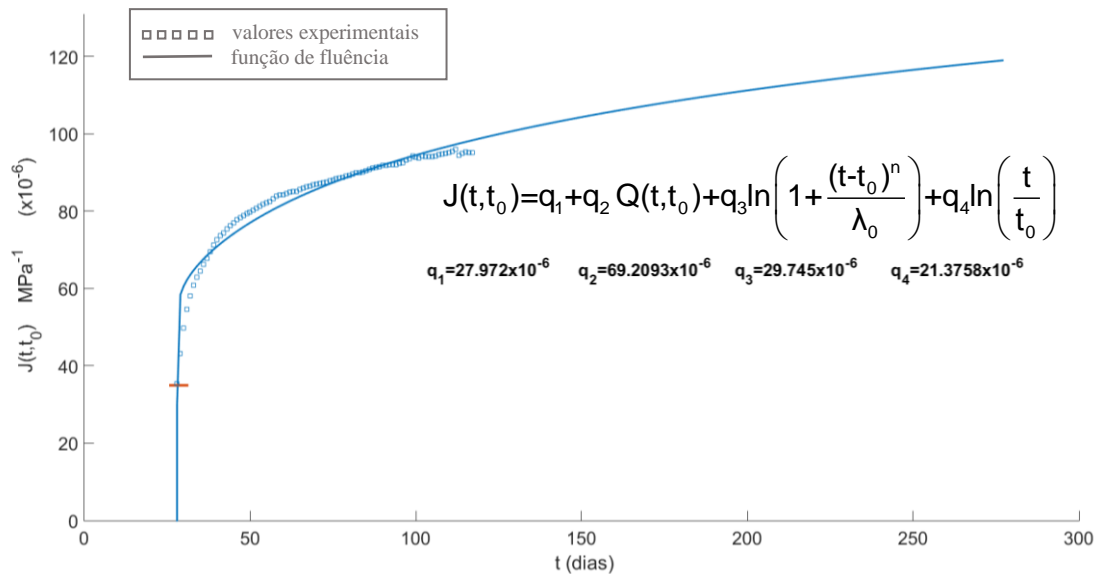
Carga aplicada = 29.1 kN (valor constante no tempo: ~ 90 dias)

Tensão aplicada na zona uniforme = 1.3 MPa

(55% da tensão de rotura à tração: $f_t=2.36$ MPa)



a. Função de fluência à tração ajustada aos resultados experimentais (com indicação do valor da parcela elástica instantânea para uma carga aos 28 dias de idade)



b. Módulo de elasticidade. Evolução ao longo do tempo

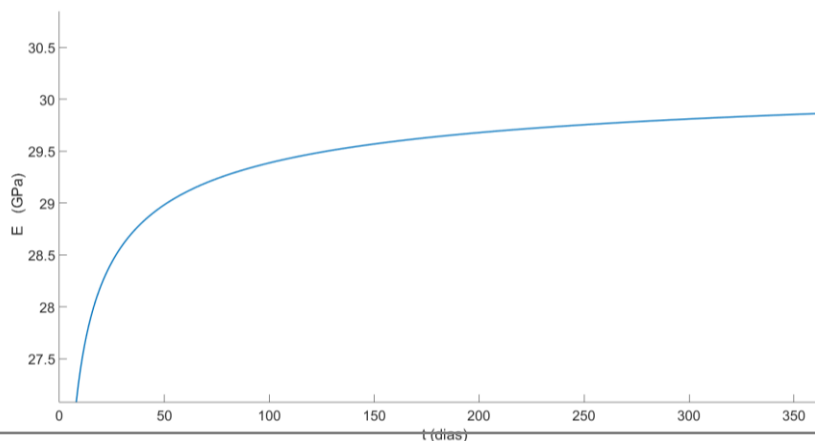


Figura 5.2 – Ajuste da função de fluência da Teoria da Solidificação aos resultados experimentais obtidos no ensaio de fluência à tração do provete 1. a) Função de fluência ajustada pelo MMQ, impondo $q_1=1/E_0=0.8/E_{28}$ ($E_{28}=28600$ MPa). b) Evolução do módulo de elasticidade ao longo do tempo.

Nas duas figuras seguintes, Figura 5.3 e Figura 5.4, apresenta-se o ajuste da função de fluência da Teoria da Solidificação, para o caso dos dois provetes anteriores mas agora considerando $F(\sigma)$ não unitário (superior a 1), ou seja, admitindo que pode ocorrer dano susceptível de afetar a fluência. O cálculo de $F(\sigma)$ foi realizado de acordo com a expressão (2.22).

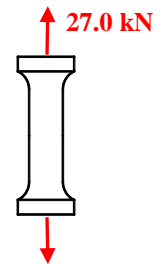
Os resultados do ajuste obtido são bastante idênticos aos anteriores, registrando-se a mesma dificuldade de ajuste aos valores medidos: a função de fluência ajustada, nesta hipótese de $F(\sigma) > 1$, é novamente superior aos valores medidos no início e no fim do período de carga.

PROVETE 1: ENSAIO DE FLUÊNCIA À TRAÇÃO

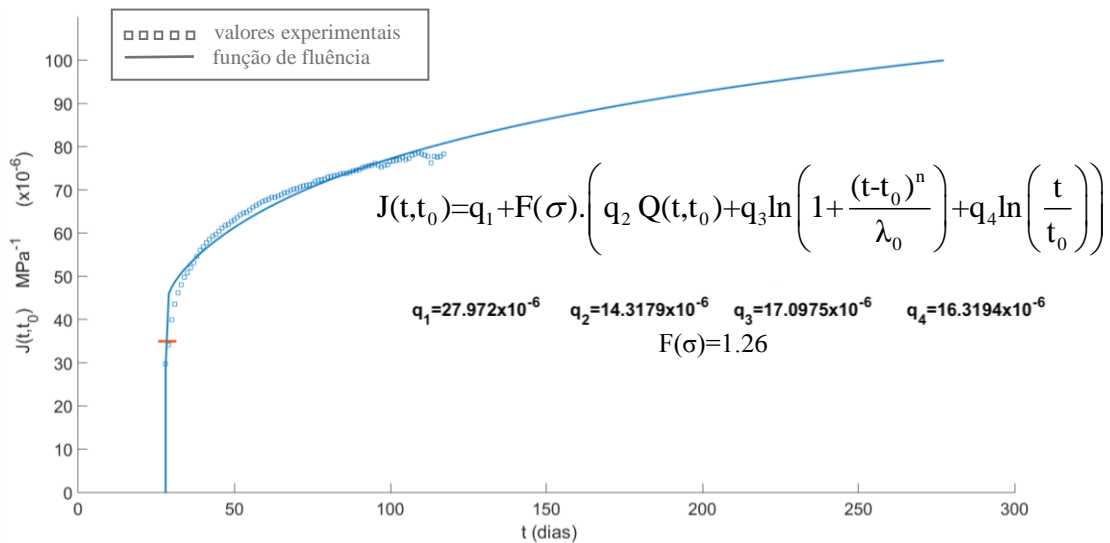
Carga aplicada = 27.0 kN (valor constante no tempo: ~ 90 dias)

Tensão aplicada na zona uniforme = 1.2 MPa

(51% da tensão de rotura à tração: $f_t=2.36$ MPa)



- a. Função de fluência (não-linear) à tração ajustada aos resultados experimentais (com indicação do valor da parcela elástica instantânea para uma carga aos 28 dias de idade)



- b. Módulo de elasticidade. Evolução ao longo do tempo

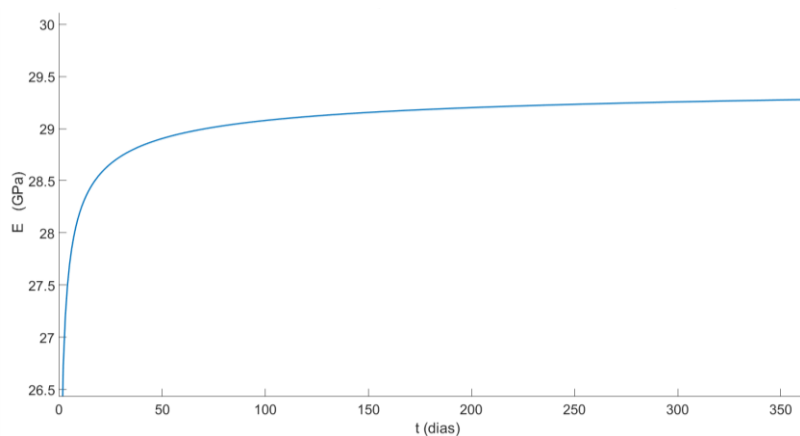


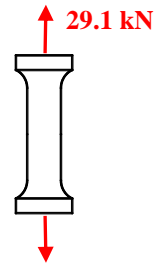
Figura 5.3 – Ajuste da função de fluência da Teoria da Solidificação (não-linear) aos resultados experimentais obtidos no ensaio de fluência à tração do provete 1. a) Função de fluência ajustada pelo MMQ, impondo $q_1=1/E_0=0.8/E_{28}$ ($E_{28}=28600$ MPa). b) Evolução do módulo de elasticidade ao longo do tempo.

PROVETE 2: ENSAIO DE FLUÊNCIA À TRAÇÃO

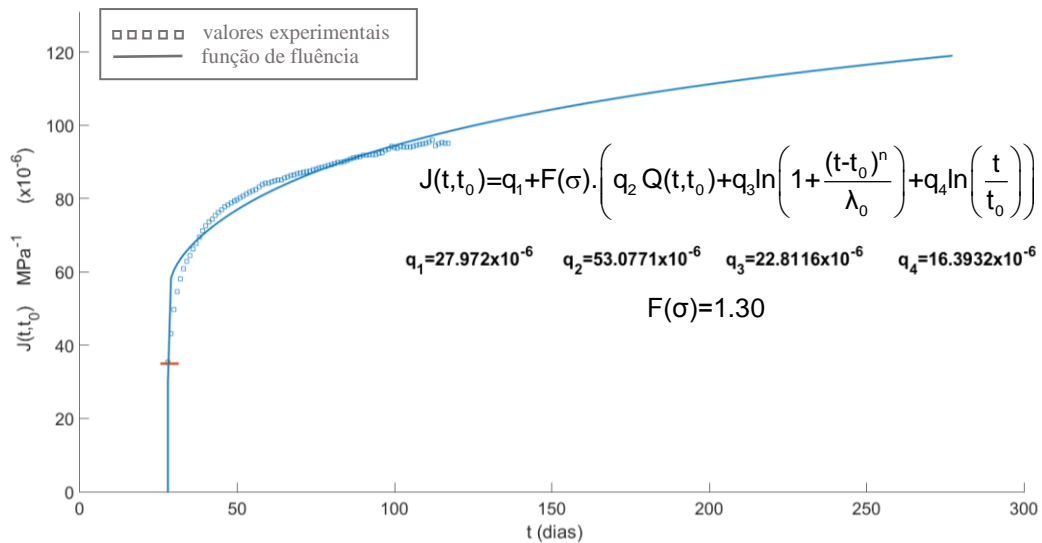
Carga aplicada = 29.1 kN (valor constante no tempo: ~ 90 dias)

Tensão aplicada na zona uniforme = 1.3 MPa

(55% da tensão de rotura à tração: $f_t=2.36$ MPa)



- a. Função de fluência à tração (não-linear) ajustada aos resultados experimentais (com indicação do valor da parcela elástica instantânea para uma carga aos 28 dias de idade)



- b. Módulo de elasticidade. Evolução ao longo do tempo

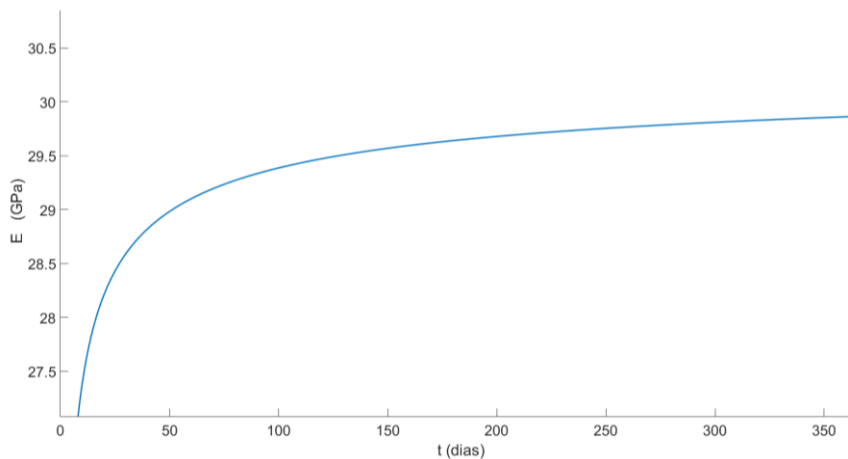


Figura 5.4 - Ajuste da função de fluência da Teoria da Solidificação (não-linear) aos resultados experimentais obtidos no ensaio de fluência à tração do provete 1. a) Função de fluência ajustada pelo MMQ, impondo $q_1=1/E_0=0.8/E_{28}$ ($E_{28}=28600$ MPa). b) Evolução do módulo de elasticidade ao longo do tempo.

5.3 Resultados obtidos em ensaios de fluência à tração e à compressão

Na Figura 5.5 apresenta-se uma comparação dos resultados obtidos nos ensaios de fluência em tração efetuados nos provetes 1 (vermelho) e 2 (verde) (considerando $F(\sigma) > 1$ e impondo o valor de $q_1=1/E_0=0.8/E_{28}$, $E_{28}=28600$ MPa) com os resultados obtidos num ensaio de fluência à compressão (azul) para o mesmo betão (o ensaio em compressão foi efetuado num provete prismático com tensão aplicada de 6,9 MPa).

Pode-se verificar que os valores da função de fluência à tração obtida no ensaio do provete 2 são superiores aos valores obtidos no ensaio de fluência à tração realizado com o provete 1. Esta diferença deve-se, em princípio, à conhecida dispersão estatística normalmente associada a ensaios de deformabilidade (instantânea ou, como é o caso, diferida) de provetes de betão, o que mostra a importância da realização de um maior número de ensaios com vista a uma melhor caracterização dos parâmetros de deformabilidade diferida em tração de um dado betão (valores médio e desvio padrão).

A comparação das duas funções de fluência à tração obtidas com a função de fluência em compressão, para o mesmo betão, mostra, numa primeira abordagem, que o comportamento diferido em compressão e em tração parece ser semelhante, contudo para se tirar uma conclusão em definitivo terá de se realizar um maior número de ensaios em de fluência em tração e em compressão.

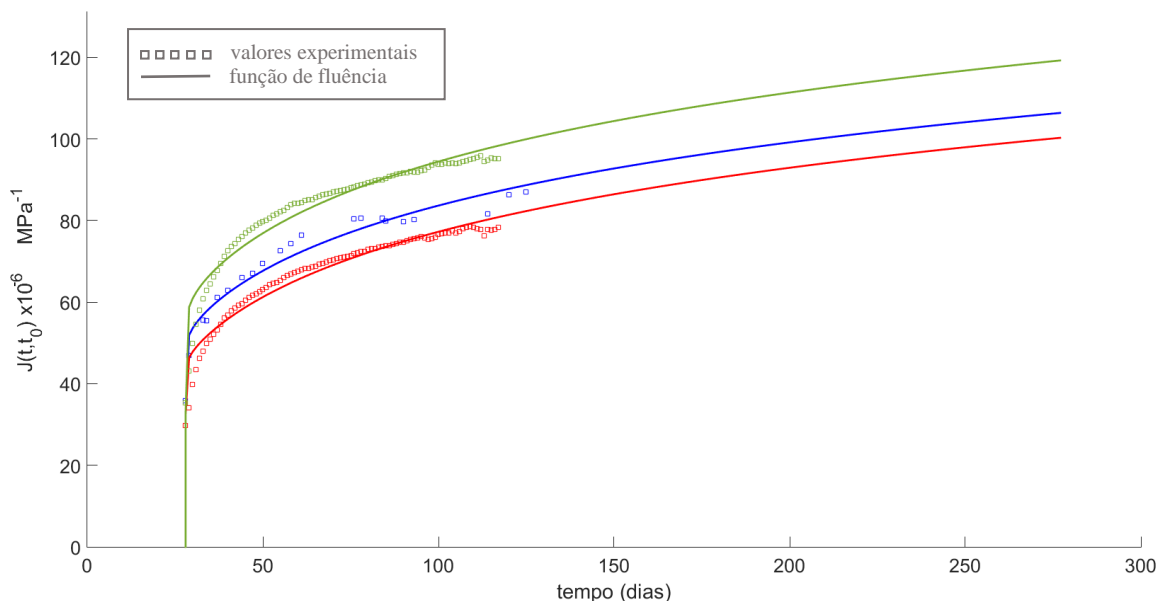


Figura 5.5 - Comparação dos resultados obtidos nos ensaios de fluência em tração efetuados nos provetes 1 (vermelho) e 2 (verde), com ajuste da função de fluência da Teoria da Solidificação impondo o valor de $q_1=1/E_0=0.8/E_{28}$ ($E_{28}=28600$ MPa). Comparação com o resultado de um ensaio de fluência à compressão (azul) para o mesmo betão (o ensaio em compressão foi efetuado num provete prismático com tensão aplicada de 6,9 MPa).

5.4 Considerações Finais

Neste capítulo apresentaram-se os principais resultados obtidos nos ensaios de fluência em tração, realizados em dois provetes de betão do tipo “bone shaped” com geometria caracterizada por uma zona central de secção uniforme quadrada de 150 mm de lado, submetidos a uma tensão de 1,2 MPa e de 1,3 MPa, respetivamente, aplicada à idade de 28 dias e mantida constante durante 90 dias (atualmente estes ensaios ainda estão em curso, e pretende-se manter a carga durante pelo menos 3 anos na expectativa de que em algum destes dois provetes venha a ocorrer rotura por fluência em tração: fluência terciária). Utilizou-se o MMQ para obter um ajuste da lei de fluência da Teoria da Solidificação aos resultados experimentais obtidos nos dois referidos provetes (com cerca de 90 dias de carga), tendo-se comparado os resultados para o caso da lei de fluência incluir ou não um fator associado a uma eventual ocorrência de dano (fator que permite representar uma eventual dependência entre a fluência e existência de eventuais danos, associados a microfissuração).

Mostra-se também uma comparação entre os referidos resultados obtidos em fluência à tração e resultados obtidos em fluência à compressão num provete prismático com a mesma composição e igualmente carregado à idade de 28 dias com uma tensão de compressão de 6,9 MPa.

Capítulo 6

Conclusões e Perspetivas Futuras

O presente trabalho permitiu identificar e analisar as principais questões envolvidas na implementação dos ensaios laboratoriais de fluência em tração direta em provetes de betão (do tipo “*bone shaped*”), e permitiu contribuir para o desenvolvimento de métodos de interpretação e avaliação dos resultados dos ensaios.

Ao longo dos capítulos anteriores foram sendo apresentadas observações e comentários de tipo conclusivo relativamente a cada fase de desenvolvimento do trabalho. Neste capítulo apresenta-se, de modo sucinto, a súmula das conclusões de ordem geral ou específica que foram sendo apresentadas e evidenciadas ao longo do trabalho.

Além das conclusões finais referem-se também as perspetivas futuras do trabalho desenvolvido.

6.1 Síntese do trabalho

As principais etapas do presente trabalho foram as seguintes:

- i) Apresentação do estado da arte relativa aos fundamentos da viscoelasticidade, na perspetiva de aplicação ao estudo experimental, em ensaios laboratoriais, de provetes de betão, sob tensões de tração constantes;
- ii) Compilação dos fundamentos da mecânica dos sólidos com vista ao desenvolvimento de um programa de elementos finitos tridimensionais;
- iii) Apresentação da metodologia adotada para a realização dos pretendidos ensaios de fluência em tração, referindo-se os vários ensaios preliminares necessários para caracterização da deformabilidade e da resistência instantânea do betão utilizado;

- iv) Análise dos principais resultados obtidos referentes ao ensaio de fluência em tração realizados em dois provetes de betão do tipo “*bone shaped*”. Estudo do ajuste pelo MMQ dos parâmetros da lei de fluência da Teoria da Solidificação e da comparação entre os resultados obtidos nos dois provetes em fluência à tração e os resultados obtidos em fluência à compressão no provete prismático com a mesma composição e igualmente carregado aos 28 dias.

6.2 Resultados obtidos

Apresentam-se de seguida as conclusões do trabalho subdivididas em dois grupos, o primeiro incluindo as conclusões de ordem geral e o segundo as de natureza específica.

No que se refere às conclusões gerais salienta-se o seguinte:

- i) O trabalho realizado permitiu contribuir não apenas para o desenvolvimento de metodologias para o estudo experimental da fluência em tração, em regime viscoelástico linear (fluência primária, que ocorre para tensões aplicadas inferiores a 40% da tensão de rotura à tração), mas também para o estudo experimental da fluência secundária e terciária, sendo de salientar que os equipamentos de ensaio desenvolvidos estão preparados para a aquisição de automática de dados com elevada frequência de amostragem com vista a registar eventuais roturas por tração devido a aumento de extensões por fluência (que ocorre para tensões aplicadas de valor elevado, normalmente entre 70% e 90% da tensão de rotura à tração f_t); os ensaios de fluência em tração realizados no âmbito desta dissertação ainda estão a decorrer, contudo, até agora não se registou em qualquer provete o fenómeno de rotura por fluência terciária;
- ii) As questões mais relevantes e críticas para a realização deste ensaio de fluência em tração foram identificadas e esclarecidas e foram adotados procedimentos para contemplar as questões principais envolvidas.

No que se refere às conclusões específicas mais importantes do trabalho salienta-se que:

- i) Foram identificadas as principais questões envolvidas no projeto e construção dos equipamentos do tipo alavanca (sistema de seis alavancas, neste caso) para aplicação das forças de tração (Figura 1.2 a.); e, ao circuito óleo-hidráulico

- incluindo um acumulador com interface óleo-gás (azoto) para manter a carga aproximadamente constante ao longo do tempo;
- ii) Analisaram-se os aspetos principais a considerar nos estudos em modelo numérico de elementos finitos, tendo sido desenvolvido em MATLAB um programa de EF3D, o qual foi utilizado num estudo numérico com vista à escolha das formas geométricas mais adequadas dos provetes (tipo “*bone shaped*”);
 - iii) Referiram-se os principais aspetos a considerar no projeto e construção dos moldes dos provetes de betão e as técnicas de moldagem adotadas;
 - iv) Efetuou-se a caracterização da resistência média à tração do betão adotado; utilizou-se um reduzido número de provetes de ensaio tendo sido referido que a resistência à tração do betão deve ser tratada como uma variável aleatória, caracterizada por um desvio padrão relativamente elevado comparativamente ao seu valor médio; por esta razão o ideal será recorrer a um elevado número de provetes de ensaio, em princípio significativamente superior ao número de provetes necessários para a caracterização do comportamento do betão em compressão;
 - v) Foi efetuada a calibração dos transdutores de força (células de carga) e dos transdutores de deslocamento (LVDT’s); e, do controlo e minimização de eventuais problemas de excentricidade da força aplicada (utilizando, por exemplo, dois ou quatro LVDT’s por provete);
 - vi) Foi determinada a composição do betão, tendo-se definido que os ensaios deveriam ser realizados para um betão de baixa resistência mecânica; bem como, o rigor na colagem dos provetes de betão às placas de aço para transmissão da força das alavancas;
 - vii) Foi efetuada a configuração do sistema eletrónico de aquisição automática de dados (*DataTaker*) para uma frequência de amostragem de duas leituras por minuto, armazenadas automaticamente em ficheiros *.txt*; note-se que esta frequência de amostragem foi adotada com o propósito de se vir a registar a rotura na fase de fluência terciária;
 - viii) Foram desenvolvidos programas em MATLAB para tratamento dos dados adquiridos na célula de carga e nos LVDT’s instalados no provete de controlo (para controlo da extensão de retração ou devida a eventuais variações térmicas na sala de ensaio) e nos provetes em carga; e, o seu ajuste pelo MMQ dos

parâmetros da lei de fluência da Teoria da Solidificação [Bažant, 1989] aos dados experimentais (Figura 1.2 b.);

- ix) A possibilidade de considerar na lei de fluência da Teoria da Solidificação um fator que possa refletir uma eventual dependência entre a fluência e o valor da tensão e a existência de eventuais danos.

6.3 Perspetivas futuras

Em termos de desenvolvimentos futuros perspectiva-se o prosseguimento do atual programa de ensaios de fluência em tração com vista ao aprofundamento do conhecimento das questões principais envolvidas na metodologia de ensaio e com vista a melhorar o conhecimento sobre a fluência do betão em tração e sobre a sua influência no processo de evolução da fendilhação em estruturas de betão, o que poderá ser de grande interesse para o desenvolvimento de novos modelos numéricos para simulação do comportamento das obras ao longo do tempo.

Com base na metodologia proposta e com base nos aperfeiçoamentos conseguidos ao nível dos equipamentos e *software* para realização de ensaios de fluência em tração perspectiva-se o prosseguimento de um programa de investigação mais completo sobre o comportamento diferido do betão sob tensões de tração. Prevê-se, nomeadamente, a realização de ensaios de fluência em tração em provetes com novas formas geométricas (como é o caso das formas do tipo B e C referidas no capítulo 3), sob diferentes níveis de tensão e com cargas aplicadas em diferentes idades.

Os conhecimentos adquiridos ao longo do trabalho e o interesse da temática permitirão desde já a realização de ações de divulgação, nomeadamente pela apresentação de artigos em revistas e comunicações a simpósios, quer de formação, nomeadamente seminários [Rosa, *et.al.*, 2016].

Os resultados obtidos permitirão melhorar o conhecimento sobre a fluência do betão em tração e sobre a sua influência no processo de evolução da fendilhação em estruturas de betão, o que poderá ser de grande interesse para o desenvolvimento de novos modelos numéricos para simulação do comportamento das obras ao longo do tempo.

Bibliografia

- ACI (1971) - "*Creep, Shrinkage and Temperature*". A.C.I. SP-27, Detroit.
- Aroutiounian, N. (1957) - "*Applications de la théorie du fluage*". Eyrolles. Paris.
- Batista, A.L. (1998) - "*Análise do comportamento ao longo do tempo de barragens abóbada*", Tese de doutoramento (elaborada no LNEC), IST, Lisboa.
- Bažant, Z.P. (1975) - "*Theory of creep and shrinkage in concrete structures: a précis of recent developments*". Mechanics Today, Vol. 2, Pergamon Press, New York, pp.1-93.
- Bažant, Z.P. (1977) - "*Viscoelasticity of solidifying porous material - concrete*". Journal of the Engineering Mechanics Division, ASCE, V.103 (EM6), Dec., pp.1049-1067.
- Bažant, Z.P.; Baweja, S. (1995) - "*Creep and shrinkage prediction model for analysis and design of concrete structures - Model B3*". Materials and Structures, Paris, 28, pp.357-365, pp.425-430.
- Bažant, Z.P.; Chern, J.-C. (1984) - "*Double power logarithmic law for concrete creep*", Journal of Cement and Concrete Research, Vol.14.
- Bažant, Z.P.; Chern, J.-C. (1985) - "*Triple power logarithmic law for concrete creep*", Journal of Engineering Mechanics, Vol. 111 N.1.
- Bažant, Z.P.; Hauggaard, A.B.; Baweja, S.; Ulm, F. (1997) - "*Microprestress-Solidification theory for concrete creep. I e II*". Journal of Eng. Mechanics. Vol.123.Nº11.Paps.12278/9 (pp.1188-1194; pp.1195-1201).
- Bažant, Z.P.; Osman, E. (1976) - "*Double power law for basic creep of concrete*", Materials & Structures, RILEM, Paris, Vol.9, pp.3-11.
- Bažant, Z.P.; Panula, L. (1978) - "*Practical Prediction of Time Dependent Deformations of Concrete*". Mat.&Struc.V11, pp.317-328.
- Bažant, Z.P.; Panula, L. (1979) - "*Practical Prediction of Time Dependent Deformations of Concrete*". Mat.&Struc.V12, N.69.
- Bažant, Z.P.; Planas, J. (1998) - "*Fracture and size effect in concrete and other quasi-brittle material*". CRC Press. USA.
- Bažant, Z.P.; Prasannan, S. (1989) - "*Solidification theory for concrete creep. I e II*". Journal of Eng. Mechanics. Vol.115.Paps.23755/6 (pp.1619-1703; pp.1704-1725).
- CEB (1972) - "*Structural Effects of Time-Dependent Behaviour of Concrete*". Bulletin nº80, Paris.

- Coutinho, S.; (1988) -“*Fabrico e propriedades do betão*”. Vol. II, Edições LNEC (2ªed.). Lisboa.
- Coutinho, S.; Gonçalves, A. (1994) -“*Fabrico e propriedades do betão*”. Vol. III, Edições LNEC (2ªed.). Lisboa.
- Emílio, F.T. ; Ribeiro, A.B.; Oliveira, S. (2007) - “*Sistema para ensaios de fluência à tração de provetes de betão*”. ICM2007, Encontro Nacional sobre a Instrumentação Científica e a Metrologia Aplicadas à Engenharia Civil, LNEC, 5 de Novembro de 2007.
- Forth, J.P. (2015); “*Predicting the tensile creep of concrete*”. Cement & Concrete Composites 55; pp. 70–80.
- Hilaire, A.; Bendoudjema, F.; Darquennes, A.; Berthaud, Y.; Nahas, G. (2014); “*Modelling basic creep in concrete at early-age under compressive and tensile loading*”, Nuclear Engineering and Design 269; pp. 222–230.
- Illston, J.M. (1968) - “*Components of creep in mature concrete*”. Journal of the American Concrete Institute, N.3 Vol. 65.
- L’Hermite, R. (1957) - “*Que savons-nous de la déformation plastique et du fluage du béton?*”. Béton Ann. Inst. Tech. Bat. Trav. Publ., nº117, Set., Série Béton, Béton Armé nº46.
- Lorman, W.R. (1940) - “*The theory of concrete creep*”. Proc. ASTM, Vol.40, pp.1082-1102.
- Majorana, C.E.; Vitaliani, R. (1991) – “*Modelli Numerici per l’analisi della viscosità e del danneggiamento dei calcestruzzi*”. Istituto di Scienza e Tecnica delle Costruzione. Fac. Ingegneria. Univ. di Padova. Italia.
- McHenry, D. (1943) - “*A New Aspect of Creep in Concrete and Its Application to Design*”. Proc. ASTM, V.43, pp.1069-1086.
- Neville, A.M. (1970) - “*Creep of concrete: Plain, Reinforced and Prestressed*”. North-Holland and Publishing Company. Amsterdam.
- Oliveira, S. (2000). “*Modelos para análise do comportamento de barragens de betão considerando a fissuração e os efeitos do tempo. Formulação de dano*”. Tese de doutoramento, FEUP, Porto.
- Oliveira, S. (2016). Documentação da Unidade Curricular de Modelação de Estruturas com Elementos Finitos, Curso de Mestrado em Engenharia Civil do Instituto Superior de Engenharia de Lisboa.
- Pinho, J. (1989) - “*Contribuição para o estudo da deformabilidade do betão de barragens*”. Tese de Especialista, LNEC, Lisboa.
- PNRC-FCT (2002) “*Study of Evolutive Deterioration Processes in Concrete Dams. Safety Control Over Time*”. REEQ/815/ECM/2005 Projeto LNEC/FEUP, Financiamento FCT. (Proc. 0402 / 14 / 15089). (2002-2005 com Relatório Final em 2010).
- P2I (2014) “*Fluência em tração do betão – FluênciaTB*”; Plano de Investigação e Inovação P2I do LNEC; Ribeiro, Sofia (Inv. Responsável pelo projeto).
- Price, W.H. (1951) – “*Factors influencing concrete strength*”. Journal of ACI. p.417.

- Ramos, M. (1985) - “*Consideração da reologia do betão no comportamento de barragens*”. Tese de Especialista, LNEC, Lisboa.
- Ranaivomanana, N.; Multon, S.; Turatsinze, A. (2013). “*Tensile, compressive and flexural basic creep of concrete at different stress levels*”. *Cement and Concrete Research* 52, pp. 1-10.
- Ranaivomanana, N.; Multon, S.; Turatsinze, A. (2013). “*Basic creep of concrete under compression, tension and bending*”. *Construction and Building Materials* 38, pp. 173-180.
- Rosa, G.; Oliveira, S.; Ribeiro, M. (2016) – “*Fluência em tração do betão: Método de ensaio*”. QIC2016, 2º Encontro Nacional sobre Qualidade e Inovação na Construção, LNEC, 21 a 23 de Novembro.
- Ross, A.D. (1937) - “*Concrete creep data*”. *The Structural Engineer*, 15, nº8, pp.314-326.
- Rossi, P.; Tailhan, J.; Maou, F. (2013); “*Comparison of concrete creep in tension and in compression: Influence of concrete age at loading and drying conditions*”, *Cement and Concrete Research* 51; pp.78–84.
- Roziere, E.; Cortas, R.; Loukili, A. (2015), “*Tensile behaviour of early age concrete: New methods of investigation*”. *Cement & Concrete Composites* 55; pp. 153–161.
- RSB (1990) - *Regulamento de Segurança de Barragens*, Decreto-Lei nº 11/90, Lisboa.
- Rusch, H.; Sell, R.; Reasch, R.; Stockl, S. (1958) - “*Investigations into the strength of concrete under sustained load*”. RILEM Colloquium on the Influence of time upon strength and deformation of concrete. Munich, Nov. Bull. RILEM Dez. 1959 p.5.
- Serra, C., Batista, A.L.; Castro, A.T. (2011) “*Creep of Dam Concrete Evaluated from Laboratory and In Situ Tests*”. *STRAIN, An Int. Journal for Experimental Mechanics*; Vol. 48, Issue 3, pp.241-255.
- Serra, C., Batista, A.L.; Azevedo, N.M. (2016a) “*Dam and wet-screened concrete creep in compression: in situ experimental results and creep strains prediction using model B3 and composite models*”. *Materials and Structures*, Vol. 49, Issue 11, pp.4831-4851.
- Serra, C., Batista, A.L.; Azevedo, N.M. (2016b) “*Effect of Wet Screening in the Elastic Properties of Dam Concrete: Experimental In Situ Test Results and Fit to Composite Models*”. *Journal of Materials in Civil Engineering, ASCE*; Vol. 28., Issue 12.
- Shank, J.R. (1935) – “*The plastic flow of concrete*”. *Bulletin nº91, Ohio State Univ. Eng. Exp. Stn.*.
- Straub, H. (1930) – “*Plastic flow in concrete arches*”, *Proc. ASCE*, v.56, pp49-114.
- Vicat, L. (1834) – “*Note sur l’allongement progressif du fil de fer soumis à divers tensions*”. *Ann. Ponts Chaussées, Mem. Et Doc., 1ª Série, 1834, 1ª semestre, p.40*, in Finnie, I; Heller, W.R., “*Creep of Engineering Materials*”, New York, Ed Mc-Graw-Hill Book, Co., 1959, p2.
- WGPNOLD (1985) - “*Cracking and repair works in Cabril Dam*”. Work Group of the Portuguese National Commission on Large Dams. Fifteen Int. Congress of Arch Dams, Lausanne. LNEC, Memória nº659, Lisboa.

- Woolson (1905) - “*Some remarkable tests indicating flow of concrete under pressure*”. Engineering News, Vol.54, nº18, Nov., p.459.
- Yao, X.; Wei, Y. (2014); “*Design and verification of a testing system for strength, modulus, and creep of concrete subject to tension under controlled temperature and humidity conditions*”; Construction and Building Materials 53; pp. 448–454.
- Zienkiewicz, O.C. (1967) - “*The finite element method in Structural and Continuum Mechanics*”, Ed. McGraw-Hill.
-
- BS 1881-203: 1986 – “*Testing Concrete – Part 203: Recommendations for measurement of velocity of ultrasonic pulses in concrete*”, London: British Standards Institution (BSI).
- NP EN 12390-3: 2009 - “*Ensaaios do betão endurecido; Parte 3: Resistência à compressão de provetes*”, Caparica: Instituto Português da Qualidade (IPQ).
- NP EN 12390-6: 2011 - “*Ensaaios do betão endurecido; Parte 6: Resistência à tração por compressão de provetes*”, Caparica: Instituto Português da Qualidade (IPQ).
- NP EN 12390-13: 2014 - “*Ensaaios do Betão Endurecido; Parte 13: Determinação do módulo de elasticidade secante à compressão*”, Caparica: Instituto Português da Qualidade (IPQ).
- NP EN 1992-1-1: 2004 – “*Eurocódigo 2: Projeto de estruturas de betão – Parte 1-1: Regras gerais e regras para edifícios*”, p.28, ”, Caparica: Instituto Português da Qualidade (IPQ).