



André Inácio Rei Pereira

Licenciado em Ciências de Engenharia Civil

**Caracterização reológica e avaliação da
resistência à fadiga de betumes com o
reómetro de corte dinâmico**

Dissertação para obtenção do Grau de Mestre em
Engenharia Civil – Perfil de Construção

Orientador: Professor Doutor Rui Micaelo

Co-Orientador: Professora Doutora Maria Teresa Cidade

Júri:

Presidente: Professor Doutor Nuno da Costa Guerra

Arguentes: Professora Doutora Catarina Leal

Professor Luís Quaresma

Vogal: Professor Doutor Rui Micaelo



FACULDADE DE
CIÊNCIAS E TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE NOVA DE LISBOA

Março, 2014

“Copyright” André Inácio Rei Pereira, FCT/UNL e UNL

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

Agradecimentos

O presente trabalho foi elaborado na Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade Nova de Lisboa (FCT-UNL), sob orientação do Professor Doutor Rui Baltazar Micaelo e co-orientação da Professora Doutora Maria Teresa Cidade. A sua concretização só foi possível graças ao apoio e colaboração, directa ou indirecta, de algumas pessoas e entidades, às quais não poderia deixar de apresentar os meus maiores e sinceros agradecimentos.

Em primeiro lugar, gostaria de agradecer ao Professor Doutor Rui Baltazar Micaelo, meu orientador científico, pelo apoio, disponibilidade, compreensão e partilha de conhecimentos, sem os quais não seria possível a realização deste trabalho.

À Professora Doutora Maria Teresa Cidade, na sua qualidade de co-orientadora científica, pela disponibilidade, partilha de conhecimentos, ajuda na resolução de alguns dos problemas que foram surgindo no decurso do presente trabalho e por facultar o acesso ao equipamento de ensaio.

À empresa Probigalp - Ligantes Betuminosos, S.A., pelo fornecimento dos materiais utilizados no âmbito deste trabalho.

Ao Engenheiro Vítor Silva pelos esclarecimentos relativos à execução dos moldes de silicone.

Ao Professor Luís Baltazar pela compreensão e gentileza no tratamento de algumas questões técnico-logísticas relativas à utilização do equipamento de ensaio.

Ao Tiago Brehm pela disponibilidade, compreensão e auxílio em diversas questões relativas ao equipamento de ensaio.

À Patrícia pelo seu amor, apoio e compreensão.

Aos meus colegas e amigos, em particular, ao Daniel Pereira, ao João Serafim, à Mafalda Romão, ao Rafael Wong, à Susana Sá e ao Vítor Antunes pela sua amizade e apoio demonstrado ao longo do período de realização deste trabalho.

E, por último, mas não menos importante, deixo um profundo agradecimento à minha mãe, Amélia, e ao meu pai, José, pela contínua motivação, pelos ensinamentos que me transmitiram ao longo da minha vida e por terem tornado possível o meu percurso académico.

Resumo

O desempenho dos pavimentos rodoviários flexíveis em condições de serviço depende em grande medida dos betumes utilizados na sua constituição. Deste modo, é essencial caracterizar adequadamente o comportamento reológico destes materiais e avaliar a sua resistência às solicitações previstas.

O reómetro de corte dinâmico é um equipamento que permite a caracterização reológica de betumes numa ampla gama de temperaturas e tempos de carregamento e, mais recentemente, tem também sido utilizado para a avaliação da sua resistência à fadiga e da sua capacidade auto-regeneradora.

Assim, numa primeira fase deste trabalho exploraram-se as potencialidades do referido equipamento para a caracterização reológica de betumes. Para esse propósito foram utilizados um betume puro e um betume modificado com polímeros e recorreu-se às disposições da norma EN 14770 para determinação do seu módulo complexo e ângulo de fase. Foram construídas diversas representações gráficas destas propriedades e realizou-se um ajustamento aos resultados experimentais com um modelo mecânico conhecido por 2S2P1D.

Numa segunda fase, o mesmo equipamento foi utilizado para se avaliar a resistência à fadiga e a capacidade auto-regeneradora dos betumes com base em algumas metodologias propostas na literatura e que se materializaram na realização de ensaios cíclicos a deformação constante com carregamento contínuo e intermitente, e de ensaios com incremento sucessivo de deformação.

Os resultados da caracterização reológica mostram, tal como seria de esperar, que o betume modificado com polímeros apresenta um melhor comportamento (menor módulo complexo a baixas temperaturas e maior módulo complexo a elevadas temperaturas, e maior elasticidade) que o betume puro. Além disso, o betume modificado com polímeros evidencia uma resistência à fadiga significativamente superior à do betume puro. Contudo, as condições de ensaio e o método utilizado para determinar a resistência à fadiga conduzem a diferenças significativas na estimativa da vida à fadiga dos betumes. Comparativamente ao betume puro, o betume modificado com polímeros evidencia um maior potencial de auto-regeneração durante os períodos de repouso.

O reómetro de corte dinâmico demonstrou ser um equipamento com potencialidades para caracterizar o comportamento reológico e mecânico de diferentes betumes.

Palavras-chave: Betume; Betume modificado com polímeros; Caracterização reológica; Reómetro de corte dinâmico; Resistência à fadiga; Capacidade auto-regeneradora.

Abstract

The performance of flexible road pavements under service conditions depends largely on the bitumen used in its constitution. Thus, it is essential to adequately characterize the rheological behaviour of these materials and assess their resistance to the predicted actions.

The dynamic shear rheometer is an instrument which allows the rheological characterization of the bitumen in a wide range of temperatures and loading times and, more recently, has also been used for the assessment of the fatigue resistance and self-healing capacity.

On the first stage of this study it was explored the potential of this equipment for the rheological characterization of the bitumen. For this purpose, a neat bitumen and a polymer modified bitumen were selected and the complex modulus and the phase angle of both bitumens were determined following the procedures of EN 14770. Various graphical representations of these properties were built and the adjustment of the experimental results with the mechanical model 2S2P1D was done.

In a second phase, the same equipment was used to evaluate the fatigue resistance and self-healing capacity of the bitumens based on some methods proposed in literature. Both bitumens were tested at constant strain amplitude with continuous and discontinuous loading, and with incremental strain amplitude.

The rheological characterization results show, as predicted, that the polymer modified bitumen has a better behaviour (lower complex modulus at low temperatures and higher modulus at higher temperatures, and higher elasticity) than the neat bitumen. Furthermore, the measured resistance to fatigue of the polymer modified bitumen is significantly higher than that of the neat bitumen. However, the test conditions and the method used to determine the fatigue resistance lead to significant differences in the estimated bitumen fatigue life. When compared to the neat bitumen, the polymer modified bitumen shows a higher potential for self-healing during rest periods.

The dynamic shear rheometer proved to be able to characterize the rheological and mechanical behaviour of different bitumens.

Key-words: Bitumen; Polymer modified bitumen; Rheological characterization; Dynamic shear rheometer; Fatigue resistance; Self-healing capacity.

Índice

1.	Introdução.....	1
1.1.	Enquadramento.....	1
1.2.	Objectivos.....	4
1.3.	Organização da dissertação	4
2.	Caracterização reológica	5
2.1.	Conceitos gerais de reologia.....	5
2.2.	Comportamento reológico dos betumes	9
2.3.	Análise mecânica dinâmica	12
2.4.	Reómetro de corte dinâmico.....	16
2.5.	Representação das propriedades reológicas	18
2.5.1.	Isócronas.....	18
2.5.2.	Isotérmicas.....	19
2.5.3.	Curvas-mestras	19
2.5.4.	Diagramas de Black.....	22
2.5.5.	Diagramas de Cole-Cole.....	23
2.6.	Modelos reológicos	23
3.	Avaliação da resistência de betumes em relação à fadiga	29
3.1.	Generalidades	29
3.2.	Capacidade auto-regeneradora	30
3.3.	Algumas abordagens para avaliação da resistência à fadiga	32
3.3.1.	Critério tradicional de falha.....	32
3.3.2.	Taxa de variação de energia dissipada	34
3.3.3.	Abordagem do dano contínuo viscoelástico.....	37
3.4.	Ensaio de fadiga em betumes com recurso ao reómetro de corte dinâmico	39
3.4.1.	Especificações <i>Superpave</i>	39
3.4.2.	Ensaio de fadiga a tensão ou deformação constante	40
3.4.3.	Ensaio de fadiga com incremento sucessivo de deformação	42
3.4.4.	Algumas limitações do reómetro de corte dinâmico relacionadas com a análise do fenómeno de fadiga em betumes	43
4.	Procedimento experimental.....	45
4.1.	Materiais.....	45
4.1.1.	Descrição geral dos materiais em estudo.....	45
4.1.2.	Preparação das amostras.....	45

4.1.2.1.	Preparação de sub-amostras	46
4.1.2.2.	Preparação dos provetes de ensaio	47
4.2.	Equipamento.....	49
4.2.1.	Geometrias.....	49
4.2.2.	Afastamento entre pratos (<i>gap</i>)	51
4.2.3.	Sistema de controlo de temperatura	52
4.3.	Procedimentos e condições gerais dos ensaios.....	53
4.3.1.	Ensaio de caracterização reológica	53
4.3.2.	Ensaio de fadiga.....	59
4.3.2.1.	Ensaio de fadiga a deformação constante	59
4.3.2.2.	Ensaio de fadiga com incremento sucessivo de deformação	61
5.	Apresentação e discussão de resultados	63
5.1.	Resultados dos ensaios de caracterização reológica.....	63
5.1.1.	Repetibilidade das medições	63
5.1.2.	Representação das propriedades reológicas	66
5.1.2.1.	Isócronas.....	67
5.1.2.2.	Isotérmicas.....	69
5.1.2.3.	Curvas-mestras	71
5.1.2.4.	Diagramas de Black.....	74
5.1.3.	Modelação dos resultados experimentais com o modelo 2S2P1D	75
5.2.	Resultados dos ensaios de fadiga	78
5.2.1.	Resultados dos ensaios de fadiga a deformação constante.....	78
5.2.1.1.	Avaliação da resistência à fadiga com base no critério tradicional	78
5.2.1.2.	Avaliação da resistência à fadiga com base no conceito de taxa de variação de energia dissipada	83
5.2.2.	Resultados dos ensaios de fadiga com incremento sucessivo de deformação	87
5.2.2.1.	Resultados do varrimento de frequência	87
5.2.2.2.	Resultados do varrimento de deformação	89
5.2.3.	Comparação das leis de fadiga obtidas a partir de ensaios de fadiga a deformação constante e de ensaios de fadiga com incremento sucessivo de deformação	92
6.	Considerações finais.....	97
6.1.	Conclusões	97
6.2.	Desenvolvimentos futuros.....	99
	Referências bibliográficas	101
	Referências normativas	107
	Apêndice A - Valores médios do módulo complexo e do ângulo de fase obtidos para o betume 35/50 a partir dos varrimentos de frequência	109
	Apêndice B - Valores médios do módulo complexo e do ângulo de fase obtidos para o betume PMB 45/80-65 a partir dos varrimentos de frequência.....	111

Apêndice C - Dedução da equação (5.1) relativa ao cálculo do parâmetro PV.....	113
Anexo A - Certificados de qualidade dos betumes	115

Índice de Figuras

Figura 1.1 - Composição volumétrica de uma mistura betuminosa compactada (Silva, 2005).	1
Figura 2.1 - Representação (a) de uma força normal e deformação longitudinal e (b) de uma força tangencial e deformação de corte (adaptado de Birley <i>et al.</i> , 1992).	5
Figura 2.2 - Representação esquemática do escoamento de um fluido entre duas placas paralelas (adaptado de Barnes <i>et al.</i> , 1989).	6
Figura 2.3 - Representação esquemática de alguns comportamentos não-newtonianos.	7
Figura 2.4 - Resposta de um material viscoelástico a uma tensão constante aplicada no intervalo de tempo entre t_1 e t_2 (adaptado de Airey, 1997).	8
Figura 2.5 - Representação no diagrama BTDC da relação viscosidade-temperatura de um betume puro e de um betume modificado com polímeros (adaptado de Read and Whiteoak, 2003).	10
Figura 2.6 - Ábaco de Van der Poel para a determinação da rigidez do betume (adaptado de Read and Whiteoak, 2003).	11
Figura 2.7 - Relação tensão-deformação durante um ensaio dinâmico a um material viscoelástico (adaptado de Rahman, 2004).	13
Figura 2.8 - Relação entre G^* , G' , G'' e δ (adaptado de Airey, 1997).	14
Figura 2.9 - Reômetro de corte dinâmico: representação esquemática (a) da geometria de pratos paralelos e (b) do movimento oscilatório (adaptado de Read and Whiteoak, 2003).	16
Figura 2.10 - Esquema de carregamento e deformação de uma amostra entre dois pratos paralelos (adaptado de Van den bergh, 2011).	17
Figura 2.11 - Exemplos de isócronas de diferentes betumes submetidos a uma frequência de 1 Hz: (a) isócronas do módulo complexo e (b) isócronas do ângulo de fase (adaptado de Airey, 2004).	19
Figura 2.12 - Exemplos de isotérmicas de um betume: (a) isotérmicas do módulo complexo e (b) isotérmicas do ângulo de fase (adaptado de Airey, 2002).	19
Figura 2.13 - Exemplo de aplicação do princípio da sobreposição tempo-temperatura para a construção de uma curva-mestra correspondente ao módulo complexo (adaptado de Yussof, 2012).	20
Figura 2.14 - Exemplos de curvas-mestras de diferentes betumes, obtidas para uma temperatura de referência de 25°C: (a) curvas-mestras do módulo complexo e (b) curvas-mestras do ângulo de fase (adaptado de Airey, 2004).	22
Figura 2.15 - Exemplo de diagramas de Black de diferentes betumes (adaptado de Airey, 2004).	22
Figura 2.16 - Exemplo de um diagrama de Cole-Cole (adaptado de Yussof, 2012).	23
Figura 2.17 - Modelos reológicos: (a) de Maxwell e (b) de Kelvin.	23
Figura 2.18 - Modelos reológicos: (a) de Maxwell e (b) de Kelvin generalizados.	24
Figura 2.19 - Modelos reológicos: (a) de Huet, (b) de Huet-Sayegh e (c) 2S2P1D.	24
Figura 3.1 - Lei de fadiga (adaptado de Hintz, 2012).	32

Figura 3.2 - Exemplo da definição da vida à fadiga utilizando o critério de 50% de redução do módulo complexo inicial (adaptado de Van den bergh, 2011).....	33
Figura 3.3 - Curvas típicas de energia dissipada (DE) em testes de fadiga realizados em misturas betuminosas e betumes, com diferentes modos de carregamento (adaptado de Shen <i>et al.</i> , 2010).	35
Figura 3.4 - Representação esquemática de RDEC em função do número de ciclos de carregamento a deformação controlada (adaptado de Shen and Carpenter, 2007).....	36
Figura 3.5 - Evolução típica do módulo complexo ao longo de um ensaio de fadiga (para níveis de deformação de 0,6%, 0,8% e 1,2%) (adaptado de Lu <i>et al.</i> , 2003).....	40
Figura 3.6 - Esquema típico do varrimento de deformação num ensaio LAS (adaptado de Johnson, 2010).....	42
Figura 3.7 - Representação esquemática de: (a) efeitos de bordo e (b) colapso da amostra por fadiga (adaptado de Soenen <i>et al.</i> , 2004).	44
Figura 4.1 - Estufa ventilada utilizada para o aquecimento dos betumes.....	46
Figura 4.2 - Sub-amostras de PMB 45/80-65.....	47
Figura 4.3 - Materiais utilizados no fabrico dos moldes: (a) silicone e catalisador e (b) peças de PVC e chapas metálicas com 25 e 8 mm de diâmetro.	48
Figura 4.4 - Moldes de silicone fabricados (com e sem betume).....	48
Figura 4.5 - Reómetro utilizado nos ensaios e respectivo sistema de aquisição de dados.	49
Figura 4.6 - Pratos com diâmetros de 8 e 25 mm utilizados nos ensaios.	50
Figura 4.7 - Diagrama de Black contruído a partir de medições efectuadas com duas geometrias diferentes (adaptado de Airey, 2002).	50
Figura 4.8 - Representação esquemática da amostra de betume entre os pratos do reómetro: (a) quantidade insuficiente de betume, (b) quantidade excessiva de betume, (c) quantidade adequada de betume (adaptado de Warren <i>et al.</i> , 1994).	52
Figura 4.9 - Sistema de controlo de temperatura: (a) sem peça metálica e (b) com peça metálica em torno da amostra de betume.....	53
Figura 4.10 - Diagrama de Black correspondente ao betume 35/50, construído a partir das medições realizadas com ambas as geometrias.	54
Figura 4.11 - Diagrama de Black correspondente ao betume PMB 45/80-65, construído a partir das medições realizadas com ambas as geometrias.	55
Figura 4.12 – Exemplo de um varrimento de deformação realizado em ambos os betumes.	58
Figura 4.13 - Sequência de carregamento adoptada nos testes de fadiga intermitentes.	60
Figura 5.1 - Isócronas do módulo complexo a 1 Hz.....	67
Figura 5.2 - Isócronas do módulo complexo a 10 Hz.....	67
Figura 5.3 - Isócronas do ângulo de fase a 1 Hz.	68
Figura 5.4 - Isócronas do ângulo de fase a 10 Hz.	68
Figura 5.5 - Isotérmicas do módulo complexo correspondentes ao betume 35/50.	69

Figura 5.6 - Isotérmicas do módulo complexo correspondentes ao betume PMB 45/80-65.....	69
Figura 5.7 - Isotérmicas do ângulo de fase correspondentes ao betume 35/50.	70
Figura 5.8 - Isotérmicas do ângulo de fase correspondentes ao betume PMB 45/80-65.....	70
Figura 5.9 - Variação dos factores de deslocamento com a temperatura (notar que para a temperatura de referência de 25°C, o valor de $\log(a_T)$ é igual zero, vindo $a_T = 1$).....	72
Figura 5.10 - Curvas-mestras do módulo complexo dos betumes 35/50 e PMB45/80-65.....	72
Figura 5.11 - Curvas-mestras do ângulo de fase dos betumes 35/50 e PMB45/80-65.....	73
Figura 5.12 - Diagramas de Black dos betumes 35/50 e PMB 45/80-65.	74
Figura 5.13 - Curvas-mestras do módulo complexo dos betumes 35/50 e PMB 45/80-65 com ajustamento pelo modelo 2S2P1D.	76
Figura 5.14 - Curvas-mestras do ângulo de fase dos betumes 35/50 e PMB 45/80-65 com ajustamento pelo modelo 2S2P1D.....	76
Figura 5.15 - Diagramas de Black dos betumes 35/50 e PMB 45/80-65 com ajustamento pelo modelo 2S2P1D.....	77
Figura 5.16 - Evolução do módulo complexo do betume 35/50 ao longo dos ensaios de fadiga contínuos a deformação constante.....	78
Figura 5.17 - Evolução do módulo complexo do betume PMB 45/80-65 ao longo dos ensaios de fadiga contínuos a deformação constante.....	79
Figura 5.18 - Leis de fadiga dos betumes 35/50 e PMB 45/80-65 com base no critério tradicional de redução de 50% do módulo complexo inicial ($N_{f, 50}$).	80
Figura 5.19 - Efeito dos períodos de repouso na resistência à fadiga do betume 35/50.....	81
Figura 5.20 - Efeito dos períodos de repouso na resistência à fadiga do betume PMB 45/80-65.....	81
Figura 5.21 - Exemplo dos valores de RDEC obtidos a partir das medições experimentais relativas ao betume PMB 45/80-65.	83
Figura 5.22 - Exemplo de ajustamento à curva de energia dissipada <i>versus</i> número de ciclos de carregamento, no caso do betume 35/50.	84
Figura 5.23 - Exemplo de ajustamento à curva de energia dissipada <i>versus</i> número de ciclos de carregamento, no caso do betume PMB 45/80-65.....	84
Figura 5.24 - Relação entre PV e $N_{f,50}$ para os dois betumes em estudo e todas as condições utilizadas nos ensaios de fadiga a deformação constante.	86
Figura 5.25 - Relação entre o logaritmo de PV ($\log(PV)$) e os períodos de repouso utilizados, para os betumes 35/50 e PMB 45/80-65.....	87
Figura 5.26 - Exemplo de um dos varrimentos de frequência a que foram sujeitos os betumes 35/50 e PMB 45/80-65 previamente ao ensaio de fadiga com incremento sucessivo de deformação.....	88
Figura 5.27 - Representação de $\log(G')$ <i>versus</i> $\log(\omega)$ resultantes do varrimento de frequência a que foram sujeitos os betumes 35/50 e PMB 45/80-65.....	88

Figura 5.28 - Evolução da tensão ao longo de um ensaio de fadiga com incremento sucessivo de deformação.	89
Figura 5.29 - Evolução do parâmetro $C(t)$ ao longo de um ensaio de fadiga com incremento sucessivo de deformação.	90
Figura 5.30 - Representação de $C(t)$ versus $D(t)$	91
Figura 5.31 - Leis de fadiga obtidas a partir dos diferentes ensaios de fadiga realizados.	93
Figura 5.32 - Comparação do número de ciclos que definem a resistência à fadiga do betume 35/50, segundo o critério tradicional ($N_{f,50}$) e segundo a abordagem do dano contínuo viscoelástico.	94
Figura 5.33 - Comparação do número de ciclos que definem a resistência à fadiga do betume PMB 45/80-65, segundo o critério tradicional ($N_{f,50}$) e segundo a abordagem do dano contínuo viscoelástico	95

Índice de Quadros

Quadro 2.1 - Funções dos parâmetros h , k , α e β do modelo 2S2P1D.	26
Quadro 2.2 - Alguns valores indicados na literatura para as constantes do modelo 2S2P1D relativas a betumes.....	27
Quadro 4.1 - Principais propriedades convencionais dos betumes em estudo.	45
Quadro 4.2 - Durações mínimas e máximas de armazenamento dos provetes de ensaio, de acordo com EN 14470 (2012).....	49
Quadro 4.3 - Condições gerais adoptadas nos ensaios de varrimento de frequência.	54
Quadro 4.4 - Deformações-limite da região de viscoelasticidade linear.	57
Quadro 5.1 - Coeficientes de variação do módulo complexo do betume 35/50.....	63
Quadro 5.2 - Coeficientes de variação do módulo complexo do betume PMB 45/80-65.	63
Quadro 5.3 - Coeficientes de variação do ângulo de fase do betume 35/50.....	64
Quadro 5.4 - Coeficientes de variação do ângulo de fase do betume PMB 45/80-65.....	64
Quadro 5.5 - Critério de aceitabilidade das medições do módulo complexo, segundo a norma EN 14770 (2012).	65
Quadro 5.6 - Critério de aceitabilidade das medições do ângulo de fase, segundo a norma EN 14770 (2012).	66
Quadro 5.7 - Constantes do modelo 2S2P1D correspondentes aos betumes 35/50 e PMB 45/80-65... ..	76
Quadro 5.8 - Exemplo de resultados obtidos a partir do software associado ao reómetro.....	82
Quadro 5.9 - Parâmetros m e α obtidos a partir do varrimento de frequência de 0,1 a 30 Hz.	89
Quadro 5.10 - Valores dos coeficientes C_0 , C_1 e C_2	91
Quadro 5.11 - Valores de D_f e das constantes A e B da lei de fadiga definida com base na abordagem do dano contínuo viscoelástico (considerando $\alpha = 1/m$).	92
Quadro 5.12 - Valores dos parâmetros C_1 , C_2 , D_f , A e B , considerando $\alpha = 1+(1/m)$	92
Quadro A.1 - Valores médios do módulo complexo (Pa) do betume 35/50.....	109
Quadro A.2 - Valores médios do ângulo de fase (graus) do betume 35/50.....	109
Quadro B.1 - Valores médios do módulo complexo (Pa) do betume PMB 45/80-65.....	111
Quadro B.2 - Valores médios do ângulo de fase (graus) do betume PMB 45/80-65.	111

Lista de Símbolos, Siglas e Abreviaturas

Símbolos

Letras romanas

Símbolos	Significado
A	Área ou Constante da lei de fadiga
a, b	Notações indicativas do número de ciclo de carregamento, com $b > a$
a_T	Factor de deslocamento horizontal
b_1	Constante que representa a ordenada na origem da regressão linear de ajustamento à curva de energia dissipada em função do número de ciclos de carregamento
B	Constante da lei de fadiga
c_1	Constante da equação de William, Landel e Ferry
c_2	Constante da equação de William, Landel e Ferry
C_0	Constante da equação de ajustamento à curva $C(t)$ versus $D(t)$
C_1	Constante da equação de ajustamento à curva $C(t)$ versus $D(t)$
C_2	Constante da equação de ajustamento à curva $C(t)$ versus $D(t)$
$C(t)$	Parâmetro definidor da integridade do material ao longo do tempo
d	Distância
D	Intensidade do dano
D_e	Número de <i>Deborah</i>
DE	Energia dissipada (<i>Dissipated Energy</i>)
D_f	Intensidade do dano acumulado correspondente a um determinado critério de falha
$D(t)$	Intensidade do dano acumulado ao longo do tempo
E	Módulo de elasticidade ou de Young
f	Frequência
F	Força
f_r	Frequência equivalente
G	Módulo de rigidez, de corte ou de distorção
G^*	Módulo de corte complexo
$ G^* $	Norma do módulo de corte complexo
$G^*_{inicial}$	Valor inicial do módulo de corte complexo
G'	Módulo conservativo
G''	Módulo dissipativo
G'_m	Módulo conservativo obtido pelo modelo 2S2P1D
G''_m	Módulo dissipativo obtido pelo modelo 2S2P1D

G_0	Módulo de corte complexo quando a frequência tende para zero
G_∞	Módulo de corte complexo quando a frequência tende para infinito
h	Espessura da amostra, afastamento entre pratos (ou placas) ou constante do modelo 2S2P1D
i	Unidade imaginária
I_D	Módulo complexo inicial correspondente a uma deformação de 1%
k	Constante do modelo 2S2P1D
K	Constante associada à abordagem do dano contínuo viscoelástico
l	Comprimento final
l_0	Comprimento inicial
M	Binário
m	Constante associada à abordagem do dano contínuo viscoelástico
m_1	Constante que representa o declive da regressão linear de ajustamento à curva de energia dissipada em função do número de ciclos de carregamento
n	Notação indicativa do número de ciclo de carregamento
N_f	Vida à fadiga (Número de ciclos de carregamento até se atingir um determinado critério de falha num ensaio de fadiga)
$N_{f,50}$	Número de ciclos de carregamento até se atingir 50% de redução no valor inicial de rigidez (ou do módulo de corte complexo)
PV	Valor de patamar (<i>Plateau Value</i>)
R	Parâmetro associado à simplificação do modelo 2S2P1D
r	Raio
$RDEC$	Taxa de variação de energia dissipada (<i>Ratio of Dissipated Energy Change</i>)
S	Parâmetro associado à simplificação do modelo 2S2P1D
t	Tempo
T	Temperatura
T_{ab}	Temperatura de amolecimento pelo método anel e bola
t_{obs}	Tempo de observação do processo de deformação em estudo
t_{rel}	Tempo de relaxação do material
T_{ref}	Temperatura de referência
v	Velocidade
W	Trabalho
X	Amplitude de carregamento

Letras gregas

Símbolos	Significado
τ^*	Tensão de corte representada em notação complexa
$\dot{\gamma}$	Taxa de corte
γ^*	Deformação de corte representada em notação complexa
η^*	Viscosidade complexa
$\tan \delta$	Tangente de perdas
α	Constante do modelo 2S2P1D ou constante relacionada com a taxa de evolução do dano segundo a abordagem do dano contínuo viscoelástico
β	Constante do modelo 2S2P1D
δ	Ângulo de fase
ε	Deformação linear longitudinal ou extensão
θ	Ângulo de corte, ângulo de deflexão ou rotação angular
λ	Constante do modelo 2S2P1D, também designada por tempo característico
σ	Tensão normal
τ	Tensão de corte
τ_0	Amplitude de tensão de corte
ω	Frequência angular
γ	Deformação de corte
γ_0	Amplitude de deformação de corte
γ_e	Deformação de corte elástica
γ_v	Deformação de corte viscosa
γ_{ve}	Deformação de corte viscoelástica
η	Viscosidade

Siglas e Abreviaturas

Siglas	Significado
2S2P1D	Designação genérica do modelo de Huet-Sayegh modificado (<i>2 Springs, 2 Parabolic creep elements and 1 Dashpot</i>)
AASHTO	<i>American Association of State Highway and Transportation Officials</i>
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i>
BBR	Reómetro para ensaio de vigas à flexão (<i>Bending Beam Rheometer</i>)
BTDC	Diagrama de resultados dos ensaios ao betume (<i>Bitumen Test Data Chart</i>)
CENIMAT	Centro de Investigação de Materiais

DSR	Reómetro de corte dinâmico (<i>Dynamic Shear Rheometer</i>)
EN	Norma europeia
EVA	Etileno-acetato de vinilo (<i>Ethylene Vinyl Acetate</i>)
FCT-UNL	Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade Nova de Lisboa
LAS	Ensaio de fadiga com incremento sucessivo de deformação (<i>Linear Amplitude Sweep</i>)
NP	Norma portuguesa
PAV	Ensaio de envelhecimento do betume num recipiente pressurizado (<i>Pressure Aging Vessel</i>)
PMB	Betume modificado com polímeros (<i>Polymer Modified Bitumen</i>)
PP8	Geometria de pratos paralelos, em que o prato superior tem 8 mm de diâmetro
PP25	Geometria de pratos paralelos, em que o prato superior tem 25 mm de diâmetro
prEN	Projecto de norma europeia
SBS	Estireno-Butadieno-Estireno (<i>Styrene Butadiene Styrene</i>)
SHRP	Programa Estratégico de Pesquisa Rodoviária (<i>Strategic Highway Research Program</i>)
Superpave	<i>Superior Performing Asphalt Pavements</i>
TTSP	Princípio da sobreposição tempo-temperatura (<i>Time-Temperature Superposition Principle</i>)

1. Introdução

1.1. Enquadramento

O betume é um material de cor negra que se obtém geralmente a partir da destilação directa ou fraccionada do petróleo bruto (crude) e cuja constituição envolve uma mistura complexa de hidrocarbonetos de massa molecular variável. Embora possa estar associado a várias aplicações, este produto tem sido predominantemente utilizado em trabalhos de pavimentação e, em especial, na construção de pavimentos rodoviários flexíveis. Estes caracterizam-se por apresentarem camadas superiores constituídas por misturas betuminosas e camadas inferiores compostas por materiais granulares, sendo importante realçar que representam o tipo de pavimento mais comumente empregue em Portugal e também no resto do mundo (Branco *et al.*, 2011).

Deste modo, justifica-se o estudo do betume tendo em conta o contexto particular da pavimentação rodoviária e, por conseguinte, é conveniente começar por referir que este material é um dos componentes das misturas betuminosas, juntamente com ar e um conjunto de agregados fabricados e seleccionados de acordo com determinadas características, tal como se ilustra na Figura 1.1.

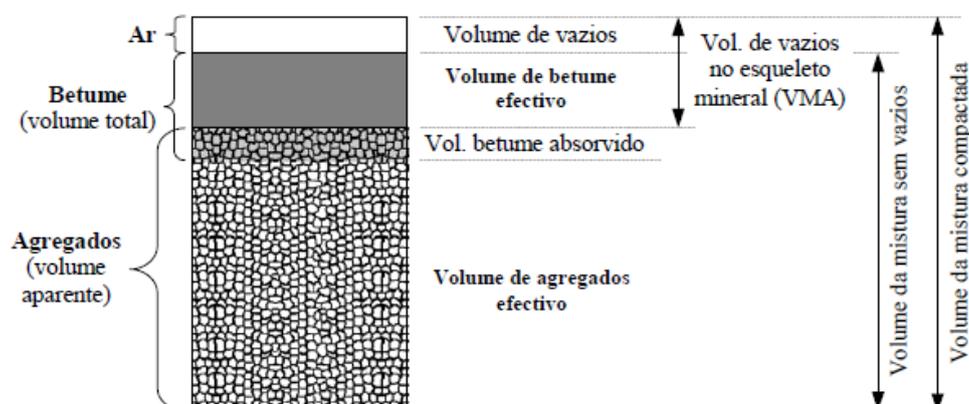


Figura 1.1 - Composição volumétrica de uma mistura betuminosa compactada (Silva, 2005).

Por observação da figura anterior é também possível depreender que o comportamento das misturas betuminosas depende fortemente das propriedades dos materiais que as constituem e das proporções volumétricas dos mesmos. Porém, sem prejuízo das considerações anteriores, há que notar que o betume representa a fase contínua das misturas betuminosas, sendo responsável pelo carácter viscoelástico destas e, conseqüentemente, as suas propriedades podem influenciar de forma significativa o comportamento de um pavimento flexível.

De facto, o betume é dotado de qualidades adesivas que o tornam apto para estabelecer a ligação entre os agregados e fornecer coesão e estabilidade às misturas betuminosas. No entanto, sabe-se igualmente que as propriedades deste material variam com a temperatura, sendo por isso fundamental seleccionar um betume compatível com a gama de temperaturas a que estará sujeita a

mistura betuminosa quando integrada no pavimento. Deste modo, torna-se mais fácil perceber que o betume tem um papel preponderante no desempenho de um pavimento flexível em relação às principais degradações que este experimenta ao longo da sua vida. Estas podem ser o resultado de uma combinação de diversos factores, entre os quais se apontam as solicitações do tráfego, as variações de temperatura, a acção da água ou uma deficiente qualidade construtiva, mas traduzem-se, tipicamente, quer pelo aparecimento de deformações permanentes, quer pela ocorrência de fendilhamento que, na maioria dos casos, se deve à fadiga dos materiais das camadas betuminosas (Read and Whiteoak, 2003; Liao, 2007; Branco *et al.*, 2011).

Face ao exposto, não é por acaso que uma das formas de melhorar o desempenho de um pavimento flexível consiste na utilização de betumes cujas propriedades reológicas foram alteradas mediante a adição de um ou mais agentes químicos. Neste âmbito, é pertinente destacar que a utilização de polímeros tem sido a técnica mais desenvolvida nos últimos anos, resultando os chamados betumes modificados com polímeros (*Polymer Modified Bitumens* ou *PMB's* em terminologia inglesa). Por sua vez, dentro da gama de polímeros adequados para esse propósito, um dos tipos mais frequentemente empregue tem sido o dos elastómeros termoplásticos, entre os quais se insere o polímero SBS (estireno-butadieno-estireno) (Pestana *et al.*, 2006; Quaresma, 2010; Probigalp, 2014).

Embora tenham surgido no início dos anos 70 nos países mais industrializados, os betumes modificados apenas começaram a ser utilizados de forma mais efectiva em Portugal a partir dos anos 90 e, entre outros aspectos, o seu aparecimento deveu-se à necessidade de conferir às misturas betuminosas menor susceptibilidade térmica, maior resistência ao envelhecimento e uma maior flexibilidade, isto é, uma resposta mais eficaz a maiores solicitações do pavimento, cuja importância é evidenciada se se tiver em conta o aumento da intensidade e agressividade do tráfego registado nas últimas décadas. Por conseguinte, pretende-se que um betume modificado possibilite um aumento da resistência à fadiga, assim como uma redução das deformações permanentes e da propagação de fendas nas misturas betuminosas, contribuindo desse modo para fazer face às crescentes exigências de qualidade dos pavimentos (Minhoto, 2005; Silva, 2005; Pestana *et al.*, 2006; Branco *et al.*, 2011).

No entanto, independentemente de serem ou não modificados, os betumes têm uma reologia que depende não só da temperatura, mas também do tempo de solicitação, o que, aliado ao contributo importante que apresentam para o desempenho de um pavimento flexível, faz com que seja essencial a caracterização do seu comportamento. Para esse efeito revela-se assim necessário o estabelecimento de padrões que permitam avaliar as suas características e prever a sua adequabilidade para uma determinada situação específica. Como tal, a nível europeu, as características dos betumes usados em pavimentação devem estar de acordo com as normas EN 12591 e EN 14023, aplicando-se a primeira a betumes puros (ou não modificados) e a segunda a betumes modificados com polímeros (Branco *et al.*, 2011).

Porém, um dos grandes problemas é que, mesmo que as referidas especificações sejam, por consenso geral, razoavelmente adequadas para a maioria dos betumes utilizados na Europa, não se pode afirmar que estão directamente relacionadas com o desempenho das misturas betuminosas, uma vez que se baseiam ambas em propriedades convencionais ou empíricas, tais como a penetração e a temperatura de amolecimento (Eurobitume, 2009). Além disso, de acordo com Airey (1997), essas propriedades são particularmente inadequadas para descrever o comportamento de betumes modificados, pois a modificação de um betume pode conduzir a significativas alterações das suas propriedades reológicas e estas não são necessariamente descritas por propriedades empíricas.

Por estes motivos, além de estarem a ser desenvolvidos esforços para se estabelecer uma segunda geração de especificações que reflectam de uma forma mais directa a contribuição do betume para o desempenho dos pavimentos em serviço, tem havido também um crescente interesse em realizar a caracterização reológica de betumes (FEHRL, 2006; Eurobitume, 2009).

Neste contexto, o reómetro de corte dinâmico é um equipamento que não só oferece a possibilidade de se caracterizar o comportamento reológico dos betumes tendo em conta várias temperaturas e tempos de solicitação (ou frequências), permitindo simular uma grande parte das condições a que estes materiais se encontram expostos em serviço, como tem ainda a grande vantagem de poder ser utilizado para avaliar o desempenho dos betumes em relação aos fenómenos de deformação permanente e fadiga. Todavia, os estudos que envolvem o uso do referido equipamento para a avaliação dos aspectos supracitados são ainda relativamente recentes, havendo alguma ausência de informação quanto à sua adequabilidade.

Não obstante, é importante notar que a nível europeu já existem alguns procedimentos normalizados que contemplam o uso de um reómetro para a realização de ensaios em betumes. A norma EN 14770 estabelece um conjunto de recomendações e procedimentos relativos à determinação de propriedades reológicas dos betumes em regime dinâmico enquanto as normas EN 15325, EN 15324 e prEN 16659 estão relacionadas com a obtenção de propriedades relacionadas com o fenómeno das deformações permanentes. Por outro lado, no que diz respeito ao fenómeno de fadiga, não existe ainda qualquer procedimento normalizado e o mesmo se aplica à caracterização da capacidade auto-regeneradora dos betumes, conhecida por influenciar a sua resistência à fadiga. Deste modo, têm havido também alguns esforços no sentido de se desenvolverem metodologias que permitam a avaliação destes últimos aspectos.

Pelas razões apontadas, considera-se portanto que a exploração das potencialidades do reómetro de corte dinâmico para o estudo e caracterização do comportamento dos betumes é uma temática revestida de grande importância.

1.2. Objectivos

O principal objectivo deste trabalho é explorar as potencialidades do reómetro de corte dinâmico para a caracterização reológica de betumes. Para esse efeito, foram seleccionados dois betumes produzidos em Portugal, em que um é não modificado e o outro é modificado com polímeros. A caracterização reológica foi efectuada com base na norma europeia EN 14470 (2012), na qual se indicam procedimentos e recomendações para a determinação do módulo complexo e do ângulo de fase de betumes, na gama de comportamento viscoelástico linear.

Com o mesmo equipamento, pretende-se também avaliar a resistência dos betumes em relação à fadiga e caracterizar a sua capacidade auto-regeneradora, utilizando alguns procedimentos propostos na literatura.

1.3. Organização da dissertação

A presente dissertação está organizada em seis capítulos.

No capítulo 1 apresenta-se o enquadramento do tema, os objectivos e a organização da dissertação.

No capítulo 2 abordam-se conceitos gerais de reologia e descreve-se o comportamento reológico do betume, bem como algumas formas que podem ser utilizadas para o caracterizar. Seguidamente, dá-se ênfase à análise mecânica dinâmica e apresenta-se uma descrição do reómetro de corte dinâmico e dos seus princípios de funcionamento. Ainda neste capítulo, referem-se alguns tipos usuais de representações das propriedades reológicas e expõem-se alguns modelos reológicos relacionados com a descrição do comportamento viscoelástico linear.

No capítulo 3 efectua-se uma descrição geral dos fenómenos de fadiga e de capacidade auto-regeneradora, ao mesmo tempo que se procura salientar a importância do seu estudo à escala do betume. São também apresentadas algumas abordagens propostas na literatura para avaliação da resistência à fadiga de betumes, bem como alguns ensaios e limitações do reómetro de corte dinâmico no que respeita à consecução desse objectivo.

No capítulo 4 elabora-se uma descrição do procedimento experimental, indicando-se os materiais em estudo, o equipamento utilizado e as condições de realização dos ensaios.

No capítulo 5 apresentam-se e comentam-se os resultados obtidos, quer a partir dos ensaios de caracterização reológica, quer a partir dos ensaios de fadiga realizados a deformação constante e com incremento sucessivo de deformação.

No capítulo 6 incluem-se as principais conclusões do trabalho e são apresentadas algumas sugestões para o desenvolvimento de trabalhos futuros.

2. Caracterização reológica

2.1. Conceitos gerais de reologia

O termo reologia foi introduzido pelo Professor Eugene Cook Bingham e significa o estudo da deformação e escoamento de matéria, tendo esta definição sido aceite quando a Sociedade Americana de Reologia (*Society of Rheology*) foi fundada em 1929. O seu aparecimento enquanto ciência resultou do facto das leis de Hooke e de Newton não serem suficientes para descrever o comportamento de muitos materiais e, como tal, o seu principal objectivo foi e continua a ser o estudo de materiais cujo comportamento não pode ser simplesmente descrito por essas leis clássicas (Barnes *et al.*, 1989).

A lei de Hooke estabelece uma relação de proporcionalidade directa entre tensões e deformações, que se pode traduzir matematicamente por:

$$\sigma = E\varepsilon \quad (2.1)$$

em que σ representa uma tensão normal (Pa), E é o módulo de elasticidade ou de Young (Pa) e ε é a deformação linear longitudinal ou extensão resultante (adimensional). A tensão normal é igual ao quociente F/A onde F é uma força normal (N) e A é a área da secção (m^2) onde a força actua (Figura 2.1- (a)). A equação (2.1) constitui a premissa básica da teoria da elasticidade dos sólidos e um sólido cujo comportamento possa ser por ela descrito é designado por sólido linear elástico ou sólido hookeneano.

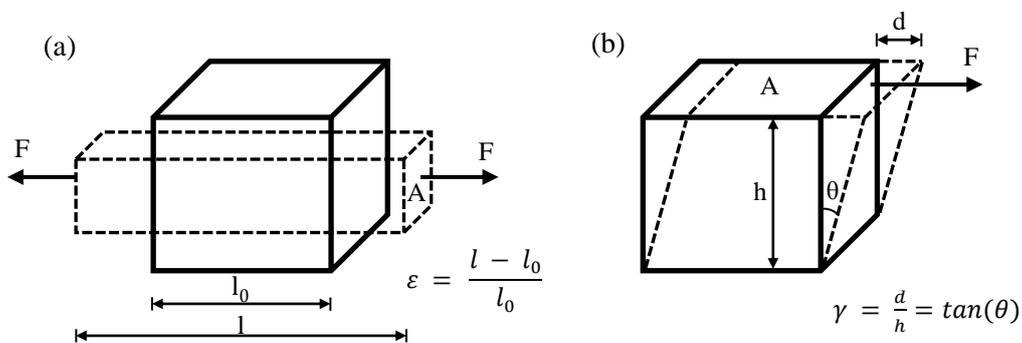


Figura 2.1 - Representação (a) de uma força normal e deformação longitudinal e (b) de uma força tangencial e deformação de corte (adaptado de Birley *et al.*, 1992).

Contudo, a lei de Hooke também é válida se a um sólido hookeneano se aplicar uma tensão de corte. Neste caso, resulta uma proporcionalidade directa entre a tensão de corte, τ , e a deformação de corte resultante, γ , sendo a constante de proporcionalidade designada por módulo de rigidez, de corte ou de distorção, G . A tensão de corte também é dada pelo quociente F/A , mas F corresponde agora a uma força tangencial ou de corte (Figura 2.1- (b)). Resulta então:

$$\tau = G\gamma \quad (2.2)$$

Por sua vez, Isaac Newton dedicou-se sobretudo ao estudo dos líquidos e no seu livro “*Principia*”, publicado em 1687, aparece a seguinte hipótese associada a um escoamento estacionário de corte simples: “*A resistência que aparece devido à falta de deslizamento das partes de um líquido, sendo as outras coisas iguais, é proporcional à velocidade com que as partes do líquido são separadas uma da outra*”. A referida falta de deslizamento é aquilo a que hoje se dá o nome de viscosidade, sendo um sinónimo de “*fricção interna*” e uma medida de resistência ao escoamento (Barnes *et al.*, 1989).

Se se considerar um líquido confinado entre duas placas paralelas afastadas de uma distância h (m), uma das quais está fixa e a outra se desloca horizontalmente com uma velocidade constante, v (m/s), devido à aplicação de uma força tangencial, F , tal como ilustrado na Figura 2.2, verifica-se que ocorre uma variação contínua da deformação ao longo do tempo, ou seja, um escoamento do líquido. Este escoamento dependerá da tensão de corte aplicada e da viscosidade do líquido, e, nesta situação, não faz sentido relacionar a tensão com a deformação, mas sim com a velocidade de deformação, usualmente designada por taxa de corte.

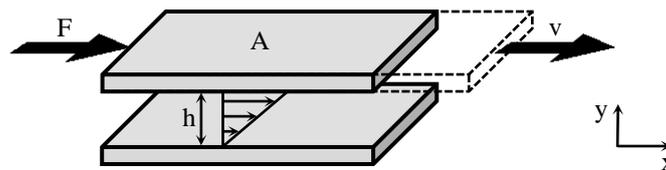


Figura 2.2 - Representação esquemática do escoamento de um fluido entre duas placas paralelas (adaptado de Barnes *et al.*, 1989).

Assim sendo, a lei de Newton pode ser expressa por:

$$\tau = \eta \dot{\gamma} \quad (2.3)$$

em que η representa o coeficiente de viscosidade, habitualmente expresso em Pa.s, e $\dot{\gamma}$ representa a taxa de corte em s^{-1} , a qual pode ser simplesmente dada pela relação v/h (Barnes *et al.*, 1989).

É também importante ter em conta que a viscosidade dos materiais pode ser afectada por parâmetros tais como a temperatura, a pressão, a taxa de corte e o tempo de carregamento. Neste sentido, os fluidos newtonianos são aqueles cuja viscosidade é constante em condições de temperatura e pressão constantes. Por outro lado, nessas mesmas condições, existem muitos fluidos cuja viscosidade não é constante, em virtude de poder variar com a taxa de corte e/ou tempo de carregamento. Tais fluidos designam-se por não newtonianos e a sua viscosidade é habitualmente chamada de viscosidade aparente, embora se utilize igualmente o símbolo η (Barnes *et al.*, 1989; Malkin, 1994).

Nos materiais cuja viscosidade depende da taxa de corte, distinguem-se usualmente dois tipos de comportamento: reoessante (*shear-thickening* em inglês) e reofluidificante (*shear-thinning* em inglês). O primeiro caracteriza-se por um aumento da viscosidade com o aumento da taxa de corte

enquanto o segundo corresponde à situação oposta (diminuição da viscosidade com o aumento da taxa de corte). De forma semelhante, existem também materiais que podem exibir tixotropia ou reopexia, isto é, uma diminuição ou um aumento gradual da viscosidade com o tempo de carregamento, respectivamente. Em geral, estes fenômenos são reversíveis, retomando o fluido a sua viscosidade inicial algum tempo depois de cessar o carregamento. Na Figura 2.3 representam-se esquematicamente os comportamentos anteriormente descritos.

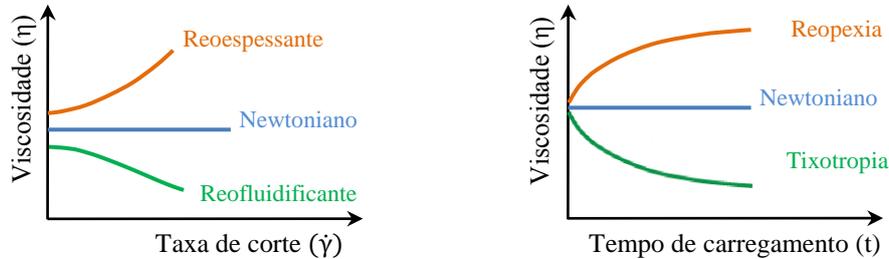


Figura 2.3 - Representação esquemática de alguns comportamentos não-newtonianos.

No que respeita aos conceitos de sólidos e líquidos é ainda conveniente clarificar que eles foram definidos durante vários anos com base nas leis de Hooke e de Newton, respectivamente. Contudo, no século XIX essas definições tradicionais foram postas em causa, pois vários cientistas começaram a notar que muitos materiais tinham um comportamento viscoelástico, isto é, apresentavam simultaneamente propriedades elásticas (típicas de sólidos elásticos) e viscosas (típicas de líquidos isotrópicos) (Barnes *et al.*, 1989; Cidade, 2005).

Na realidade, hoje em dia sabe-se que qualquer material pode exibir propriedades típicas de sólidos ou de líquidos e que a tendência para apresentar predominantemente uma delas depende apenas do tipo de condições a que se encontra efectivamente submetido, quer, por exemplo ao nível das tensões e da velocidade de deformação, quer em função do tempo de solitação (escala de tempo) e da temperatura (Barnes *et al.*, 1989).

Por essas razões, em reologia, a distinção entre um material sólido ou líquido é feita através do número de *Deborah*, D_e . Este parâmetro adimensional foi introduzido pelo Professor Marcus Reiner e pode ser expresso pela seguinte relação:

$$D_e = \frac{t_{rel}}{t_{obs}} \quad (2.4)$$

onde t_{rel} é o tempo de relaxação do material e t_{obs} é tempo de observação do processo de deformação em estudo. O tempo de relaxação é infinito para sólidos elásticos hookeneanos e zero para líquidos viscosos newtonianos. Se $D_e \gg 1$ o comportamento do material será tipo-sólido enquanto se $D_e \ll 1$ o comportamento do material será do tipo-líquido. Por conseguinte, números de *Deborah* próximos da unidade ($D_e \approx 1$) estão associados a materiais viscoelásticos (Barnes *et al.*, 1989).

Deste modo, mesmo não sendo fácil estabelecer uma distinção entre os conceitos de sólido e líquido, pode contudo considerar-se que um material sólido é aquele que não irá mudar continuamente

a sua forma quando sujeito a uma determinada tensão, ou seja, para uma dada tensão corresponderá uma deformação final fixa, a qual pode ou não ser alcançada instantaneamente. Pelo contrário, um líquido pode ser definido como um material que irá continuamente mudar a sua forma quando sujeito a uma determinada tensão, independentemente de quão pequena essa tensão possa ser (Barnes *et al.*, 1989; Cidade 2005).

Adicionalmente, é também importante referir que se uma tensão for aplicada a um material puramente elástico, a deformação provocada será imediatamente recuperada após a remoção da tensão, enquanto para um material puramente viscoso, a deformação permanece quando a tensão for removida. Todavia, para um material viscoelástico, uma parte da deformação é recuperável, enquanto outra parte é irreversível ou permanente, conforme se ilustra na Figura 2.4 (Rahimzadeh, 2002).

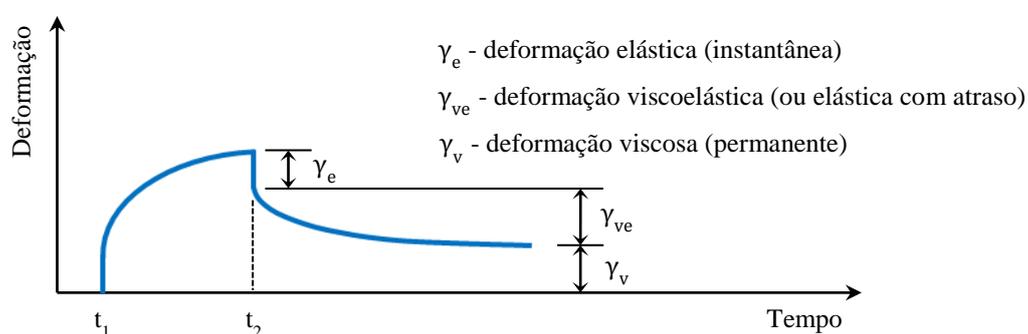


Figura 2.4 - Resposta de um material viscoelástico a uma tensão constante aplicada no intervalo de tempo entre t_1 e t_2 (adaptado de Airey, 1997).

Face ao exposto, percebe-se que o comportamento viscoelástico pode ser encarado como um comportamento intermédio entre aqueles que são definidos pelas leis de Hooke e de Newton e, uma vez que estas leis são lineares, seria de esperar que o comportamento viscoelástico também fosse linear e, por conseguinte, que os materiais viscoelásticos apresentassem relações tensão-deformação lineares. Porém, a teoria da viscoelasticidade linear nem sempre é válida, pois a gama de tensões e deformações em que os materiais se comportam linearmente é invariavelmente limitada e esse limite pode ser bastante baixo (Barnes *et al.*, 1989; Cidade, 2005). Assim sendo e tendo em conta que a resposta não linear, especialmente para materiais viscoelásticos, é mais difícil de modelar para efeitos de aplicações práticas em engenharia, realizam-se normalmente ensaios com valores de tensões ou deformações que se enquadram dentro dos limites da gama de comportamento viscoelástico linear (Anderson *et al.*, 1994).

2.2. Comportamento reológico dos betumes

Os betumes são materiais com um comportamento viscoelástico muito complexo do ponto de vista reológico. A baixas temperaturas e/ou para tempos de carregamento curtos (ou elevadas frequências), a sua resposta elástica é dominante, podendo existir situações em que seja aplicável a lei de Hooke para descrever o seu comportamento. Pelo contrário, a temperaturas elevadas e/ou para tempos de carregamento longos (ou baixas frequências), a resposta é marcadamente viscosa, podendo existir situações em que seja aplicável a lei de Newton.

No entanto, em condições típicas de serviço, os betumes apresentam simultaneamente uma resposta elástica e viscosa (ou viscoelástica), a qual, por sua vez, influencia muitos dos aspectos relacionados com o desempenho de um pavimento flexível, tais como as deformações permanentes e o fendilhamento.

A grande questão é que para avaliar o comportamento reológico de um betume sob diversas condições de temperatura e tempo de carregamento é normalmente necessário realizar um grande número de ensaios, pelo que as propriedades reológicas destes materiais têm sido tradicionalmente descritas através de testes empíricos (Yussof, 2012). Destes, destacam-se a determinação da penetração a 25°C (EN 1426) e da temperatura de amolecimento (EN 1427), que estão actualmente na base das especificações europeias relativas a ligantes betuminosos.

A penetração pode ser considerada como uma medida indirecta da viscosidade do betume a 25°C enquanto a temperatura de amolecimento representa uma temperatura de equiviscosidade a temperaturas de serviço elevadas, isto é, uma temperatura à qual os betumes apresentam uma viscosidade semelhante. Adicionalmente, existe ainda uma grandeza conhecida por ponto de fragilidade (ou de rotura) de Fraass, que pretende indicar a temperatura abaixo da qual o betume atinge uma tensão crítica e fendilha.

As propriedades mencionadas anteriormente têm sido muito utilizadas para se prever a relação viscosidade-temperatura dos betumes, tendo em conta um ábaco desenvolvido por Heukelom no final dos anos 60 e que se designa usualmente por *Bitumen Test Data Chart* - BTDC (Figura 2.5). Por observação da figura anteriormente referida, verifica-se, contudo, que a relação viscosidade-temperatura apenas pode ser representada por uma recta no caso do betume puro, o que se deve ao facto do BTDC ter sido desenvolvido para betumes desse tipo e não para betumes modificados. Não obstante, o BTDC pode ser utilizado para evidenciar as vantagens decorrentes da modificação com polímeros, que, no caso do exemplo mostrado na Figura 2.5, se traduzem por uma maior viscosidade a elevadas temperaturas (desejável em termos de resistência às deformações permanentes) e uma menor viscosidade a baixas temperaturas (desejável em termos de resistência ao fendilhamento) (Airey, 2001; Read and Whiteoak, 2003). Consequentemente, é também possível concluir que dois betumes podem ter um valor semelhante de penetração a 25°C, mas o seu desempenho pode ser significativamente diferente a temperaturas mais baixas ou mais elevadas.

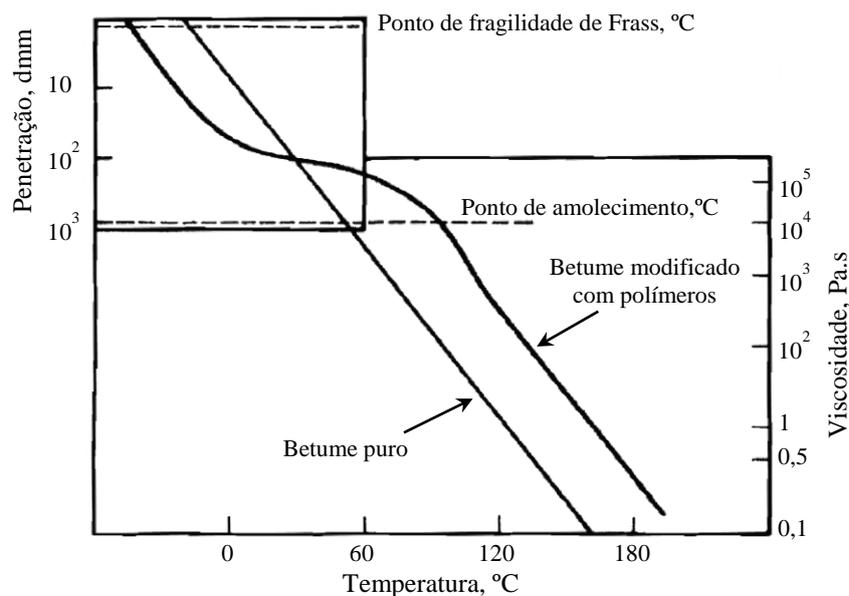


Figura 2.5 - Representação no diagrama BTDC da relação viscosidade-temperatura de um betume puro e de um betume modificado com polímeros (adaptado de Read and Whiteoak, 2003).

No que diz respeito à relação viscosidade-temperatura de um betume, faz-se notar que ela também pode ser estabelecida se a viscosidade for medida a várias temperaturas e, para esse efeito, podem ser utilizados diversos equipamentos, com princípios de medição distintos, conforme a temperatura de análise (Micaelo, 2009).

Porém, salienta-se que os betumes apenas exibem comportamento newtoniano a elevadas temperaturas (geralmente acima do seu ponto de amolecimento) ou a taxas de corte muito baixas. A temperaturas moderadas ou a frequências elevadas, o comportamento dos betumes tem um carácter não newtoniano, traduzindo-se usualmente por uma diminuição da viscosidade com o aumento da taxa de corte (comportamento *shear-thinning*) ou com o tempo de carregamento (comportamento tixotrópico), pelo que não existe uma viscosidade única a cada uma dessas temperaturas (McGennis *et al.*, 1994; Rahimzadeh, 2002; Gaskin, 2013).

Além disso, se por um lado é compreensível que propriedades como a penetração e a temperatura de amolecimento sejam, pela sua natureza empírica, inadequadas para descrever o comportamento reológico do betume, por outro, há que ter em conta que a viscosidade, mesmo que seja determinada a partir de ensaios com equipamentos adequados, apenas caracteriza parcialmente a natureza viscoelástica do betume e, conseqüentemente, também não é adequada para uma descrição completa do seu comportamento reológico (Airey, 1997; Rahman, 2004).

Não obstante, a verdade é que as especificações “empíricas” têm-se mostrado razoavelmente adequadas para a generalidade dos betumes utilizados na Europa, uma vez que a relação entre a maioria dos métodos de teste e o desempenho do pavimento é bem compreendida (Eurobitume, 2009). Contudo, sublinha-se que essa relação não deixa de ser indirecta e com o aumento sucessivo do uso de betumes modificados reconhece-se que é necessário desenvolver novos procedimentos, pois os testes

convencionais têm-se revelado particularmente inadequados em relação a esses betumes (Airey, 1997).

Aos aspectos anteriores acresce ainda o facto do cálculo estrutural de um pavimento se basear muitas vezes em fórmulas ou ábacos que estabelecem relações entre propriedades empíricas e mecânicas, tendo essas relações sido obtidas a partir de um grande número de ensaios em materiais cujas características podem ser bastante diferentes daquelas que apresentam os materiais que serão efectivamente utilizados no pavimento. Um exemplo disso é o recurso ao ábaco de Van der Poel para estimar a rigidez do betume sob determinadas condições de temperatura e de tempo de carregamento (Figura 2.6), e que, à semelhança do BTDC, não se revela adequado para o caso dos betumes modificados.

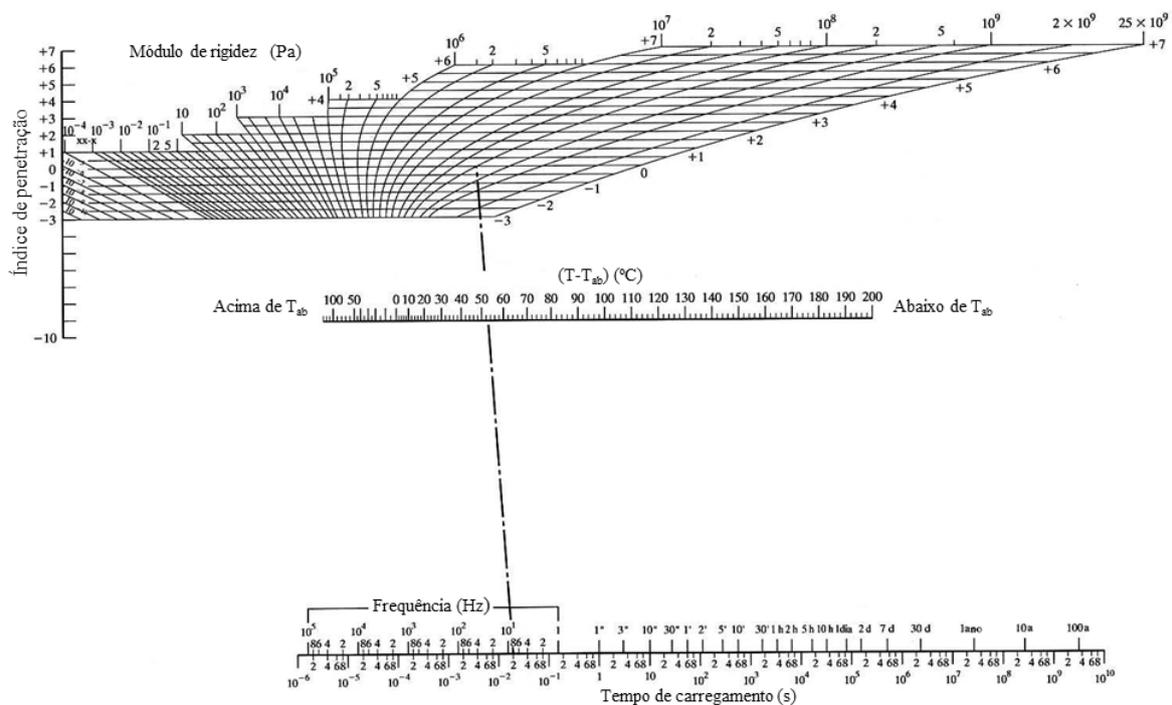


Figura 2.6 - Ábaco de Van der Poel para a determinação da rigidez do betume (adaptado de Read and Whiteoak, 2003).

Assim sendo, a caracterização reológica pode ser uma mais-valia, em particular no caso dos betumes modificados e tendo em conta o comportamento que estes apresentam tipicamente em condições de serviço. Por outras palavras, a determinação de parâmetros reológicos assume-se como um meio racional (em vez de empírico) de se caracterizar o comportamento de um betume e ao mesmo tempo viabiliza o estabelecimento de relações mais directas entre este e o comportamento das misturas betuminosas. Como tal, é bastante provável que a inclusão de parâmetros reológicos nas futuras especificações de betumes venha a ser uma realidade, mesmo que os ensaios necessários para a sua determinação possam ser mais demorados que os ensaios tradicionais.

Após tudo o que foi exposto, é ainda importante salientar que as propriedades reológicas dos betumes a uma dada temperatura dependem também da sua constituição (composição química) e

estrutura (arranjo físico das moléculas), aspectos que são desde logo influenciados pela fonte de proveniência (local de recolha do crude) e pelo próprio processo de produção destes materiais (Read and Whiteoak, 2003; Peralta, 2009). No que diz respeito aos betumes modificados com polímeros são importantes, não só as características do betume-base, mas também o tipo e quantidade de polímeros utilizados e a compatibilidade entre estes e o betume-base (Airey, 1997; Hamed, 2010). Neste sentido, a caracterização reológica pode igualmente representar uma forma eficaz de avaliação dos efeitos decorrentes da modificação de um betume.

Ressalva-se ainda que os betumes podem sofrer alterações físico-químicas ao longo do tempo devido a influências externas, seguindo um processo de envelhecimento em consequência das condições que lhes são impostas ao longo da sua vida, em particular, durante as fases construtiva e de serviço da camada do pavimento rodoviário. No entanto, considera-se que a investigação das propriedades físicas e químicas dos betumes excede claramente o âmbito deste trabalho, pelo que se efectuará o estudo destes materiais apenas de um ponto de vista reológico e sem considerar o seu envelhecimento.

2.3. Análise mecânica dinâmica

O comportamento viscoelástico também pode ser considerado como o desenvolvimento lento (ou atrasado) de tensões e deformações no tempo (Malkin, 1994). Deste modo, as propriedades mecânicas de um material viscoelástico dependem do tempo de carregamento e esta dependência pode ser observada através de ensaios transitórios (ou transientes) ou de ensaios dinâmicos.

Os ensaios transitórios podem ser de fluência ou de relaxação, consoante o material seja submetido, respectivamente, a uma tensão ou a uma deformação constante durante um certo intervalo de tempo. No entanto, no âmbito do presente trabalho serão apenas efectuados ensaios dinâmicos, pelo que estes serão abordados com maior detalhe.

Os ensaios dinâmicos mais divulgados são os chamados ensaios harmónicos, nos quais os materiais podem ser submetidos a uma deformação periódica e medir-se simultaneamente a tensão, ou vice-versa. Nas considerações que se seguem irão apenas admitir-se experiências em que os materiais são sujeitos a deformações de corte.

Assim, suponha-se que um material é submetido a uma deformação de corte, γ , que varia sinusoidalmente com o tempo, t , com uma determinada amplitude γ_0 e frequência angular ω , ou seja:

$$\gamma = \gamma_0 \text{sen}(\omega t) \tag{2.5}$$

Na gama de comportamento viscoelástico linear, quando o equilíbrio é atingido, a resposta é uma tensão, τ , que também varia sinusoidalmente com o tempo e com uma certa amplitude, τ_0 , e que

tem a mesma frequência da deformação aplicada, mas desfasada em relação a ela de um valor δ (Figura 2.7), vindo então:

$$\tau = \tau_0 \text{sen}(\omega t + \delta) \quad (2.6)$$

Nas duas equações anteriores, o tempo vem dado em segundos (s), δ em radianos (rad), e a frequência angular em rad/s, podendo esta relacionar-se com a frequência, f (Hz), através da expressão:

$$\omega = 2\pi f \quad (2.7)$$

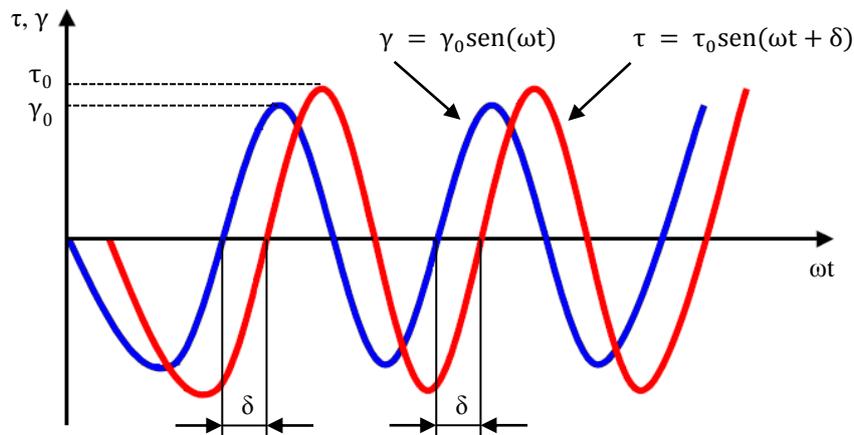


Figura 2.7 - Relação tensão-deformação durante um ensaio dinâmico a um material viscoelástico (adaptado de Rahman, 2004).

O parâmetro δ é designado por ângulo de fase e é bastante importante na análise de materiais viscoelásticos, uma vez que permite representar a quantidade relativa de deformação instantânea e atrasada. Deve notar-se que para um corpo perfeitamente elástico, a resposta da tensão estaria em fase com a deformação, isto é, ter-se-ia $\delta = 0^\circ$, e para um material puramente viscoso resultaria $\delta = 90^\circ$. Por conseguinte, no caso de um material viscoelástico como o betume, o valor de δ poderá variar entre 0° e 90° .

Expandindo a equação (2.6) resulta:

$$\tau = \tau_0 \cos\delta \text{sen}(\omega t) + \tau_0 \text{sen}\delta \cos(\omega t) \quad (2.8)$$

A partir da equação anterior, verifica-se que a tensão apresenta duas componentes, estando uma delas em fase com a deformação ($\tau_0 \cos\delta$) e a outra desfasada 90° em relação à deformação ($\tau_0 \text{sen}\delta$). Deste modo, a relação tensão-deformação pode ser definida por uma quantidade G' em fase com a deformação e por uma quantidade G'' desfasada 90° com a deformação, usualmente expressas em Pa, vindo então:

$$\tau = \gamma_0 [G' \text{sen}(\omega t) + G'' \cos(\omega t)] \quad (2.9)$$

onde:

$$G' = \frac{\tau_0 \cos \delta}{\gamma_0} \quad (2.10)$$

e

$$G'' = \frac{\tau_0 \sin \delta}{\gamma_0} \quad (2.11)$$

Alternativamente, as tensões e deformações sinusoidais podem representar-se em notação complexa, vindo:

$$\gamma^* = \gamma_0 e^{i\omega t} \quad (2.12)$$

e

$$\tau^* = \tau_0 e^{i(\omega t + \delta)} \quad (2.13)$$

onde i é a unidade imaginária ($i^2 = -1$). Assim sendo, é possível definir uma grandeza designada por módulo de corte complexo (G^*), usualmente expresso em Pa, e dado por:

$$G^* = \frac{\tau^*}{\gamma^*} = \frac{\tau_0}{\gamma_0} e^{i\delta} \quad (2.14)$$

A equação anterior pode ainda assumir a forma:

$$G^* = \frac{\tau_0}{\gamma_0} (\cos\delta + i\sin\delta) = G' + iG'' \quad (2.15)$$

O módulo de corte complexo é muitas vezes designado somente por módulo complexo. Este parâmetro pode ser encarado como uma medida da resistência total de um material à deformação quando exposto a repetidas solicitações de corte. A parte real do módulo complexo, G' , designa-se por módulo conservativo ou de armazenamento e relaciona-se com a energia armazenada em cada oscilação, enquanto a parte imaginária, G'' , designa-se por módulo dissipativo ou de perdas e relaciona-se com a energia dissipada. A Figura 2.8 ilustra a relação que existe entre G^* , G' , G'' e δ .

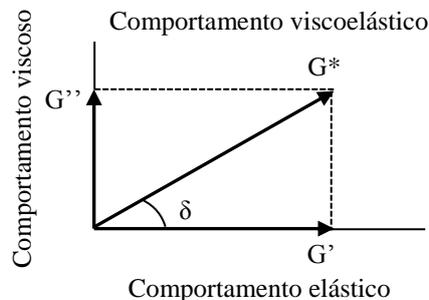


Figura 2.8 - Relação entre G^* , G' , G'' e δ (adaptado de Airey, 1997).

É também usual designar G' por módulo elástico e G'' por módulo viscoso, embora estas nomenclaturas possam gerar interpretações erradas, pois deve notar-se que a componente puramente elástica da resposta apenas é representada por uma parte do módulo de armazenamento e a componente puramente viscosa apenas é representada por uma parte do módulo dissipativo. Isto é sobretudo importante no caso dos materiais viscoelásticos, uma vez que eles podem exibir uma quantidade significativa de resposta elástica com atraso (ou resposta viscoelástica), a qual é dependente do tempo mas completamente recuperável. Nesse caso, o módulo de armazenamento e o módulo de perda reflectem ambos uma parcela da resposta viscoelástica (Airey, 1997).

Deve ainda ter-se em conta que dois materiais distintos podem apresentar, sob determinadas condições de temperatura e frequência, um módulo complexo semelhante. Contudo, nessas mesmas condições podem apresentar um ângulo de fase diferente e, portanto, o módulo complexo também não é, por si só, suficiente para descrever o comportamento viscoelástico dos materiais. Efectivamente, o valor do ângulo de fase também é necessário e, neste âmbito, faz-se notar que outra desvantagem do ábaco de Van der Poel é não contemplar a estimativa do valor desta propriedade.

Outra grandeza importante é a norma do módulo complexo, $|G^*|$, a qual é dada por:

$$|G^*| = \sqrt{(G')^2 + (G'')^2} = \frac{\tau_0}{\gamma_0} \quad (2.16)$$

Por sua vez, a relação entre G'' e G' permite avaliar a importância da dissipação viscosa no material e representa uma grandeza denominada por tangente de perdas, $\tan \delta$:

$$\tan \delta = \frac{G''}{G'} \quad (2.17)$$

De acordo com Airey (1997) é também possível obter um valor da viscosidade do betume a partir de um ensaio dinâmico. Esta viscosidade é conhecida por viscosidade complexa, η^* (Pa.s), e é definida pela seguinte relação:

$$|\eta^*| = \frac{|G^*|}{\omega} \quad (2.18)$$

Além disso, é igualmente possível estabelecer relações entre as propriedades reológicas obtidas em regime dinâmico e as propriedades associadas a ensaios em regime estacionário. No entanto, faz-se notar que, em regime dinâmico, os parâmetros reológicos fundamentais são G^* e δ , podendo os restantes ser obtidos a partir destes. Ressalva-se ainda que muitas vezes se faz referência ao módulo complexo, quando na verdade seria mais correcto referir-se a norma ou o valor absoluto do módulo complexo, e o mesmo acontece com as notações G^* ou $|G^*|$ (ou de η^* e $|\eta^*|$). Por questões de ordem prática isso também é efectuado no âmbito deste trabalho, embora se chame a atenção para este aspecto.

2.4. Reômetro de corte dinâmico

O reômetro de corte dinâmico, designado em terminologia inglesa por *Dynamic Shear Rheometer* (DSR), é um aparelho que permite caracterizar o comportamento reológico de vários materiais viscoelásticos. Hoje em dia, a maioria destes equipamentos permite medições em regime dinâmico (oscilatório), mas também em regime estacionário e em regime transiente, tomando simplesmente o nome de reômetros rotacionais. Com eles é possível obter diversas propriedades reológicas sob diferentes condições de temperatura, frequência (ou tempo de carregamento), tensão e deformação. Deste modo, este tipo de equipamento revela-se uma ferramenta ideal para estudar o comportamento dos betumes sob as condições típicas que eles experimentam em serviço.

De acordo com Cidade (2005) na gíria corrente é normal referir-se estes equipamentos como reômetros de cone e prato, reômetros de pratos paralelos e reômetros de cilindros coaxiais, ainda que na realidade, na maioria dos casos, se trate do mesmo equipamento, no qual são montadas diferentes geometrias. No entanto, a geometria mais utilizada para o estudo do comportamento reológico do betume tem sido a geometria de pratos paralelos, pelo que as considerações seguintes serão feitas com base nela.

Assim sendo, para experiências em regime dinâmico, o prato superior oscila em torno do seu eixo de forma a solicitar a amostra que está “ensandwichada” entre dois pratos paralelos. Na Figura 2.9, representa-se esquematicamente como se processa o movimento oscilatório ao longo do teste: o ponto A desloca-se até ao ponto B, passando depois pela sua posição inicial até atingir o ponto C, após o que regressa novamente à sua posição inicial. Este movimento sequencial representa um ciclo e é repetido de uma forma contínua ao longo da duração do teste. A velocidade do movimento oscilatório é traduzida pela frequência.

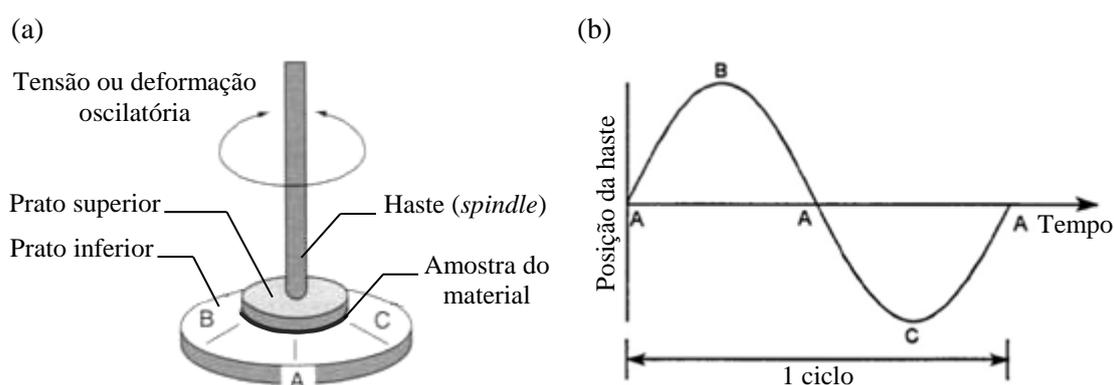


Figura 2.9 - Reômetro de corte dinâmico: representação esquemática (a) da geometria de pratos paralelos e (b) do movimento oscilatório (adaptado de Read and Whiteoak, 2003).

Normalmente os reômetros podem trabalhar no modo de tensão controlada ou de deformação controlada. No primeiro caso, o binário a aplicar no prato superior é fixo, sendo medida a rotação angular (ângulo de deflexão) correspondente, a partir da qual se obtém a deformação. No caso de

deformação controlada, o prato superior move-se entre os pontos de amplitude extrema a uma frequência estipulada, sendo medido o binário transmitido à amostra, a partir do qual se mede a tensão necessária para manter a oscilação.

Deve notar-se que no modo de tensão controlada, a deformação poderá variar entre ciclos, enquanto no modo de deformação controlada poderá variar a tensão. Essas variações estão relacionadas com a necessidade de manter um determinado valor de frequência previamente estipulado e dependem da rigidez da amostra. Segundo Airey (1997), para determinar as propriedades reológicas do betume utiliza-se normalmente o modo de deformação controlada.

O reómetro apenas mede directamente o binário (M) e a rotação angular (θ), bem como o tempo de desfasamento entre a aplicação da deformação e a resposta em termos de tensão (ou vice-versa). As restantes propriedades são obtidas a partir de cálculos realizados automaticamente por um *software* associado ao reómetro, através da utilização de equações que podem variar de acordo com o tipo de equipamento e o respectivo sistema de medição. É também através do *software* que se definem aspectos como o tipo e as condições de ensaio, o tipo de geometria ou o afastamento entre os pratos.

Para uma geometria de pratos paralelos, as amplitudes da tensão (τ_0) e da deformação (γ_0) podem ser calculadas, por exemplo, através das seguintes equações:

$$\tau_0 = \frac{2M}{\pi r^3} \tag{2.19}$$

$$\gamma_0 = \frac{\theta r}{h} \tag{2.20}$$

onde M (N.mm) é o binário medido, r (mm) é o raio do prato superior, θ (rad) é o ângulo de deflexão e h (mm) é o afastamento entre os pratos ou espessura da amostra (Figura 2.10). Verifica-se, portanto, que o cálculo das amplitudes da tensão e da deformação dependem ambas do raio do prato superior, tendo um valor nulo no centro do prato e um valor máximo junto à periferia do mesmo. Deste modo, conclui-se também que a deformação da amostra não é homogênea, sendo esta uma desvantagem inerente à geometria de pratos paralelos.

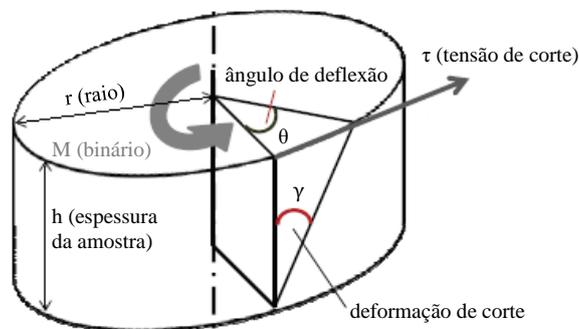


Figura 2.10 - Esquema de carregamento e deformação de uma amostra entre dois pratos paralelos (adaptado de Van den bergh, 2011).

Por sua vez, se o módulo complexo for calculado tendo em conta o valor máximo do raio, virá:

$$|G^*| = \frac{\tau_0}{\gamma_0} = \frac{2Mh}{\pi\theta r^4} \quad (2.21)$$

Embora, a nível europeu, o recurso a este tipo de equipamento para efeitos de especificação de ligantes betuminosos ainda se encontre sob validação, a verdade é que ele já é utilizado há alguns anos no âmbito das especificações *Superpave*. Estas foram um dos produtos finais do Programa Estratégico de Pesquisa Rodoviária - SHRP (*Strategic Highway Research Program*), estabelecido em 1987 nos EUA e, em conformidade com elas, os betumes passaram a ser classificados por graus de desempenho, sendo fundamental determinar o seu módulo complexo e ângulo de fase a temperaturas típicas de serviço (Read and Whiteoak, 2003).

2.5. Representação das propriedades reológicas

Os testes dinâmicos podem ser realizados em diversas condições de temperatura e frequência, podendo os valores das diferentes propriedades reológicas variar em função desses factores. Assim, é necessário que os resultados obtidos possam ser representados de uma forma útil e que possibilite a avaliação e comparação das propriedades reológicas dos betumes. De seguida, apresentam-se alguns tipos de representações mais comuns.

2.5.1. Isócronas

Uma isócrona é definida como uma equação, ou uma curva num gráfico, que representa o comportamento de um sistema a uma frequência (ou tempo de carregamento) constante. Assim, curvas do módulo complexo ou de outras propriedades viscoelásticas, em função da temperatura e a uma frequência constante são isócronas (Eurobitume, 1996).

Este tipo de representação permite dar uma ideia clara de como variam as propriedades reológicas dos betumes em função da temperatura. Na Figura 2.11 ilustram-se exemplos de isócronas do módulo complexo e do ângulo de fase de um betume puro (BP) e desse mesmo betume modificado com 3, 5 e 7% de polímeros SBS (PMB2, PMB5 e PMB7).

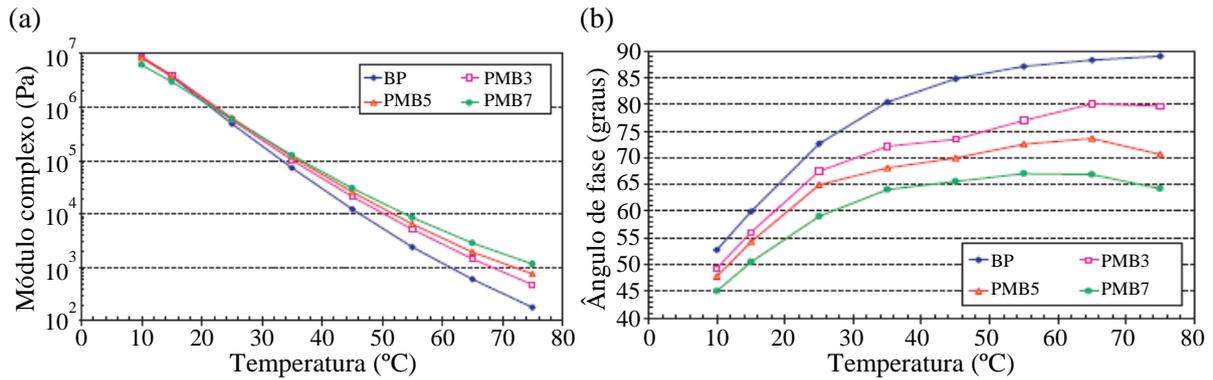


Figura 2.11 - Exemplos de isócronas de diferentes betumes submetidos a uma frequência de 1 Hz: (a) isócronas do módulo complexo e (b) isócronas do ângulo de fase (adaptado de Airey, 2004).

2.5.2. Isotérmicas

Uma isotérmica é uma equação, ou uma curva num gráfico, que representa o comportamento de um sistema a uma temperatura constante. Deste modo, curvas do módulo complexo ou de outras propriedades viscoelásticas, em função da frequência e a uma temperatura constante são isotérmicas (Eurobitume, 1996). Na Figura 2.12 encontram-se exemplos deste tipo de representação.

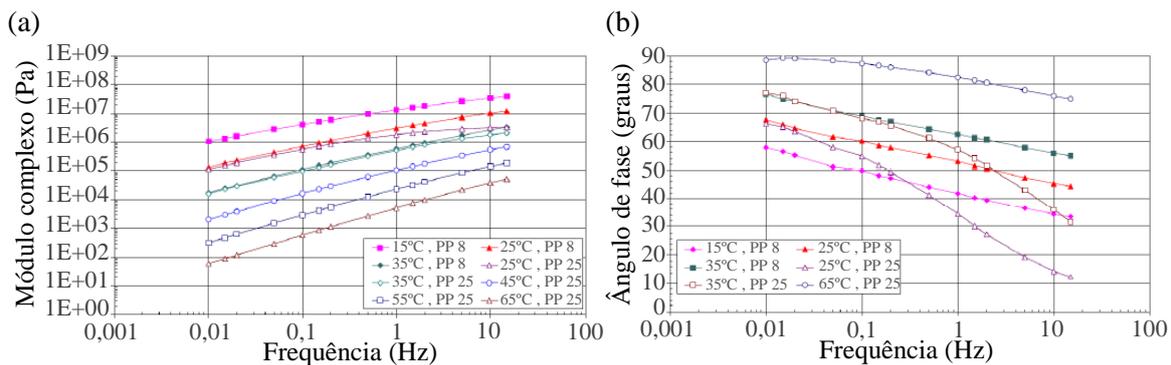


Figura 2.12 - Exemplos de isotérmicas de um betume: (a) isotérmicas do módulo complexo e (b) isotérmicas do ângulo de fase (adaptado de Airey, 2002).

Salienta-se que, na prática, as medições efectuadas com o reómetro de corte dinâmico são apenas realizadas numa gama limitada de frequências, sendo por isso impossível representar através de uma isotérmica a variação de uma determinada propriedade reológica numa gama muito ampla de frequências.

2.5.3. Curvas-mestras

O trabalho efectuado por vários investigadores permitiu mostrar que existe uma interrelação entre temperatura e frequência (ou tempo de carregamento), sendo possível que as medições realizadas a diferentes temperaturas se possam sobrepor de forma a darem origem a uma curva contínua, ou seja, uma curva-mestra. O princípio utilizado para estabelecer a referida relação entre frequência (tempo) e

temperatura e, conseqüentemente, para produzir a curva-mestra é conhecido por princípio da sobreposição tempo-temperatura (TTSP – *Time Temperature Superposition Principle*) e a forma mais simples de o aplicar consiste em deslocar manualmente as diferentes curvas isotérmicas obtidas, de modo a que a sua sobreposição origine uma curva única, a uma dada temperatura de referência (T_{ref}) que pode ser arbitrariamente escolhida (Figura 2.13) (Airey, 1997).

O valor do deslocamento para que se obtenha a sobreposição pretendida é designado por factor de deslocamento e na maioria dos estudos relacionados com materiais betuminosos têm sido usualmente considerados apenas factores correspondentes a deslocamentos horizontais, a_T , os quais dependem unicamente da temperatura (Yussof, 2012).

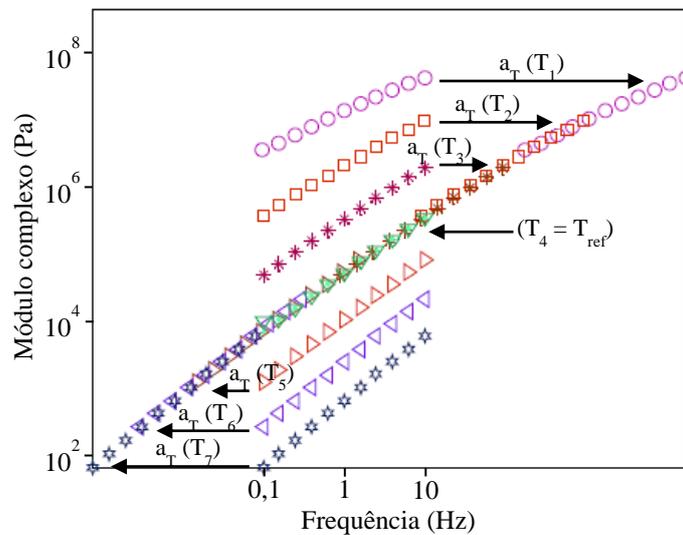


Figura 2.13 - Exemplo de aplicação do princípio da sobreposição tempo-temperatura para a construção de uma curva-mestra correspondente ao módulo complexo (adaptado de Yussof, 2012).

Uma das grandes vantagens das curvas-mestras é possibilitarem a previsão dos valores de uma determinada propriedade reológica ao longo de uma gama de frequências mais ampla do que aquela que foi inicialmente utilizada nos ensaios, o que é desejável, não só porque a realização de ensaios numa gama alargada de frequências é um procedimento moroso, como também pelo facto de poderem existir algumas limitações nos equipamentos de medida (limites superiores e inferiores de frequência) (Cidade, 2005). Deste modo, a curva-mestra deve ser representada num gráfico em que a variável associada ao eixo das abcissas seja transformada numa nova variável.

Admitindo que no eixo das abcissas se representa o logaritmo da frequência ($\log(f)$), a nova variável, usualmente designada por frequência logarítmica reduzida ou frequência equivalente ($\log(f_r)$), será dada por:

$$\log(f_r) = \log(f) + \log(a_T) \quad (2.22)$$

No caso da curva isotérmica correspondente à temperatura de referência (conhecida por curva de referência) ter-se-á $\log(a_T) = 0$ e, portanto, $\log(f_r) = \log(f)$. No caso das restantes curvas

isotérmicas, os valores de $\log(a_T)$ associados a cada uma delas poderão tomar valores positivos ou negativos, consoante o seu deslocamento seja para a direita ou para a esquerda, respectivamente.

Os factores de deslocamento utilizados na construção de uma curva-mestra podem ser simplesmente apresentados numa tabela ou num gráfico, geralmente do tipo $\log(a_T)$ versus temperatura (Airey, 1997). No entanto, podem também aplicar-se modelos que permitam descrever a relação entre essas duas variáveis. No âmbito deste trabalho cita-se apenas a equação de William, Landel e Ferry, que segundo Airey (1997) tem sido amplamente utilizada para determinar os factores de deslocamento de betumes. Além disso, Yussof *et al.* (2011) mostraram que esta equação fornece um excelente ajustamento em relação aos valores de a_T previstos quando comparada com outras equações propostas na literatura.

A equação de William, Landel e Ferry é então dada por:

$$\log(a_T) = \frac{-c_1(T - T_{ref})}{c_2 + (T - T_{ref})} \quad (2.23)$$

em que a_T é o factor de deslocamento associado à temperatura T , T_{ref} é a temperatura de referência e c_1 e c_2 são constantes empíricas que dependem do material. Estas constantes podem ser calculadas a partir da forma linear da equação (2.23), vindo (Airey, 1997):

$$-\frac{T - T_{ref}}{\log(a_T)} = \frac{c_2}{c_1} + \frac{1}{c_1}(T - T_{ref}) \quad (2.24)$$

É fácil perceber que se as constantes c_1 e c_2 tomarem valores universais, os factores de deslocamento podem ser simplesmente descritos em função de T_{ref} . No entanto, embora já tenham sido feitas várias propostas para os valores de c_1 e c_2 , a realidade é que os valores destas constantes podem ser influenciados por aspectos tais como o tipo de betume, a temperatura de referência escolhida ou o estado de envelhecimento do material. Deste modo, no que respeita aos betumes, parece continuar a ser preferível que as constantes sejam obtidas a partir dos resultados experimentais, recorrendo-se a um processo de optimização (Airey, 1997; Yussof, 2012).

É também importante referir que um material cuja curva-mestra possa ser construída através do procedimento anteriormente descrito é designado como um material termo-reologicamente simples. Por outro lado, a eventual existência de irregularidades na curva-mestra pode ser um indicador da presença de mudanças estruturais no betume causadas pela variação de temperatura, o que se mostrou acontecer, por exemplo, em alguns betumes modificados com polímeros (Airey, 1997).

De facto, há que sublinhar que a simplicidade termo-reológica dos betumes tem sido alvo de alguma controvérsia, pois alguns autores defendem que o princípio da sobreposição tempo-temperatura não é aplicável para elevadas temperaturas, especialmente no caso de betumes modificados, enquanto outros defendem que o comportamento de muitos betumes modificados pode ser razoavelmente bem representado por curvas-mestras baseadas nas suas propriedades viscoelásticas

lineares. No entanto, mesmo existindo esta falta de consenso, o princípio da sobreposição tempo-temperatura tem sido bastante aplicado para a construção de curvas-mestras, quer no caso de betumes puros, quer no caso de betumes modificados (Cuadri *et al.*, 2013).

Na Figura 2.14 ilustram-se exemplos de curvas-mestras do módulo complexo e do ângulo de fase de diferentes betumes, em que as notações BP, PMB3, PMB5 e PMB7 têm o mesmo significado que o referido no subcapítulo 2.5.1.

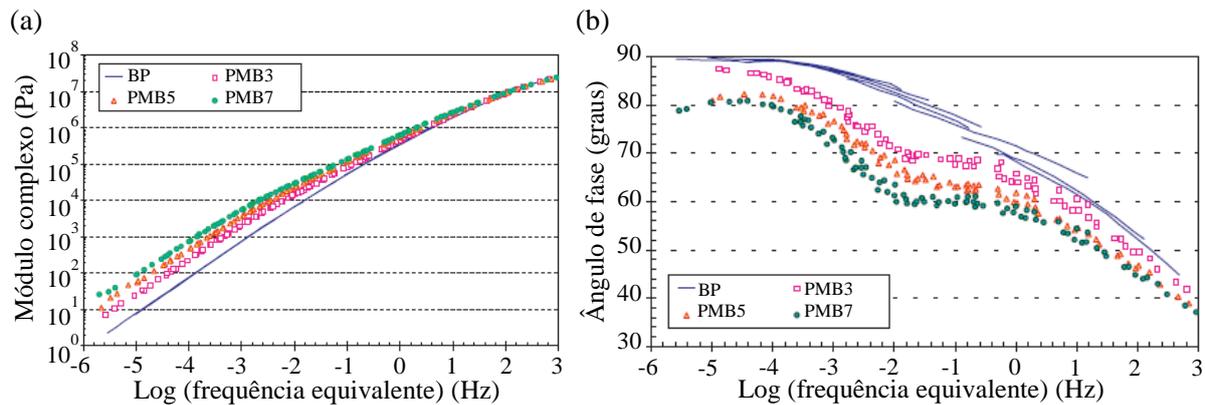


Figura 2.14 - Exemplos de curvas-mestras de diferentes betumes, obtidas para uma temperatura de referência de 25°C: (a) curvas-mestras do módulo complexo e (b) curvas-mestras do ângulo de fase (adaptado de Airey, 2004).

2.5.4. Diagramas de Black

Os diagramas de Black são gráficos nos quais o módulo complexo é representado em função do ângulo de fase, tal como se mostra na Figura 2.15 (Eurobitume, 1996).

Nestas representações não existe qualquer referência à temperatura ou à frequência e, à semelhança do que acontece com as curvas-mestras, uma curva suave é um indicador da equivalência tempo-temperatura, enquanto uma curva irregular ou dispersa indica uma falha do princípio da sobreposição tempo-temperatura, associada por exemplo à presença de polímeros (Airey, 1997).

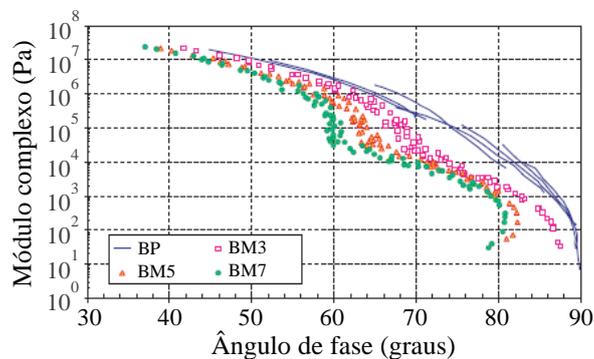


Figura 2.15 - Exemplo de diagramas de Black de diferentes betumes (adaptado de Airey, 2004).

2.5.5. Diagramas de Cole-Cole

Os diagramas de Cole-Cole são gráficos onde se representa o módulo dissipativo (G'') em função do módulo conservativo (G'), conforme se ilustra na Figura 2.16 (Eurobitume, 1996). De acordo com Airey (1997), estas representações permitem analisar o balanço viscoelástico do betume e, tal como os diagramas de Black, não incorporam frequência nem temperatura em nenhum dos eixos.

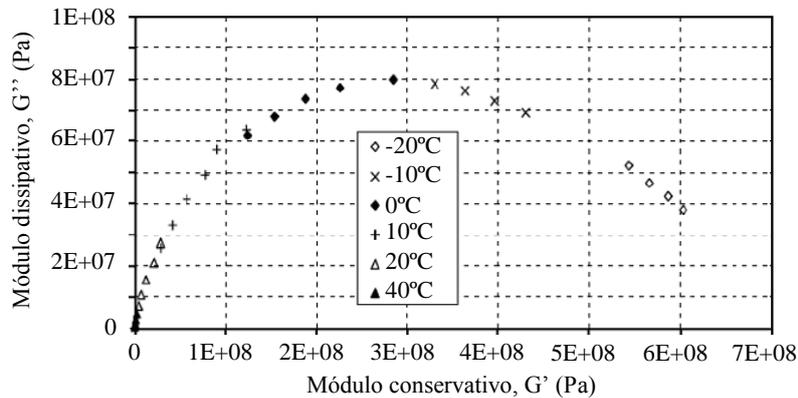


Figura 2.16 - Exemplo de um diagrama de Cole-Cole (adaptado de Yussof, 2012).

2.6. Modelos reológicos

Reconhece-se que o estabelecimento de modelos reológicos pode constituir uma boa alternativa para descrever as propriedades reológicas dos materiais e, no que respeita às propriedades viscoelásticas lineares dos betumes, é possível efectuar-se actualmente uma modelação matemática ou mecânica.

No caso da abordagem matemática, recorre-se a uma formulação matemática para se efectuar um ajustamento aos resultados experimentais. Por outro lado, na abordagem mecânica faz-se uso do facto das propriedades viscoelásticas lineares poderem ser representadas por uma combinação de elementos, tais como molas, que obedecem à lei de Hooke, e amortecedores, que obedecem à lei de Newton (Yussof, 2012). Uma vez que no âmbito deste trabalho se optou pela modelação mecânica, esta será seguidamente descrita com maior pormenor.

Assim sendo, há que começar por referir que os modelos mecânicos mais simples são os de Maxwell e Kelvin, os quais são representados pela associação em série e em paralelo, respectivamente, de uma mola com um amortecedor (Figura 2.17).

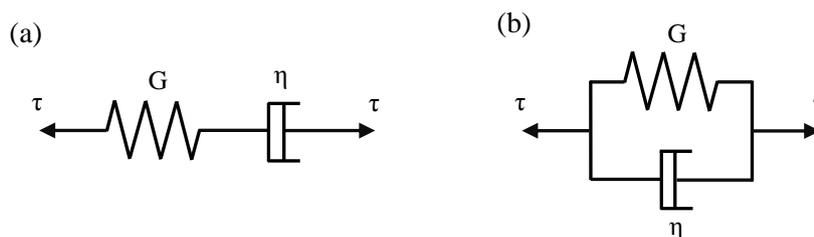


Figura 2.17 - Modelos reológicos: (a) de Maxwell e (b) de Kelvin.

Os modelos atrás indicados estão associados a espectros discretos de relaxação, isto é, a um decaimento exponencial simples da tensão com o tempo, e não permitem descrever correctamente o comportamento complexo dos materiais betuminosos. Porém, constituem o ponto de partida para a criação de modelos mais complexos, tais como o modelo de Maxwell generalizado (Figura 2.18 – (a)), que consiste numa associação de n elementos de Maxwell em paralelo, e o modelo de Kelvin generalizado (Figura 2.18 – (b)), que consiste numa associação de n elementos de Kelvin em série (Olard and Di Benedetto, 2003; Cidade, 2005).

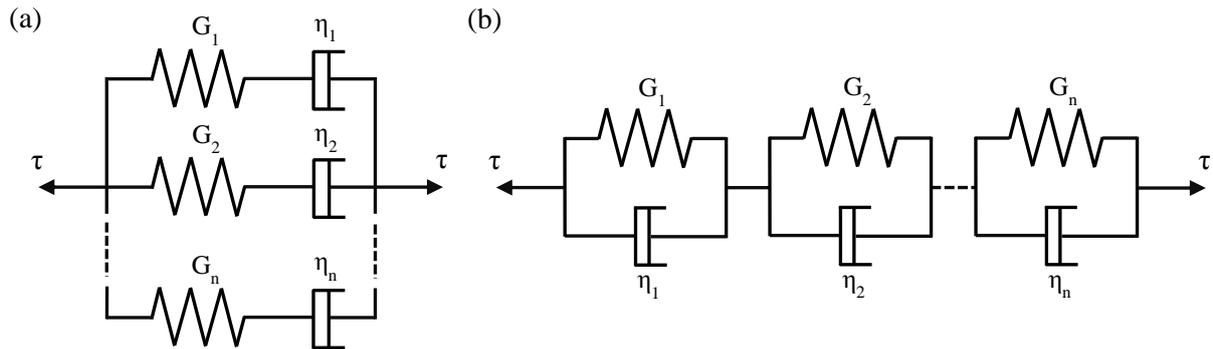


Figura 2.18 - Modelos reológicos: (a) de Maxwell e (b) de Kelvin generalizados.

Considerando um número suficiente de elementos de Maxwell em paralelo ou de Kelvin em série, é possível considerar vários tempos de relaxação discretos (tantos quantos os elementos considerados) e no limite é possível obter um espectro de relaxação contínuo (número de tempos de relaxação a tender para infinito) (Cidade, 2005). De acordo com Olard and Di Benedetto (2003), os modelos de Maxwell e Kelvin generalizados permitem descrever satisfatoriamente o comportamento de betumes e misturas betuminosas quando se considera um número suficiente de elementos, sendo a modelação tanto mais rigorosa quanto maior for o número de elementos considerado.

Outra alternativa consiste na utilização de modelos com representação baseada em espectros de relaxação contínuos (podem ser representados por um número infinito de modelos elementares de Kelvin em série ou de modelos elementares de Maxwell em paralelo). Nesses modelos, alguns dos elementos representam uma resposta viscosa parabólica em relação ao tempo, em vez de linear como no caso do amortecedor comum, e no âmbito da descrição do comportamento de betumes e misturas betuminosas destacam-se os modelos de Huet, Huet-Sayegh e mais recentemente o modelo de Huet-Sayegh modificado ou 2S2P1D (Figura 2.19), o qual, por resultar de uma evolução dos dois outros modelos, será abordado com maior detalhe (Olard and Di Benedetto, 2003; Minhoto, 2005).

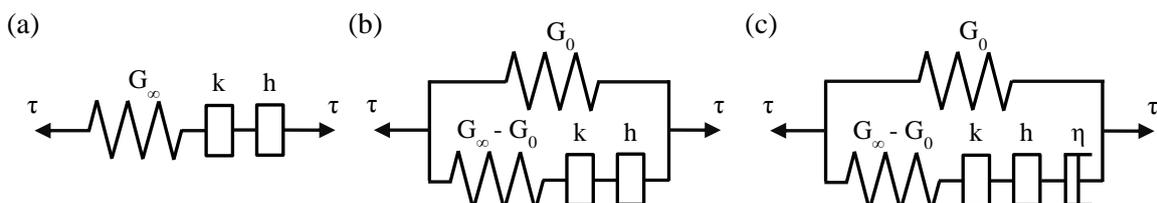


Figura 2.19 - Modelos reológicos: (a) de Huet, (b) de Huet-Sayegh e (c) 2S2P1D.

O modelo 2S2P1D foi desenvolvido por Olard e Di Benedetto (2003) e a referida designação resulta do facto do modelo ser representado por uma associação de duas molas, dois amortecedores parabólicos e um amortecedor linear (*2 Springs, 2 Parabolic creep elements and 1 Dashpot*, em inglês).

De acordo com o modelo 2S2P1D, o módulo complexo pode ser dado por:

$$G^*(\omega) = G_0 + \frac{G_\infty - G_0}{1 + \alpha(i\omega\lambda)^{-k} + (i\omega\lambda)^{-h} + (i\omega\beta\lambda)^{-1}} \quad (2.25)$$

onde k e h são expoentes tais que $0 < k < h < 1$ (se k ou h fossem iguais a zero os elementos parabólicos funcionariam como uma mola enquanto se k e h fossem iguais a 1 os elementos parabólicos funcionariam como um amortecedor linear), α é uma constante, G_0 é o valor do módulo complexo quando $\omega \rightarrow 0$, G_∞ é o valor do módulo complexo quando $\omega \rightarrow \infty$. Por sua vez, β é uma constante definida a partir de:

$$\beta = \frac{\eta}{(G_\infty - G_0)\lambda} \quad (2.26)$$

onde η representa a viscosidade newtoniana (associada ao amortecedor linear) e λ é uma constante designada por tempo característico e que depende apenas da temperatura. Estes parâmetros são considerados específicos para cada cada betume (Yussof, 2012).

Van Rompu (2006), citado em Yussof (2012), refere que a equação (2.25) pode ser apresentada na forma:

$$G^*(\omega) = \frac{G_\infty - G_0}{1 + R(\omega) + iS(\omega)} \quad (2.27)$$

em que:

$$R(\omega) = \alpha(\omega\lambda)^{-k} \times \cos\left(\frac{k\pi}{2}\right) + (\omega\lambda)^{-h} \times \cos\left(\frac{h\pi}{2}\right) \quad (2.28)$$

e

$$S(\omega) = -(\omega\beta\lambda)^{-1} - \alpha(\omega\lambda)^{-k} \times \sin\left(\frac{k\pi}{2}\right) - (\omega\lambda)^{-h} \times \sin\left(\frac{h\pi}{2}\right) \quad (2.29)$$

As partes real e imaginária da equação (2.27), podem ser separadas da seguinte forma:

$$\begin{aligned} G^*(\omega) &= G_0 + \frac{(G_\infty - G_0) \times (1 + R(\omega) - iS(\omega))}{(1 + R(\omega))^2 + S^2(\omega)} \\ &= \left[G_0 + \frac{(G_\infty - G_0) \times (1 + R(\omega))}{(1 + R(\omega))^2 + S^2(\omega)} \right] + i \left[\frac{(G_\infty - G_0) \times (-S(\omega))}{(1 + R(\omega))^2 + S^2(\omega)} \right] \end{aligned} \quad (2.30)$$

A partir da equação anterior e tendo em conta as equações (2.15), (2.16) e (2.17) é então possível calcular a norma do módulo complexo e o ângulo de fase.

Há que notar que são necessárias 7 constantes (G_0 , G_∞ , α , k , h , λ e β) para descrever o comportamento viscoelástico de um betume. No entanto, uma vez que os betumes apresentam um valor experimental de G_0 muito próximo de zero, G_0 pode ser considerado igual a zero (Olard and Di Benedetto, 2003). Além disso, segundo Yussof (2012), o valor de G_∞ pode ser tomado como igual a 1×10^9 Pa para a maioria dos betumes. As funções dos parâmetros α , k , h e β encontram-se explicadas no Quadro 2.1.

Quadro 2.1 - Funções dos parâmetros h , k , α e β do modelo 2S2P1D.

Parâmetro	Função
h	Controla o declive do diagrama Cole-Cole para baixos valores de G''
k	Controla o declive do diagrama Cole-Cole para elevados valores de G''
α	Controla o declive da curva-mestra na região de baixas temperaturas ou elevadas frequências e a altura do pináculo do diagrama Cole-Cole
β	Controla o declive da curva-mestra na região de elevadas temperaturas ou baixas frequências

De acordo com Olard and Di Benedetto (2003), uma forma possível de determinar as constantes do modelo 2S2P1D consiste em minimizar a diferença entre o módulo complexo obtido experimentalmente e aquele que foi calculado a partir do modelo em n pontos de frequência angular ω_i . Assim, à temperatura de referência (T_{ref}), pode utilizar-se o comando *Solver* do programa *MS Excel* de forma a minimizar a seguinte expressão (Olard and Di Benedetto, 2003):

$$\sum_{i=1}^{i=n} ([G'(\omega_i) - G'_m(\omega_i)]^2 + [G''(\omega_i) - G''_m(\omega_i)]^2) \quad (2.31)$$

onde $G'(\omega_i)$ e $G''(\omega_i)$ correspondem, respectivamente, ao módulo conservativo e dissipativo que foram obtidos experimentalmente e $G'_m(\omega_i)$ e $G''_m(\omega_i)$ representam, respectivamente, o módulo conservativo e dissipativo calculados a partir do modelo 2S2P1D.

Contudo, as constantes são geralmente escolhidas manualmente, utilizando-se um método de tentativa-erro até que os valores das mesmas conduzam a um ajustamento aos resultados experimentais considerado aceitável (Yussof, 2012).

Olard and Di Benedetto (2003) constataram que o modelo 2S2P1D pode ser aplicável a betumes e a misturas betuminosas e, conseqüentemente, mostraram que este modelo pode ser utilizado para o estabelecimento de correlações entre as propriedades reológicas desses materiais. Por sua vez, Yussof (2012) confirmou que o modelo 2S2P1D permite descrever satisfatoriamente o comportamento reológico de betumes, embora existam algumas falhas no ajustamento aos resultados experimentais relativos a betumes modificados com polímeros, nomeadamente no que respeita aos valores do ângulo

de fase. Adicionalmente, Yussof (2012) verificou também a aplicabilidade do modelo 2S2P1D a mastiques betuminosos.

No Quadro 2.2 resumem-se alguns valores das constantes do modelo 2S2P1D relativas a betumes.

Quadro 2.2 - Alguns valores indicados na literatura para as constantes do modelo 2S2P1D relativas a betumes.

Fonte	Betume	Temperatura de referência (°C)	G_0 (Pa)	G_∞ (Pa)	k	h	α	λ	β
(Olard and Di Benedetto, 2003)	10/20	10°C	0	2,00E+09	0,19	0,52	2,2	2,5E-03	800
	50/70		0	2,00E+09	0,18	0,55	2,0	1,9E-04	320
	PMB		0	2,00E+09	0,18	0,54	2,1	5,5E-06	1000
(Delaporte <i>et al.</i> , 2007)	50/70	10°C	0	9,00E+08	0,21	0,55	2,3	8,0E-05	400
(Yussof, 2012)	10/20	10°C	0	1,00E+09	0,22	0,64	4,0	6,0E-03	90
	35/50		0	1,00E+09	0,22	0,64	4,0	1,5E-03	90
	40/60		0	1,00E+09	0,22	0,64	4,0	3,0E-04	90
	PMB ^(3%EVA)		0	1,00E+09	0,21	0,55	3,5	7,0E-05	900
	PMB ^(7%EVA)		0	1,00E+09	0,21	0,55	5,0	1,0E-04	6000
	PMB ^(3%SBS)		0	1,00E+09	0,21	0,55	2,3	3,0E-05	1500
	PMB ^(7%SBS)		0	1,00E+09	0,21	0,55	2,3	5,0E-06	20000
(Haider <i>et al.</i> , 2009)	60/70	25°C	0	9,00E+08	0,30	0,70	4,0	1,5E-05	40
	PMB ^(1,35%EI)		0	9,00E+08	0,30	0,80	6,0	5,0E-05	250
	40/50		0	9,00E+08	0,20	0,60	4,0	1,2E-05	40

^(3%EVA) betume modificado com 3% de polímeros EVA; ^(7%EVA) betume modificado com 7% de polímeros EVA; ^(3%SBS) betume modificado com 3% de polímeros SBS; ^(7%SBS) betume modificado com 7% de polímeros SBS; ^(1,35%EI) betume modificado com 1,35% de polímeros Elvaloy.

A partir do Quadro 2.2 é possível verificar que os valores das constantes não diferem substancialmente. Em particular, o valor de G_0 é sempre considerado igual a zero. Por outro lado, tomando 1×10^9 Pa como um valor representativo de G_∞ , a maior variabilidade parece ocorrer nos valores de λ e β . Além disso, comparativamente aos betumes puros, os betumes modificados com polímeros tendem a apresentar menores valores de λ e maiores valores de β .

Embora seja relativamente recente e não existam na literatura muitos casos de aplicação do modelo 2S2P1D, há porém que referir que este modelo aparenta possuir bastantes potencialidades para ser utilizado em análises estruturais dos pavimentos considerando a teoria da viscoelasticidade linear em vez da tradicional teoria da elasticidade que, como já se sabe, só é válida para descrever o comportamento dos materiais betuminosos a baixas temperaturas ou para reduzidos tempos de carregamento.

3. Avaliação da resistência de betumes em relação à fadiga

3.1. Generalidades

A fadiga de um material é um dos fenómenos mais comumente observados quando o mesmo é exposto a carregamentos múltiplos ou cíclicos, manifestando-se através do início e conseqüente propagação de danos (Partl *et al.*, 2013).

Em particular, este fenómeno ocorre também nos pavimentos rodoviários, sendo originado pela passagem repetida dos veículos. Embora em cada aplicação do carregamento os níveis das extensões resultantes sejam consideravelmente mais baixos do que aqueles que induzem a rotura imediata do material, a acumulação sucessiva de extensões irreversíveis acaba por levar ao aparecimento de fendas que habitualmente se propagam desde a parte inferior das camadas betuminosas até à superfície e na zona de passagem dos rodados dos veículos (Minhoto, 2005; Silva, 2005; Branco *et al.*, 2011).

Deste modo, para efeitos de dimensionamento dos pavimentos rodoviários, é essencial determinar a resistência à fadiga de uma mistura betuminosa. Para esse fim podem ser utilizados diversos métodos que envolvem uma grande variedade de técnicas de ensaio, tipos de equipamentos, configuração, tipo e modo de carregamento, condições de ensaio e procedimentos de análise. Tipicamente são estabelecidas leis de fadiga (que exprimem normalmente a relação entre o estado de tensão-deformação e o número máximo admissível de aplicações de carga até se verificar um dado critério de falha) a partir de ensaios laboratoriais com carregamentos repetidos que são conduzidos a diferentes níveis de tensão ou deformação, e com os quais se procura reproduzir tanto quanto possível as condições verificadas *in situ*. Tais ensaios têm sido amplamente utilizados, ainda que sejam algo morosos e dispendiosos (Minhoto, 2005; Silva, 2005; Fontes, 2009; Partl *et al.*, 2013).

É conveniente notar que a resistência à fadiga das misturas betuminosas durante os testes de fadiga pode ser influenciada por diversos factores, tais como as condições de ensaio (por exemplo a temperatura de teste ou o modo e amplitude do carregamento), tipo e teor em betume, tipo de agregados e adesão entre estes e o betume e porosidade da mistura (Fontes, 2009; Hamed, 2010; Van den bergh, 2011). Contudo, ainda que a resistência à fadiga das misturas betuminosas não dependa somente do tipo de betume, a verdade é que tem havido um crescente interesse em avaliar a resistência dos betumes em relação a esse fenómeno.

De facto, vários autores consideram que o betume tem um papel importante na resistência à fadiga de uma mistura betuminosa, o qual é sobretudo evidente se se tiver em conta que a maioria das fendas causadas por fadiga se propagam tipicamente ao longo do filme de betume e não através dos agregados (Soenen *et al.*, 2004; Partl *et al.*, 2013; Hintz, 2012).

Neste contexto, há que referir que o reómetro de corte dinâmico e a geometria de pratos paralelos têm sido commumente utilizados para testes de fadiga em betumes, ainda que estes sejam relativamente recentes. Segundo Partl *et al.* (2013) e Botella *et al.*(2012), os primeiros testes de fadiga em betumes foram realizados no final dos anos 90, destacando-se, por exemplo, os trabalhos de Bahia *et al.* (1999) ou Soenen and Eckmann (1999).

A avaliação da resistência à fadiga de betumes pode ter múltiplos objectivos, mas entre eles podem apontar-se os seguintes: compreender a contribuição dos betumes para a resistência à fadiga de uma mistura betuminosa; avaliar o seu comportamento intrínseco em relação à fadiga, incluindo a análise da eficácia do uso de agentes modificadores; comparar betumes em termos do seu desempenho em relação à fadiga (o que pode auxiliar no processo de escolha do betume mais adequado para um determinado caso específico de aplicação, evitando-se danos prematuros da mistura betuminosa em serviço); avaliar a sua capacidade auto-regeneradora e desenvolver metodologias de teste que possam eventualmente fazer parte de novas especificações (Partl *et al.*, 2013).

Uma vez que a ocorrência de fendilhamento (ou danos) por fadiga é mais acentuada a temperaturas de serviço baixas a intermédias, os ensaios são normalmente realizados numa gama de temperaturas compreendidas aproximadamente entre 10°C e 30°C.

3.2. Capacidade auto-regeneradora

Um outro factor que tem uma influência importante na resistência à fadiga das misturas betuminosas é a sua capacidade de auto-regeneração, conhecida como *healing* em inglês.

A capacidade auto-regeneradora pode ser encarada como o processo de recuperação de micro ou macro danos num material, principalmente durante os períodos de repouso entre carregamentos. A ocorrência deste fenómeno em misturas betuminosas tem sido notada há já alguns anos, embora a sua relação com a fadiga das mesmas não esteja ainda completamente clarificada (Partl *et al.*, 2013).

De facto, em condições reais, os pavimentos não são solicitados de uma forma contínua e os rodados dos veículos não passam sempre no mesmo local, existindo períodos de repouso variáveis entre os sucessivos carregamentos, que se verificou serem parcialmente responsáveis pelo facto das misturas betuminosas apresentarem uma vida de fadiga *in situ* mais longa do que aquela que foi prevista em laboratório através de ensaios cíclicos contínuos. Deste modo, para efeitos de dimensionamento de pavimentos, o efeito da auto-regeneração é geralmente considerado através de factores determinados em laboratório e que derivam frequentemente da relação entre os resultados de testes de fadiga com e sem períodos de repouso. Contudo, ainda não existe consenso quanto ao método de determinação desses factores, pelo que eles podem assumir valores muito diferentes (Little and Bhasin, 2007; Van den bergh and Van de Ven, 2012).

Normalmente, a auto-regeneração é classificada como coesiva ou adesiva, consoante o processo de recuperação dos danos ocorra no interior do filme de betume ou nas interfaces de ligação

entre o betume e os agregados da mistura betuminosa. No entanto, alguns autores consideram que o betume influencia bastante o processo e o potencial de auto-regeneração de uma mistura betuminosa, sendo importante o estudo deste fenómeno à escala do ligante betuminoso, sem considerar a interacção com os agregados. Neste sentido, foram já realizados alguns estudos que têm em conta o fenómeno de auto-regeneração dos betumes, sendo frequente o recurso ao reómetro de corte dinâmico, à semelhança do que acontece com os ensaios de fadiga realizados a estes materiais (Lu *et al.*, 2003; Shen *et al.*, 2010; Qiu *et al.*, 2011; Tan *et al.*, 2012; Santagata *et al.*, 2013).

Mais especificamente, e de acordo com Little *et al.* (1999), citado em Gaskin (2013), a auto-regeneração coesiva é uma restauração parcial da estrutura intrínseca do betume através das superfícies adjacentes das fendas. Como tal, a capacidade auto-regeneradora pode ser encarada como um fenómeno que reverte o crescimento das fendas e que conduz a um aumento da vida de fadiga do material.

No entanto, ressalva-se que a capacidade auto-regeneradora dos betumes é um fenómeno complexo e apesar de existirem vários estudos, teorias e mecanismos para o descrever, a verdade é que ele ainda não está completamente clarificado nem explicado. Neste âmbito, Gaskin (2013) refere que várias pesquisas têm demonstrado, não só a complexidade do fenómeno de auto-regeneração, mas também a sua dependência de vários factores intrínsecos e extrínsecos, nomeadamente a reologia e composição química do betume, os períodos de repouso, temperatura e nível de dano.

Sutharsan (2010) verificou, por exemplo, que independentemente das condições de teste, um betume modificado com polímeros apresenta maior taxa de regeneração do que um betume não modificado. Adicionalmente, constatou que, para maiores deformações, os danos acumulam-se mais rapidamente e resulta uma menor recuperação dos mesmos, sendo esta negligenciável a partir de um certo valor de deformação.

Relativamente ao efeito dos períodos de repouso, Van den bergh (2011) refere que tem sido demonstrado que longos períodos de repouso resultam numa maior auto-regeneração e, como tal, numa maior vida de fadiga.

Já de acordo com Partl *et al.* (2013), os materiais betuminosos evidenciam uma capacidade auto-regeneradora devido a efeitos tixotrópicos, isto é, graças ao facto da viscosidade inicial ser restaurada após a remoção do carregamento. Porém, Hintz (2012) refere que a tixotropia não é um mecanismo associado aos danos e, por conseguinte, a recuperação destes deve ser analisada em termos de capacidade auto-regeneradora e não de efeitos tixotrópicos, ainda que na prática seja difícil distinguir um fenómeno do outro.

Santagata *et al.* (2012) reportam ainda que o fenómeno do endurecimento físico do betume, traduzido por aumento de rigidez em condições isotérmicas, também não deve ser confundido com a capacidade de auto-regeneração.

Face às considerações anteriores, torna-se importante salientar que durante os testes laboratoriais surgem muitas dificuldades, particularmente no que respeita à simulação, quer das condições de carregamento *in situ*, quer do próprio fenómeno de auto-regeneração.

3.3. Algumas abordagens para avaliação da resistência à fadiga

3.3.1. Critério tradicional de falha

Para a caracterização da resistência à fadiga é necessário começar por definir, quer o tipo e condições de ensaio, quer um critério de falha. No entanto, nem as condições de ensaio, nem o critério de falha são consensuais na literatura, pelo que a vida à fadiga (número de ciclos até se atingir um dado critério de falha) irá à partida depender logo destes aspectos.

Johnson (2010) e Hintz, (2012), citando o trabalho de Monismith *et al.* (1970), referem que as misturas betuminosas e os betumes demonstram uma relação bem definida entre a amplitude de carregamento e a vida à fadiga (N_f), a qual pode ser expressa por uma equação do tipo:

$$N_f = A \cdot X^B \quad (3.1)$$

em que X representa a amplitude de carregamento (tensão ou deformação) e A e B são constantes que dependem do tipo de material, e que podem ser obtidas a partir da realização de ensaios cíclicos a diversas amplitudes de carregamento. Na Figura 3.1 representa-se esquematicamente a lei de fadiga definida pela equação anterior.

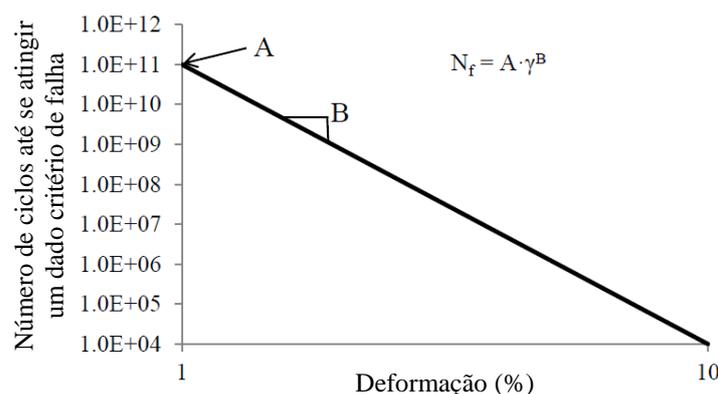


Figura 3.1 - Lei de fadiga (adaptado de Hintz, 2012).

Relativamente ao carregamento, pode utilizar-se o modo de tensão ou de deformação controlada, tendo a experiência mostrado que, para o mesmo nível de tensão inicial, os testes de deformação controlada requerem tipicamente mais ciclos de carregamento para causar o mesmo nível de dano que os testes de tensão controlada (Sutharsan, 2010).

Tendo em conta que a fadiga das misturas betuminosas se traduz por uma diminuição da sua rigidez, a vida à fadiga em ensaios a deformação controlada é definida tradicionalmente com base no número de ciclos até que se atinja uma redução do módulo de rigidez em 50% do seu valor inicial ($N_{f,50}$). Pelo contrário, nos testes a tensão controlada, a vida à fadiga é normalmente definida pelo colapso completo da amostra, uma vez que é bem visível neste tipo de ensaios, ao contrário do que acontece nos ensaios a deformação controlada (Fontes, 2009). Como tal, no modo de deformação controlada, o número de ciclos até se atingir 50% de redução do módulo de rigidez inicial pode ser bastante menor que o número de ciclos até que ocorra o colapso completo da amostra.

De forma análoga, Van den bergh (2011) refere que nos testes de fadiga em betumes, a vida à fadiga é frequentemente representada pelo número de ciclos até que o módulo complexo se reduza a 50% do seu valor inicial (Figura 3.2).

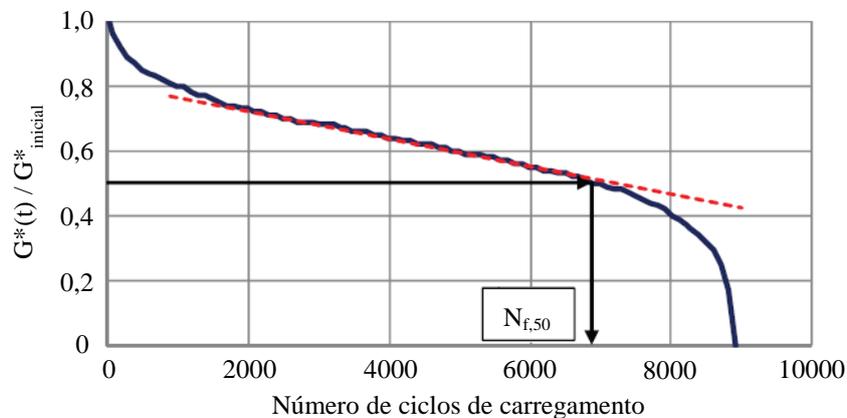


Figura 3.2 - Exemplo da definição da vida à fadiga utilizando o critério de 50% de redução do módulo complexo inicial (adaptado de Van den bergh, 2011).

Contudo, há que notar que o critério tradicional de redução da rigidez tem um carácter arbitrário e, além disso, para maiores temperaturas e carregamentos, a sua diminuição no início de um teste de fadiga pode ser significativa e não exclusivamente devida ao fenómeno de fadiga. Numa fase inicial, é costume o módulo de rigidez diminuir devido, por exemplo, ao aquecimento interno do material (Partl *et al.*, 2013).

Adicionalmente, existem algumas contradições relativamente à utilização do critério convencional. Alguns estudos mostraram que os betumes modificados podem apresentar uma resistência à fadiga consideravelmente superior àquela que se verifica para os betumes puros e o critério convencional de redução de 50% do módulo de rigidez pode subestimar consideravelmente a verdadeira resistência à fadiga dos betumes modificados. Por outro lado, alguns estudos mostraram também que os betumes puros tendem a apresentar uma diferença consideravelmente menor entre o número de ciclos necessários para se atingir uma redução de 50% do módulo inicial e o verdadeiro colapso da amostra (Motamed *et al.*, 2012).

Todavia, a verdade é que, independentemente de se tratar de betumes puros ou modificados, o critério tradicional tem sido utilizado por diversos autores, entre os quais se citam Soenen and Eckmann (2000), Lu *et al.* (2003), Soenen *et al.* (2004), Shen *et al.* (2010) ou Santaga *et al.* (2013). Por exemplo, Shen *et al.* (2010) utilizaram este critério para a definição da vida à fadiga de um betume puro e de um betume modificado com polímeros, justificando a sua adopção com o facto de ter sido amplamente utilizado por vários investigadores e que, embora arbitrária, a definição da vida à fadiga com base na redução de 50% do módulo inicial pode ser relacionada com a vida à fadiga *in situ* das misturas betuminosas.

Tendo em conta as considerações anteriores, optou-se por recorrer à utilização do critério convencional no âmbito deste trabalho, mas com a ressalva de que não é o único critério de falha proposto na literatura. Em todo o caso, considera-se que ainda é necessário desenvolver um critério de falha que traduza de uma forma mais rigorosa a vida à fadiga dos betumes e, para esse efeito, o próprio fenómeno de fadiga e os vários aspectos com ele relacionados necessitam também de ser melhor compreendidos.

3.3.2. Taxa de variação de energia dissipada

A resistência à fadiga dos betumes e das misturas betuminosas também pode ser avaliada em termos de energia dissipada, a qual pode ser calculada pela expressão:

$$DE_n = \pi \cdot \tau_n \cdot \gamma_n \cdot \text{sen}\delta_n \quad (3.2)$$

em que DE_n é a energia dissipada no ciclo de carregamento n e τ_n , γ_n , δ_n são, respectivamente, a amplitude da tensão, a amplitude da deformação e o ângulo de fase no ciclo de carregamento n .

Consoante se tratem de ensaios a tensão ou deformação controlada, a equação (3.2) pode assumir a forma das equações (3.3) e (3.4), respectivamente:

$$DE_n = \pi \cdot \frac{\tau_0^2}{G_n^*} \cdot \text{sen}\delta_n \quad (3.3)$$

$$DE_n = \pi \cdot \gamma_0^2 \cdot (G_n^* \cdot \text{sen}\delta_n) \quad (3.4)$$

em que τ_0 é a amplitude da tensão aplicada, γ_0 é a amplitude da deformação aplicada, G_n^* é o módulo complexo e δ_n é o ângulo de fase no ciclo n .

A evolução da energia dissipada num teste de fadiga depende do modo de carregamento (tensão ou deformação controlada), ainda que em qualquer dos casos seja possível distinguir 3 fases, conforme se ilustra na Figura 3.3.

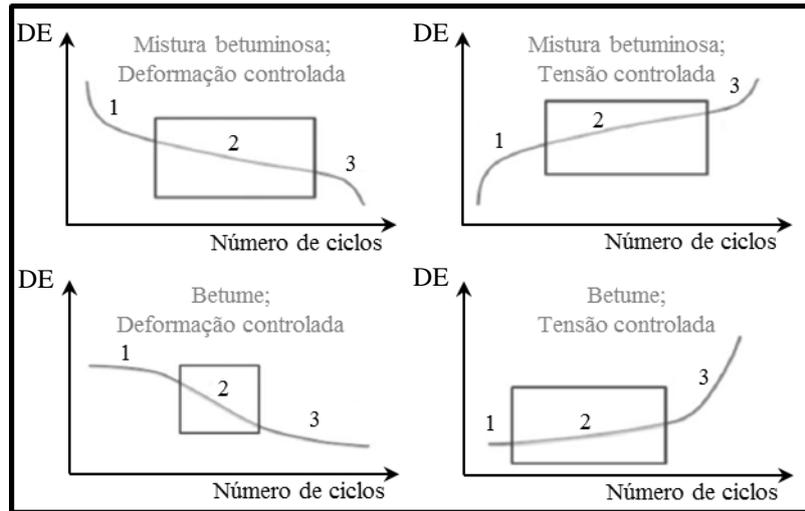


Figura 3.3 - Curvas típicas de energia dissipada (DE) em testes de fadiga realizados em misturas betuminosas e betumes, com diferentes modos de carregamento (adaptado de Shen *et al.*, 2010).

Porém, deve notar-se que a experiência demonstrou que apenas uma porção da totalidade da energia dissipada se encontra associada aos danos causados por fadiga, devendo excluir-se a energia dissipada através de processos passivos, tais como a energia dissipada termicamente ou devido ao amortecimento viscoelástico (Shen *et al.*, 2010).

Deste modo, surgiu uma abordagem que se baseia no conceito de taxa de variação de energia dissipada ou *RDEC* (*Ratio of Dissipated Energy Change*) e que considera que apenas a quantidade relativa de energia dissipada (excluindo aquela que é dissipada por processos passivos) proveniente de cada ciclo de carregamento adicional está associada a um incremento dos danos (Shen *et al.*, 2010). Este conceito começou por ser aplicado a misturas betuminosas (Shen and Carpenter, 2005; Carpenter and Shen, 2006) e, mais recentemente, a betumes (Shen *et al.*, 2010), tendo sido confirmada a sua aplicabilidade para a análise dos fenómenos de fadiga e auto-regeneração de ambos os materiais.

Assim sendo, de acordo com a referida abordagem, a segunda fase da curva ilustrada na Figura 3.3 é considerada a de maior interesse, uma vez que a variação de energia dissipada é constante, independentemente do carregamento ser efectuado a tensão ou deformação controlada, sendo também a mais representativa do comportamento de um pavimento em serviço (Shen *et al.*, 2010; Gaskin, 2013). Nesta segunda fase pode considerar-se que existe um crescimento e propagação das fendas (ou danos) segundo um padrão estável.

O parâmetro *RDEC* pode, portanto, ser encarado como uma medida da energia que causa um dano incremental entre dois ciclos de carregamento e, no modo de deformação controlada, pode traduzir-se matematicamente por:

$$RDEC_b = \frac{DE_a - DE_b}{DE_a(b - a)} \quad (3.5)$$

onde $RDEC_b$ é a taxa de variação de energia dissipada no ciclo b e DE_a e DE_b correspondem à energia dissipada nos ciclos a e b , respectivamente, com $a < b$. Geralmente, é usual considerar $b - a = 100$,

mas pode considerar-se um valor superior se a variação de energia dissipada entre cada 100 ciclos for demasiado pequena (Shen and Carpenter, 2007; Van den bergh, 2011).

À semelhança da curva de energia dissipada *versus* número ciclos de carregamento, a curva de *RDEC versus* número de ciclos de carregamento apresenta também 3 fases (Figura 3.4). Embora esta curva possa ser ligeiramente diferente consoante se trate de betumes ou misturas betuminosas, em ambos os casos existe uma segunda fase na qual o valor de *RDEC* é constante, tal como seria de esperar.

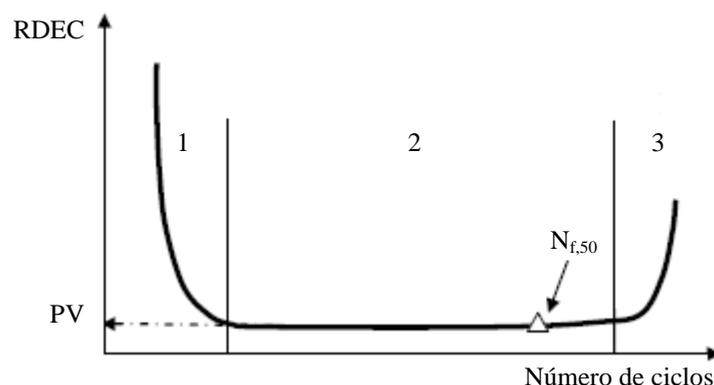


Figura 3.4 - Representação esquemática de *RDEC* em função do número de ciclos de carregamento a deformação controlada (adaptado de Shen and Carpenter, 2007).

Segundo esta abordagem, a resistência à fadiga é quantificada a partir de um parâmetro energético designado por valor de patamar (ou *plateau value (PV)*, em inglês), o qual não é mais do que o valor de *RDEC* correspondente à segunda fase da curva indicada na Figura 3.4. Valores baixos do parâmetro *PV* podem estar associados a materiais altamente resistentes à fadiga, bem como a uma baixa amplitude de carregamento externo, ou ambos, enquanto valores elevados do parâmetro *PV* indicam um grande incremento de energia dissipada entre ciclos de carregamento e, por conseguinte, uma menor vida à fadiga (Little and Bhasin, 2007; Shen *et al.*, 2010; Van den bergh, 2011).

Shen *et al.* (2010) definiram o valor de patamar como o valor de *RDEC* que corresponde a uma redução de 50% do módulo complexo inicial e mostraram que independentemente do tipo de betume, da temperatura e das condições de carregamento (diferentes níveis de tensão e diferentes períodos de repouso entre carregamentos), os valores de *PV* obtidos a partir dos diferentes ensaios podem ser todos representados em função dos correspondentes valores de $N_{f,50}$ e o resultado final será uma relação única entre *PV* e $N_{f,50}$ numa escala bi-logarítmica. Adicionalmente, os autores mostraram ainda que a relação entre *PV* e $N_{f,50}$ é correlacionável com aquela que foi obtida a partir de resultados relativos a diversas misturas betuminosas.

Shen *et al.* (2010) observaram também que a introdução de períodos de repouso conduzia a um aumento da vida à fadiga (tanto maior quanto maior o período de repouso) e quantificaram a auto-regeneração com base nas diferenças verificadas nos valores de *PV* obtidos a partir dos testes de fadiga contínuos (sem períodos de repouso) e obtidos a partir dos testes de fadiga com períodos de repouso.

Mais especificamente, Shen *et al.* (2010) representaram os valores de PV em função dos períodos de repouso e quantificaram a capacidade auto-regeneradora a partir do declive dessa representação. Este declive define uma taxa de regeneração que, segundo Sutharsan (2010) representa a taxa de recuperação de energia por unidade de tempo de repouso e não é afectada pela duração do período de repouso utilizado.

3.3.3. Abordagem do dano contínuo viscoelástico

Outra alternativa para estabelecer uma lei de fadiga como a expressa pela equação (3.1), consiste na utilização do conceito de dano contínuo viscoelástico (VECD - *Viscoelastic Continuum Damage* em inglês), o qual começou por ser aplicado a misturas betuminosas, e só mais recentemente a betumes (Johnson, 2010; Hintz *et al.* 2011; Hintz, 2012). De acordo com Hintz *et al.* (2011) e Willis *et al.* (2012) a aplicação deste conceito fundamenta-se na teoria do potencial de trabalho de Schapery, a partir da qual derivou a seguinte lei de evolução do dano para o caso de materiais viscoelásticos:

$$\frac{dD}{dt} = \left(-\frac{\partial W}{\partial D} \right)^\alpha \quad (3.6)$$

em que W representa o trabalho realizado, D é a intensidade do dano e α é uma constante do material relacionada com a taxa de evolução do dano.

Segundo Hintz (2012), citando o trabalho de Schapery (1990), o valor de α é definido *a priori* com base na mecânica de fractura, sendo que se o trabalho e a tensão de fractura de um material forem constantes, tem-se $\alpha = 1+(1/m)$, enquanto se o trabalho e a dimensão da zona do processo de fractura forem constantes, vem $\alpha = 1/m$. No entanto, Hintz (2012) refere igualmente que ainda existe alguma discrepância na literatura quanto à definição do valor de α que deve ser utilizado.

Johnson (2010) optou por considerar $\alpha = 1+(1/m)$ e definiu um método simplificado para o cálculo de α ao demonstrar que o valor de m pode ser obtido a partir do declive de uma representação de $\log(G')$ (logaritmo do módulo conservativo) *versus* $\log(\omega)$ (logaritmo da frequência angular). Adicionalmente, para aplicar o conceito de dano contínuo viscoelástico a betumes testados com o reómetro de corte dinâmico, Johnson (2010) quantificou o trabalho realizado através da energia dissipada e, tendo por base o trabalho desenvolvido por Kim *et al.* (2006), utilizou a seguinte expressão para calcular o dano acumulado ao longo do tempo:

$$D(t) \cong \sum_{n=1}^N [\pi \cdot I_D \cdot \gamma_0^2 (|G^*| \text{sen} \delta_{n-1} - |G^*| \text{sen} \delta_n)]^{\frac{\alpha}{1+\alpha}} (t_n - t_{n-1})^{\frac{1}{1+\alpha}} \quad (3.7)$$

em que I_D é o módulo complexo inicial correspondente a uma deformação de 1% (MPa), γ_0 é a amplitude de deformação aplicada, $|G^*|$ é o módulo de corte complexo (MPa) e δ é o ângulo de fase

(graus). De acordo com Hintz (2012), a aplicação da equação anterior permite calcular a intensidade do dano com base nas variações de $|G^*/sen \delta$ ao longo do tempo e, portanto, $|G^*/sen \delta$ funciona como um parâmetro que caracteriza a integridade dos betumes ao longo do ensaio.

Com base no trabalho desenvolvido por Johnson (2010), foi recentemente lançada a norma AASHTO TP 101-12 (2012), na qual a forma de cálculo de $D(t)$ foi ligeiramente adaptada face à apresentada na equação (3.7), vindo:

$$D(t) \cong \sum_{n=1}^N [\pi \cdot \gamma_0^2 (C_{n-1} - C_n)]^{\frac{\alpha}{1+\alpha}} (t_n - t_{n-1})^{\frac{1}{1+\alpha}} \quad (3.8)$$

em que $C(t) = (|G^*/sen \delta(t)) / (|G^*/sen \delta)_{inicial}$, sendo o numerador o valor de $|G^*/sen \delta$ no instante t e o denominador o valor inicial de $|G^*/sen \delta$. Neste caso, a integridade do material é normalizada e a sua evolução ao longo do tempo é expressa por $C(t)$.

Para relacionar a integridade ($C(t)$) com o dano acumulado ($D(t)$) é frequente utilizar-se uma equação de ajustamento aos resultados experimentais que pode tomar a seguinte forma:

$$C(t) = C_0 - C_1(D(t))^{C_2} \quad (3.9)$$

onde C_0 , C_1 e C_2 são coeficientes do modelo. O valor de C_0 é igual a 1 e os valores de C_1 e C_2 podem ser obtidos com recurso a uma ferramenta de optimização, como o *Solver* do programa *MS Excel*. Porém, para eliminar a necessidade de recorrer a um processo de optimização, Hintz *et al.* (2011) propuseram um modelo de ajuste aos resultados experimentais com base na linearização da equação (3.9):

$$\log(C_0 - C(t)) = \log(C_1) + C_2 \log(D(t)) \quad (3.10)$$

A partir da equação anterior, os valores de C_1 e C_2 podem ser simplesmente calculados, uma vez que $\log(C_1)$ e C_2 correspondem, respectivamente, à ordenada na origem e ao declive da recta definida pela equação (3.10).

Uma lei de fadiga semelhante à indicada na equação (3.1) pode então ser estabelecida a partir da consideração das seguintes equações para o cálculo das constantes A e B :

$$A = \frac{f(D_f)^K}{K(\pi C_1 C_2)^\alpha} \quad (3.11)$$

$$B = -2\alpha \quad (3.12)$$

em que f é a frequência de teste (Hz), D_f é a intensidade do dano acumulado correspondente a um determinado critério de falha, $K = 1 + (1 - C_2)\alpha$ e as demais variáveis já foram definidas anteriormente.

Johnson (2010) recomendou considerar o critério de falha como a redução de 35% em $|G^*|sen\delta$. O mesmo critério tem sido adoptado por outros autores (Hintz *et al.*, 2011; Willis *et al.*, 2012) e é também o indicado na norma AASHTO TP-101-12 (2012), ainda que na forma normalizada (35% de redução em $C(t)$). No entanto, é importante notar que este critério, tal como o critério convencional de 50% de redução do módulo complexo, também possui um carácter arbitrário.

3.4. Ensaios de fadiga em betumes com recurso ao reómetro de corte dinâmico

Após terem sido apresentadas algumas abordagens que podem ser empregues para avaliar a resistência de betumes em relação à fadiga, irão ser seguidamente descritos alguns ensaios que envolvem a utilização do reómetro de corte dinâmico para esse propósito. Em particular, serão apenas referidos ensaios nos quais se recorre a uma geometria de pratos paralelos, uma vez que, além de ser a mais utilizada na literatura, é também aquela que será utilizada no âmbito deste trabalho. Em virtude desta consideração, julgou-se ainda pertinente indicar algumas limitações associadas ao uso desta geometria para a avaliação do fenómeno supracitado.

3.4.1. Especificações *Superpave*

Tal como já foi referido anteriormente, a nível europeu ainda não existe nenhuma especificação que contemple ensaios para a avaliação do desempenho de betumes em relação à fadiga. Porém, no âmbito das especificações *Superpave* (EUA), os betumes devem respeitar um critério que está relacionado com a energia dissipada num carregamento a deformação controlada e cujo objectivo é ajudar a controlar o fendilhamento por fadiga das misturas betuminosas.

De facto, assumindo que elevados valores de energia dissipada podem ser indicadores de uma maior acumulação de danos, as especificações *Superpave* estabelecem um valor máximo de 5000 kPa para o parâmetro $G^*sen\delta$ (após envelhecimento dos betumes no equipamento PAV). Aparentemente a aplicação deste critério é razoável, na medida em que menores valores de G^* indicam um betume menos rígido e, portanto, com capacidade para estar submetido a deformações sem desenvolver um elevado estado de tensão, e menores valores de δ indicam um betume mais elástico, ou seja, com maior capacidade de recuperar a sua condição inicial após o carregamento (Fontes, 2009).

Em conformidade com as referidas especificações, os valores de G^* e δ são determinados na gama de viscoelasticidade linear com recurso ao reómetro de corte dinâmico (geometria de pratos paralelos), a uma frequência angular de 10 rad/s e a temperaturas de serviço intermédias.

No entanto, actualmente sabe-se que o critério $G^*sen\delta$ apresenta algumas falhas, nomeadamente porque os valores de G^* e δ são obtidos sem que a amostra sofra danos significativos (são obtidas a baixas deformações e considerando poucos ciclos de carregamento), ao contrário do que acontece num ensaio típico de fadiga. Além disso, as especificações *Superpave* foram inicialmente

desenvolvidas com base em betumes não modificados e, portanto, a sua capacidade para reflectir o verdadeiro desempenho de betumes modificados em relação à fadiga é questionável. Alguns estudos mostraram mesmo que o critério $G^* \sin \delta$ não é suficiente para prever o desempenho de uma mistura betuminosa em serviço (Lu *et al.*, 2003; Motamed *et al.*, 2012).

3.4.2. Ensaios de fadiga a tensão ou deformação constante

Tendo em conta as limitações das especificações *Superpave* em caracterizar a resistência intrínseca dos betumes em relação à fadiga, uma alternativa possível consiste na realização de ensaios típicos de fadiga com o reómetro de corte dinâmico, conhecidos em inglês por *time sweep tests*. Nestes testes, as amostras são submetidas a um carregamento oscilatório repetido, em condições de tensão ou deformação constante, até que se atinja um determinado critério de falha.

Num estudo efectuado por Soenen *et al.* (2004), vários betumes puros e modificados com polímeros foram ensaiados com recurso ao reómetro de corte dinâmico, quer em condições de iso-rigidez (30 MPa), quer a uma temperatura constante de 15°C. Todos os ensaios foram realizados a 25 Hz e no modo de deformação controlada (deformações inferiores a 1,5%), sendo que um dos critérios de falha considerados pelos autores foi a redução de 50% do módulo complexo inicial. Este critério também foi utilizado por Lu *et al.* (2003), que efectuaram testes de fadiga em betumes com o reómetro de corte dinâmico a 25 Hz, em condições de iso-rigidez e a deformações entre 0,4% e 1,6%. Na Figura 3.5 ilustra-se uma evolução típica do módulo complexo ao longo de um ensaio de fadiga, sendo possível observar que o nível de deformação pode ter um efeito significativo na vida à fadiga.

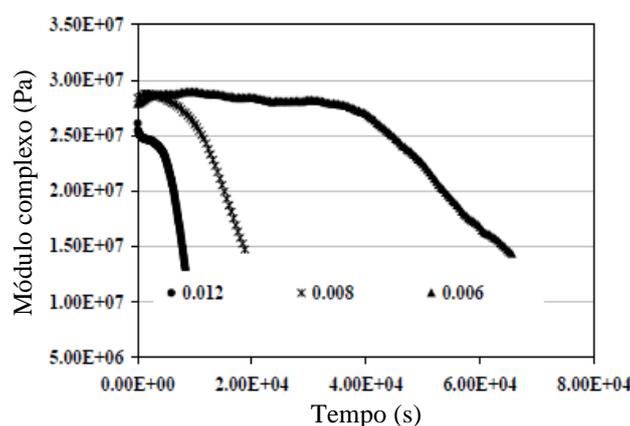


Figura 3.5 - Evolução típica do módulo complexo ao longo de um ensaio de fadiga (para níveis de deformação de 0,6%, 0,8% e 1,2%) (adaptado de Lu *et al.*, 2003).

Num estudo inter-laboratorial apresentado em Partl *et al.* (2013), vários betumes puros e um betume modificado com polímeros foram testados por diferentes laboratórios com diferentes tipos de reómetros. Os testes foram efectuados a 10°C, 10 Hz e no modo de deformação controlada (deformações entre 0,8 e 2,5%). Uma das conclusões importantes deste estudo foi que o sistema de

controlo de temperatura pode influenciar de uma forma muito significativa os resultados (registaram-se, por exemplo, diferenças substanciais nos valores do módulo complexo determinados por diferentes reómetros). Neste estudo, foi também utilizado o critério convencional de falha (50% de redução de G^*) para avaliar a vida à fadiga dos diferentes betumes, tendo-se verificado que a vida à fadiga do betume modificado era a que apresentava uma menor reprodutibilidade. No entanto, não foi possível averiguar se isso foi devido à diferente natureza do betume ou devido ao facto do tempo de teste ser significativamente superior (no caso do betume modificado com polímeros, o tempo necessário para se atingir 50% de redução em G^* foi significativamente superior em relação aos betumes puros).

Na literatura, em grande parte dos estudos que envolvem a utilização do reómetro de corte dinâmico para o estudo da resistência à fadiga de betumes, é também avaliada a sua capacidade auto-regeneradora e a influência desta na vida à fadiga e, segundo Little and Bhasin (2007), a abordagem mais comum para esse propósito tem consistido na realização de testes cíclicos nos quais são introduzidos períodos de repouso, à semelhança do que acontece com as misturas betuminosas.

Em função da duração dos períodos de repouso, distinguem-se normalmente dois tipos de teste: testes de fadiga descontínuos (conhecidos por *storage recuperation tests*, em inglês) e testes de fadiga intermitentes, os quais são mais comumente utilizados. No primeiro caso, utiliza-se um longo período de repouso entre dois testes de fadiga contínuos enquanto nos testes de fadiga intermitentes a amostra é sujeita a um carregamento contínuo durante um determinado intervalo de tempo (ou número pré-definido de ciclos), introduzindo-se depois um período de repouso de alguns segundos (Van den bergh, 2011; Qiu *et al.*, 2011; Gaskin, 2013).

Bahia *et al.* (1999) recorreram a testes de fadiga descontínuos efectuados com o reómetro de corte dinâmico para mostrar o efeito da auto-regeneração em betumes. Nesse estudo, as amostras foram solicitadas continuamente a uma frequência de 1,6 Hz, a uma deformação de 20% e a uma temperatura de 20°C. Ao fim de 5000 ciclos o carregamento foi interrompido, tendo sido introduzidos períodos de repouso que variaram entre 0,5 a 12 horas.

Lu *et al.* (2003) também estudaram a auto-regeneração de betumes com testes de fadiga descontínuos, utilizando uma frequência de 25 Hz, uma deformação de 1,6% e uma temperatura de 15°C. Ao fim de se atingir uma redução de 50% do módulo complexo inicial, as amostras foram deixadas em repouso durante 4 horas. Depois voltaram a ser solicitadas até se atingir um valor do módulo complexo igual ao verificado antes do período de repouso e finalmente foram deixadas em repouso durante 17 horas antes de serem solicitadas por uma última vez.

Porém, a adopção de longos períodos de repouso é pouco representativa das condições típicas que um pavimento experimenta em serviço e, por conseguinte, alguns autores têm utilizado testes de fadiga intermitentes. Neste sentido, Lu *et al.* (2003) investigaram ainda a capacidade auto-regeneradora de betumes a 15°C e 25 Hz com testes intermitentes, tendo para o efeito utilizado diferentes rácios entre o período de carregamento e o período de repouso (5s/25s, 10s/50s, 20s/10s, 20s/20s, 20s/100s, 20/200s, 20s/400s). No entanto, salienta-se que os diferentes rácios não foram

aplicados a todos os betumes estudados, pois os autores constataram que o efeito dos períodos de repouso na vida à fadiga depende muito do tipo de betume, isto é, a adoção da mesma relação entre o período de repouso e o período de carregamento pode conduzir a um aumento significativo da vida à fadiga ou ter um efeito praticamente negligenciável naquela, em função do tipo de betume.

Mais recentemente, Shen *et al.* (2010) realizaram ensaios de fadiga contínuos e intermitentes em amostras de betumes puros e modificados com polímeros, introduzindo períodos de repouso compreendidos entre 0 e 6 segundos após cada 10 ciclos de carregamento a 10 Hz. Tal como já foi referido anteriormente, os autores recorreram posteriormente ao conceito de *RDEC* para avaliar a resistência à fadiga e a capacidade auto-regeneradora. Uma metodologia semelhante foi também aplicada por Sutharsan (2010).

Face ao exposto, deve contudo notar-se que para o estabelecimento de leis de fadiga com base em ensaios de fadiga a deformação ou tensão constante, é necessário que os ensaios sejam repetidos a diferentes níveis de tensão ou deformação, o que, além de ser moroso e pouco prático, torna questionável a sua implementação em especificações.

3.4.3. Ensaios de fadiga com incremento sucessivo de deformação

Devido à morosidade associada aos testes convencionais de fadiga, foi recentemente proposto um ensaio acelerado de fadiga conhecido na literatura anglo-saxónica por *Linear Amplitude Sweep (LAS) test*.

O ensaio LAS foi proposto por Johnson (2010) e recorre à utilização do reómetro de corte dinâmico, com geometria de pratos paralelos de 8 mm de diâmetro. O ensaio apresenta duas etapas, sendo que na primeira a amostra é submetida a um varrimento de frequência (0,1 a 30 Hz) a baixa deformação (0,1%), de modo a obterem-se as suas propriedades viscoelásticas lineares e na segunda a amostra é sujeita a um carregamento cíclico contínuo a 10 Hz, no qual a amplitude de deformação é incrementada sucessivamente (de 0,1 a 20% ou 30%) até se atingirem danos significativos (Figura 3.6). Posteriormente, a abordagem do dano contínuo viscoelástico pode ser aplicada para se estabelecer a lei de fadiga (Johnson, 2010; Willis *et al.*, 2012; Botella *et al.*, 2012).

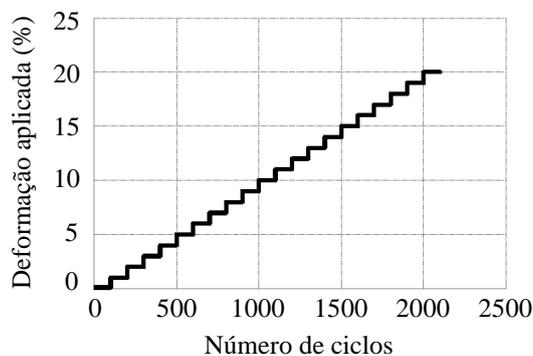


Figura 3.6 - Esquema típico do varrimento de deformação num ensaio LAS (adaptado de Johnson, 2010).

Assim, a principal vantagem de combinar o ensaio LAS com uma análise baseada no conceito de dano contínuo viscoelástico é o facto de ser possível estabelecer uma lei de fadiga a partir de um único ensaio, sendo este consideravelmente mais rápido do que os ensaios tradicionais de fadiga, em virtude do aumento sucessivo da deformação.

Porém, sublinha-se que o procedimento do ensaio LAS é ainda alvo de discussão. Hintz (2012) apontou algumas deficiências quanto ao modo de carregamento e propôs algumas modificações, quer quanto ao procedimento de ensaio, quer quanto ao método de tratamento dos resultados. A própria formulação do modelo de dano contínuo viscoelástico inclui também algumas hipóteses e simplificações, sendo necessário reunir consenso quanto à sua adequabilidade para a avaliação da resistência dos betumes em relação à fadiga. Uma das simplificações referidas por (Johnson, 2010) é que o cálculo dos danos acumulados baseia-se na diminuição do módulo complexo e nas variações do ângulo de fase em relação aos seus valores iniciais, os quais estão enquadrados na gama de viscoelasticidade linear. Porém, as variações dessas propriedades ao longo do ensaio podem não ser unicamente devidas à ocorrência de danos, mas também devido ao facto das amostras começarem a apresentar um comportamento viscoelástico não linear, em consequência do sucessivo aumento de deformação.

3.4.4. Algumas limitações do reómetro de corte dinâmico relacionadas com a análise do fenómeno de fadiga em betumes

Na maioria dos testes de fadiga realizados com o reómetro de corte dinâmico recorre-se a uma geometria de pratos paralelos com diâmetro de 8 mm. No entanto, a utilização desta geometria para esse propósito tem suscitado algumas preocupações.

Soenen *et al.* (2004) mostraram que durante um teste de fadiga, o diâmetro da amostra de betume pode variar, sendo máximo junto aos pratos e mínimo num plano médio (Figura 3.7 – (a)), e, como consequência, pode resultar uma diminuição do valor do módulo complexo que não é inteiramente devida ao fenómeno de fadiga. Este fenómeno é conhecido por efeito de bordo (*edge effect*, em inglês), tendo sido comprovado que é mais significativo para temperaturas mais elevadas, um maior afastamento entre os pratos ou elevadas taxas de corte (Soenen *et al.*, 2004; Shen *et al.*, 2010, Partl *et al.*, 2013).

Neste sentido, Soenen *et al.* (2004) verificaram também que se a rigidez da amostra for suficientemente elevada (o que pode ser conseguido através da diminuição da temperatura), os efeitos de bordo deixam de ser visíveis e tornam-se independentes do *gap*, assegurando-se assim que o colapso da amostra ocorre por fadiga e não devido à criação de um “fluxo instável” (Figura 3.7 – (b)).

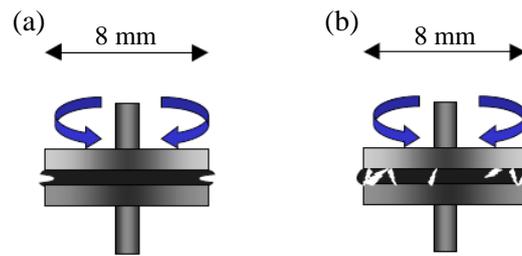


Figura 3.7 - Representação esquemática de: (a) efeitos de bordo e (b) colapso da amostra por fadiga (adaptado de Soenen *et al.*, 2004).

Todavia, elevados níveis de rigidez das amostras podem também fazer com que existam erros nas medições devido a limitações do próprio equipamento, podendo acontecer que a deformação medida seja superior à deformação que foi realmente aplicada à amostra ou até mesmo ocorrer um colapso prematuro da amostra. Deste modo, também não são desejáveis níveis de rigidez demasiado elevados e, portanto, a gama de rigidez a utilizar nos ensaios de fadiga com o reómetro de corte dinâmico pode ser bastante limitada (Partl *et al.*, 2013).

Outro aspecto que pode afectar os resultados de um teste de fadiga é a adesão do betume ao prato superior, uma vez que se esta não estiver garantida, as medições não serão correctas, podendo mesmo dar a impressão de que ocorreu o colapso da amostra, embora isso não tenha acontecido. Uma boa adesão pode ser conseguida através do aquecimento da amostra de betume a uma temperatura acima da sua temperatura de amolecimento, aquando da sua colocação entre os pratos do reómetro (Partl *et al.*, 2013).

Além dos aspectos referidos anteriormente, há ainda que ter em conta a possível influência de factores tais como o endurecimento físico do betume, tixotropia ou micro-defeitos da amostra (Partl *et al.*, 2013; Hintz, 2012). Embora estes não dependam do equipamento utilizado, podem afectar os resultados dos ensaios.

4. Procedimento experimental

4.1. Materiais

4.1.1. Descrição geral dos materiais em estudo

Os materiais utilizados no âmbito deste trabalho foram um betume puro 35/50 e um betume modificado com polímeros. Este último foi obtido a partir da adição de elastómeros termoplásticos ao betume 35/50 e será doravante designado por PMB 45/80-65, sendo a sigla “PMB” proveniente da terminologia inglesa *Polymer Modified Bitumen*.

Os polímeros termoplásticos amolecem por acção do calor e podem ser moldados de forma reversível enquanto os elastómeros são polímeros que apresentam importantes propriedades elásticas devido à sua baixa reticulação. Os elastómeros termoplásticos apresentam, por conseguinte, o conjunto de propriedades referidas anteriormente.

No anexo A apresentam-se os certificados de qualidade dos betumes em estudo, mas no Quadro 4.1 indicam-se as suas principais propriedades convencionais.

Quadro 4.1 - Principais propriedades convencionais dos betumes em estudo.

Método	Propriedade [Condições de ensaio]	Betume	
		35/50	PMB 45/80-65
EN 1426	Penetração [25°C, 100g, 5s] (0,1 mm)	43	51
EN 1427	Temperatura de amolecimento (°C)	51	70,4

Salienta-se que o betume 35/50 corresponde a um dos mais utilizados nas infraestruturas rodoviárias nacionais e o betume PMB 45/80-65 é modificado com um tipo de polímeros que tem sido bastante empregue em Portugal para o referido propósito.

Ambos os betumes foram fornecidos numa lata metálica de 5 litros de capacidade. As latas foram armazenadas à temperatura ambiente até serem utilizadas para a preparação de sub-amostras.

4.1.2. Preparação das amostras

Julgou-se ser conveniente considerar duas fases distintas de preparação das amostras, sendo que a primeira diz respeito à preparação de sub-amostras e a segunda compreende a preparação dos provetes de ensaio. Cada uma destas fases será seguidamente abordada com maior detalhe.

4.1.2.1. Preparação de sub-amostras

Nesta fase, cada uma das amostras iniciais de betume foi dividida em amostras de menor dimensão ou sub-amostras. Para esse efeito, as latas de 5 litros foram aquecidas numa estufa ventilada (Figura 4.1), para que ambos os betumes se tornassem suficientemente fluidos para poderem ser vertidos em latas mais pequenas. O procedimento de preparação das amostras baseou-se nas disposições das normas NP EN 12594 (2009) e EN 14770 (2012).



Figura 4.1 - Estufa ventilada utilizada para o aquecimento dos betumes.

De acordo com a norma EN 14770 (2012), as amostras devem ser aquecidas na estufa a uma temperatura de $85^{\circ}\text{C} \pm 5^{\circ}\text{C}$ acima da temperatura de amolecimento do betume ou a 180°C , devendo seleccionar-se a menor destas temperaturas. Tendo em conta as temperaturas de amolecimento indicadas no Quadro 4.1, adoptaram-se temperaturas de 140°C e 160°C no caso dos betumes 35/50 e PMB 45/80-65, respectivamente. Estas temperaturas de aquecimento cumprem também o disposto na norma NP EN 12594, na qual é referido que, independentemente do betume ser puro ou modificado, a temperatura de 200°C não deve ser ultrapassada.

Para amostras de 3 a 5 litros, a norma NP EN 12594 estipula ainda que toda a amostra deve ser fundida num período máximo de 4 horas, o qual foi tido em consideração.

Na preparação das sub-amostras do betume 35/50 utilizou-se o seguinte procedimento:

- Abertura da lata de 5 litros de betume 35/50;
- Colocação da lata na estufa, com a tampa solta, e à temperatura de 140°C durante 3 horas;
- Após retirar a lata da estufa, homogeneizar manualmente e cuidadosamente a amostra com um utensílio apropriado e durante breves segundos, evitando a incorporação de eventuais bolhas de ar;
- Verter o betume em latas mais pequenas e iguais entre si, garantindo-se uma quantidade mínima de 100 gramas de betume por lata;
- Etiquetar as latas mais pequenas de forma a possibilitar a posterior identificação da amostra, cobrir com folha de alumínio e armazenar à temperatura ambiente até serem utilizadas para a produção dos provetes de ensaio.

Na preparação das sub-amostras de PMB 45/80-65 o procedimento foi semelhante, mas neste caso a temperatura de aquecimento foi de 160°C, tal como mencionado anteriormente. Refere-se ainda que houve a necessidade de re-aquecer este betume durante aproximadamente 30 minutos, pois verificou-se que ao ser retirado da estufa, o PMB 45/80-65 deixava rapidamente de ter fluidez suficiente para ser vertido.

A partir dos procedimentos anteriores obteve-se um total de 18 sub-amostras de betume 35/50 e 12 sub-amostras de betume modificado, tendo cada uma delas entre 200 a 300 gramas. Na Figura 4.2 mostram-se as sub-amostras de PMB 45/80-65.



Figura 4.2 - Sub-amostras de PMB 45/80-65.

Seguindo a recomendação da norma NP EN 12594, o betume remanescente nas latas de 5 litros não foi reutilizado.

4.1.2.2. Preparação dos provetes de ensaio

Esta fase diz respeito à obtenção de provetes de ensaio a partir das sub-amostras. Convém referir que existem basicamente duas formas de efectuar a sua preparação: a primeira consiste em colocar o betume directamente sobre um dos pratos do reómetro e a segunda consiste na utilização de um molde para que o betume fique com a forma de um disco (Warren *et al.*, 1994).

O primeiro método é mais rápido, mas requer alguma experiência por parte do operador de forma a que seja colocada uma quantidade apropriada de betume. Pelo contrário, o segundo método consome mais tempo, mas resulta numa amostra com um tamanho mais preciso e, portanto, a quantidade de betume em excesso será, em princípio, menor. Neste caso, o betume é previamente aquecido até que se torne suficientemente fluido para que possa ser vertido num molde, sendo usual a utilização de moldes de silicone, uma vez que este material não adere ao betume e facilita a sua posterior remoção. O molde com o betume pode ser colocado num frigorífico até que o betume fique suficientemente sólido para ser removido e posicionado entre os pratos do reómetro (Warren *et al.*, 1994).

No presente trabalho optou-se pelo segundo método, ou seja, pela moldagem prévia dos betumes. Deste modo e, tendo em conta que nos ensaios com o reómetro de corte dinâmico serão

utilizados pratos paralelos de 8 e 25 mm de diâmetro, foi necessário fabricar moldes que permitissem obter provetes de betume com esses diâmetros.

Para a produção dos moldes recorreu-se à utilização de silicone e respectivo catalisador (Figura 4.3 – (a)), os quais foram misturados manualmente e de acordo com as proporções indicadas pelo fornecedor (10 gramas de catalisador por cada 100 gramas de silicone). Com o auxílio das peças em PVC e das chapas metálicas indicadas na Figura 4.3 – (b), foi possível obter os moldes indicados na Figura 4.4. As peças em PVC serviram para conter a mistura de silicone e catalisador até à solidificação da mesma enquanto as chapas metálicas (com diâmetros de 8 e 25 mm) serviram para definir a parte central dos moldes, na qual serão vertidos os betumes.

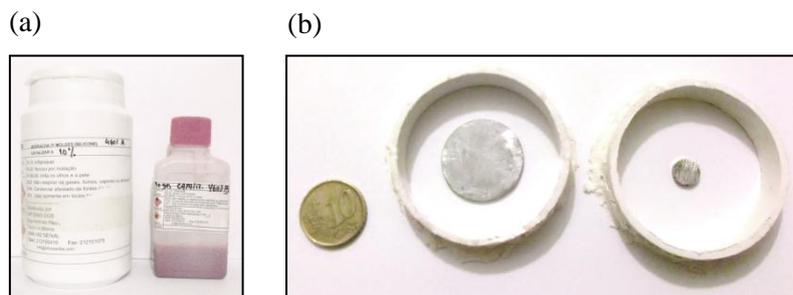


Figura 4.3 - Materiais utilizados no fabrico dos moldes: (a) silicone e catalisador e (b) peças de PVC e chapas metálicas com 25 e 8 mm de diâmetro.

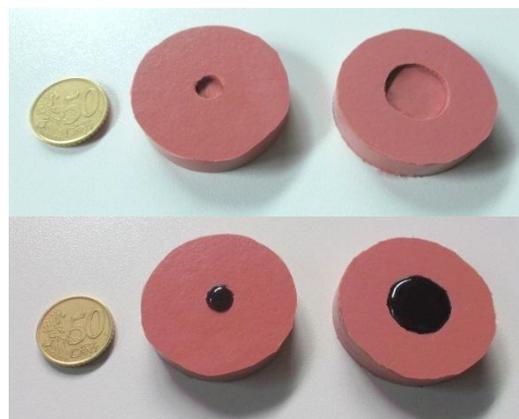


Figura 4.4 - Moldes de silicone fabricados (com e sem betume).

Para verter o betume nos moldes de silicone foi necessário re-aquecer as sub-amostras de betume. Seguindo as recomendações da norma EN 14770 (2012), o tempo de re-aquecimento das sub-amostras foi no máximo de 1 hora. A norma refere ainda que devem ser consideradas durações mínimas e máximas de armazenamento antes da desmoldagem e da realização dos ensaios, as quais são indicadas no Quadro 4.2.

Quadro 4.2 - Durações mínimas e máximas de armazenamento dos provetes de ensaio, de acordo com EN 14470 (2012).

Tipo de betume	Duração de armazenamento antes da desmoldagem	
	Mínima	Máxima
Puro	2 horas	3 dias
Modificado com polímeros	12 horas	

As durações de armazenamento mínimas foram cumpridas para ambos os betumes. No entanto, por razões técnico-logísticas, não foi possível cumprir a duração máxima de 3 dias, embora se tenha tido o cuidado de armazenar os provetes em recipientes fechados e em ambiente controlado, de forma a minimizar a evaporação de componentes voláteis.

4.2. Equipamento

O equipamento utilizado para a realização dos ensaios foi um reómetro rotacional Bohlin Gemini HR^{nano} (Figura 4.5) disponível no Centro de Investigação de Materiais (CENIMAT) da Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade Nova de Lisboa (FCT-UNL).

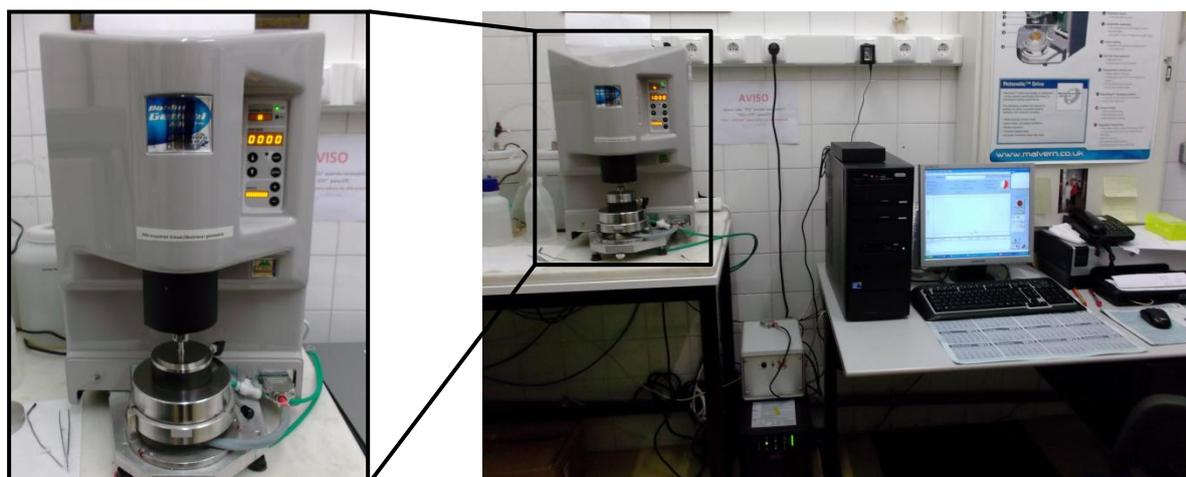


Figura 4.5 - Reómetro utilizado nos ensaios e respectivo sistema de aquisição de dados.

O controlo do reómetro e a aquisição dos dados foram garantidos por um *software* dedicado da *Malvern*, versão 6.51. De seguida, apresentam-se de forma mais detalhada alguns dos aspectos relacionados com este equipamento, nomeadamente no que respeita às geometrias, afastamento entre pratos e sistema de controlo de temperatura.

4.2.1. Geometrias

No âmbito deste trabalho recorreu-se a uma geometria de pratos paralelos. Estando o prato inferior fixo, foram adoptados pratos superiores com 8 mm e 25 mm de diâmetro (Figura 4.6), que, por uma questão de simplicidade, serão doravante conotados por PP8 e PP25, respectivamente.



Figura 4.6 - Pratos com diâmetros de 8 e 25 mm utilizados nos ensaios.

As geometrias referidas anteriormente são as indicadas na norma EN 14770 (2012), na qual se recomenda ainda a adopção de PP8 para valores de $|G^*|$ entre 100 kPa e 10 MPa e a adopção de PP25 para valores de $|G^*|$ entre 1 kPa e 100 kPa. Deste modo, percebe-se que o diâmetro menor deve ser utilizado quando o módulo complexo é maior (níveis de rigidez mais elevados), ou seja, para temperaturas mais baixas, aplicando-se o oposto no caso do diâmetro maior.

Quando se realizam testes a várias frequências, deve ter-se ainda em conta que, para uma dada temperatura de teste, o valor de $|G^*|$ também varia com a frequência ($|G^*|$ aumenta à medida que a frequência aumenta). Deste modo, pode haver temperaturas de teste às quais seja adequado utilizar um diâmetro de 25 mm a baixas frequências e um diâmetro de 8 mm às frequências mais elevadas.

De acordo com Airey (2002) para verificar se existem divergências nos resultados obtidos com uma e outra geometria, podem fazer-se medições com ambas as geometrias e representá-las num diagrama de Black, tal como se mostra na Figura 4.7. Embora este procedimento aumente o tempo necessário para a caracterização reológica, permite auxiliar na escolha da geometria mais apropriada.

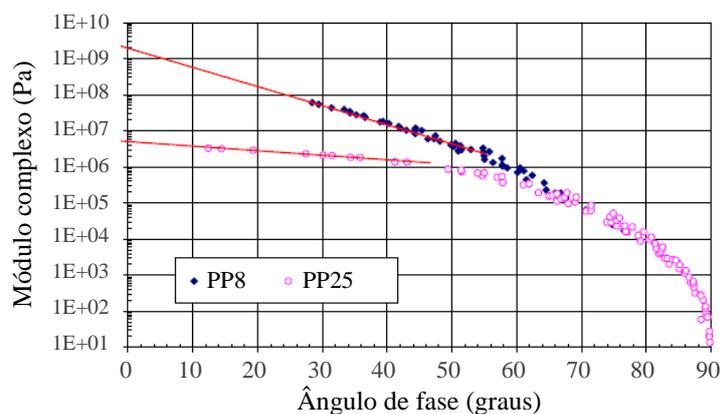


Figura 4.7 - Diagrama de Black contruído a partir de medições efectuadas com duas geometrias diferentes (adaptado de Airey, 2002).

Tomando como exemplo a figura anterior, é possível constatar que para valores do ângulo de fase inferiores a cerca de 60°C começam a existir divergências nos resultados obtidos com uma e outra geometria, obtendo-se valores do módulo complexo mais baixos quando se efectuam medições com PP25. Segundo Airey (1997), esta situação pode estar relacionada com limitações associadas ao

próprio equipamento, uma vez que às temperaturas mais baixas a amostra fica mais rígida e o reómetro pode não ter capacidade para a solicitar convenientemente.

De facto, Rahman (2004), citando o trabalho de Carswell *et al.* (1997), refere que com um diâmetro menor melhoram-se os resultados, mas não aparenta ser possível medir a rigidez limite do betume (de aproximadamente 1×10^9 Pa) utilizando um reómetro de corte dinâmico. Além disso, de acordo com Petersen (1994), para valores do módulo complexo superiores a aproximadamente 30 MPa não é aconselhável o uso de uma geometria de pratos paralelos, pois poderão existir erros significativos devido às limitações do equipamento. Nesse caso, é recomendável utilizar, por exemplo, um equipamento como o reómetro para ensaio de vigas à flexão, conhecido por *Bending Beam Rheometer* (BBR) em terminologia anglo-saxónica (Petersen, 1994).

Não obstante, vantagens como a facilidade de carregamento da amostra e de limpeza após o ensaio parecem justificar, pelo menos em parte, a ampla utilização da geometria de pratos paralelos.

4.2.2. Afastamento entre pratos (*gap*)

Em inglês, utiliza-se a terminologia *gap* para designar o afastamento entre os pratos e, por uma questão de simplificação de linguagem, o termo *gap* será também utilizado no decorrer deste texto.

Antes da introdução de uma amostra no reómetro, é fundamental estabelecer a posição zero do *gap*. Este procedimento é feito com recurso ao *software* associado ao equipamento e permite que posteriormente seja imposto correctamente o *gap* a utilizar no ensaio.

Um aspecto muito importante é que os pratos, ao serem metálicos, podem sofrer expansões ou contracções quando se realizam ensaios a múltiplas temperaturas. Consequentemente, o valor exacto do *gap* pode variar, influenciando os resultados. Uma solução poderia passar por realizar o “zero do *gap*” a várias temperaturas, mas isso implicaria utilizar uma maior quantidade de amostras, tornando o procedimento mais demorado e pouco prático. No entanto, tendo em conta o disposto na norma ASTM D7175 (2008), a posição zero do *gap* pode ser estabelecida à temperatura intermédia relativamente àquelas que serão utilizadas nos ensaios e, como tal, este procedimento foi adoptado nos ensaios realizados no âmbito deste trabalho.

As espessuras das amostras de betume foram definidas tendo em conta o disposto na norma EN 14770 (2012), utilizando-se espessuras de 2 e 1 mm em correspondência com pratos de 8 e 25 mm de diâmetro, respectivamente. Segundo a mesma norma, o betume em excesso deve ser removido a um *gap* ligeiramente superior ao *gap* final (mais 0,025 a 0,050 mm do que aquele será utilizado no teste), não sendo desejável ter uma quantidade insuficiente ou excessiva de betume após a redução do *gap* até ao seu valor final (Figura 4.8).

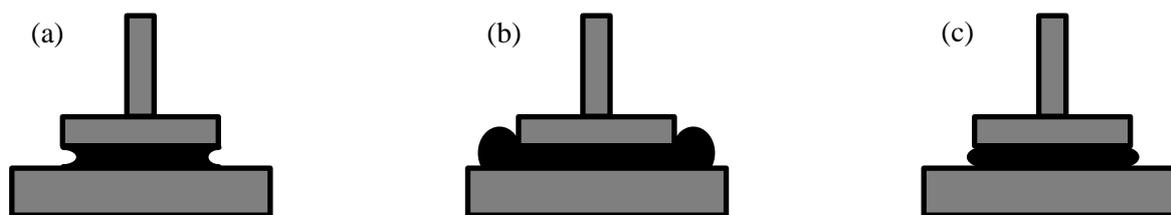


Figura 4.8 - Representação esquemática da amostra de betume entre os pratos do reómetro: (a) quantidade insuficiente de betume, (b) quantidade excessiva de betume, (c) quantidade adequada de betume (adaptado de Warren *et al.*, 1994).

4.2.3. Sistema de controlo de temperatura

O betume é um material muito sensível à temperatura e, como tal, pequenas variações da temperatura da amostra ao longo de um ensaio conduzem a uma redução da precisão e exactidão dos parâmetros reológicos medidos. Em particular, Anderson *et al.* (1994) referem que uma variação de temperatura de 1°C pode conduzir a variações do módulo complexo superiores a 25% para alguns betumes. Deste modo, é compreensível que a norma EN 14770 (2012) estabeleça que o sistema de controlo de temperatura deve garantir uma precisão de $\pm 0,1^\circ\text{C}$ em relação à temperatura pretendida para o ensaio.

No âmbito deste trabalho utilizou-se um sistema de controlo de temperatura do tipo Peltier, que permite atingir temperaturas entre 0°C e aproximadamente 148°C, ainda que não seja aconselhável utilizá-lo a temperaturas próximas do limite superior. De acordo com Airey (1997), este tipo de sistema opera através de um efeito termo-eléctrico, assegurando uma resposta particularmente rápida. Reconhece-se, no entanto, que o sistema utilizado tem uma grande desvantagem, uma vez que só o prato inferior pode ser controlado termicamente. Consequentemente, a uniformidade térmica das amostras pode ser influenciada de forma importante, sobretudo quanto maior for a sua espessura.

Para verificar a precisão do sistema Peltier utilizou-se um termopar, tendo-se constatado que os valores de temperatura indicados pelo *software* eram concordantes com a temperatura do prato inferior. Não obstante, e em virtude do prato superior não poder ser controlado termicamente, foi também realizado, previamente à introdução das amostras, um pré-aquecimento do prato superior por contacto com prato inferior e durante os ensaios colocou-se uma peça metálica em torno das mesmas, de forma a minimizar as perdas de calor, tal como se ilustra na Figura 4.9. Faz-se porém notar que o pré-aquecimento do prato superior serviu apenas para melhorar a adesão entre o betume e o prato superior, mas é de esperar que sofra um posterior arrefecimento ao deixar de estar em contacto com prato inferior. Além disso, acredita-se que a peça metálica, embora minimize as perdas de calor, não é suficiente para garantir a uniformidade térmica das amostras de betume. Contudo, por limitações de tempo, não foi possível resolver este problema.

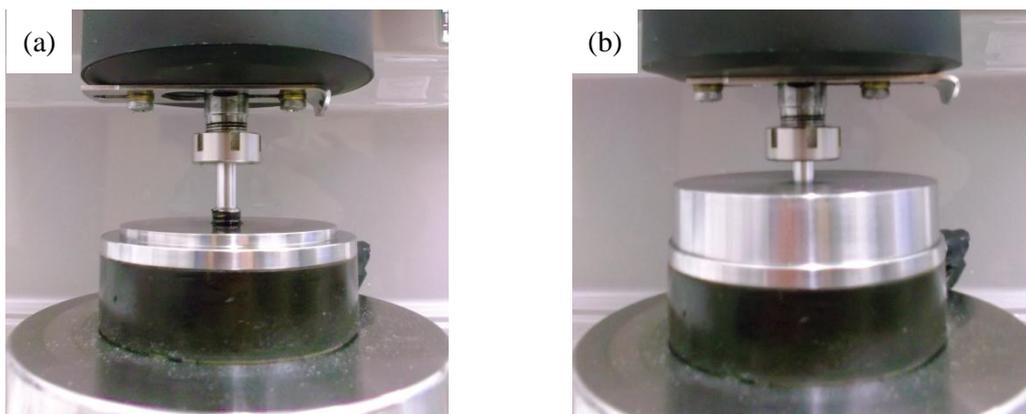


Figura 4.9 - Sistema de controlo de temperatura: (a) sem peça metálica e (b) com peça metálica em torno da amostra de betume.

Gaskin (2013), citando um estudo efectuado por Teugels and Nilsson (1995), refere que a utilização do sistema Peltier não é recomendável para a realização de ensaios em betumes a temperaturas superiores a 80°C. Esta consideração foi tida em conta nos ensaios realizados no âmbito deste trabalho.

4.3. Procedimentos e condições gerais dos ensaios

4.3.1. Ensaio de caracterização reológica

Os ensaios de caracterização reológica foram realizados com base na norma EN 14770 (2012), na qual se indicam procedimentos e recomendações para a determinação do módulo complexo e do ângulo de fase de betumes, na gama de comportamento viscoelástico linear. Deste modo, foram realizados vários ensaios oscilatórios, que se podem subdividir basicamente em dois tipos:

- Varrimentos de deformação, para determinação da gama de viscoelasticidade linear;
- Varrimentos de frequência, para obtenção das propriedades reológicas a várias temperaturas.

Os varrimentos de deformação foram realizados antes dos varrimentos de frequência. No entanto, uma vez que as condições em que foram efectuados os varrimentos de deformação dependem das condições adoptadas nos varrimentos de frequência, é necessário começar por descrever estas últimas.

Assim sendo, as frequências utilizadas nos varrimentos de frequência variaram entre 0,1 e 10 Hz enquanto as temperaturas variaram entre 15 e 75°C, sendo importante notar que estas condições não foram escolhidas aleatoriamente. A gama de frequências adoptadas coincide com a recomendada pela norma EN 14770 (2012). Em relação à gama de temperaturas, a mesma norma exige apenas que o reómetro seja capaz de assegurar temperaturas entre 5 e 85°C, sendo igualmente referido que, na maioria dos casos, é suficiente considerar temperaturas entre 25 e 85°C. No entanto, devido aos problemas associados ao sistema de controlo de temperatura utilizado e, pelo facto, de se ter verificado que a 75°C, os valores do módulo complexo medidos já eram muito reduzidos (inferiores a 1 kPa),

selecionou-se uma temperatura máxima de 75°C. Por sua vez, não foram adoptadas temperaturas inferiores a 15°C para evitar níveis de rigidez das amostras demasiado elevados (superiores a 30 MPa), que poderiam conduzir a problemas de imprecisão nos resultados devido às limitações inerentes ao próprio equipamento ou sistema de medição utilizados (para PP8 a norma recomenda uma rigidez máxima de 10 MPa). Não obstante, considera-se que as temperaturas utilizadas abrangem a maioria das temperaturas típicas a que um pavimento se encontra exposto em condições de serviço, pelo menos no caso de Portugal.

No Quadro 4.3 resumem-se as condições gerais adoptadas nos ensaios de varrimento de frequência.

Quadro 4.3 - Condições gerais adoptadas nos ensaios de varrimento de frequência.

Parâmetro	Configuração de ensaio 1	Configuração de ensaio 2
Temperatura	15°C - 55°C	45°C - 75°C
Frequência	0,1 - 10 Hz	0,1 - 10 Hz
Diâmetro do prato superior	8 mm	25 mm
Afastamento entre pratos (<i>gap</i>)	2 mm	1 mm

A 45 e 55°C os testes foram realizados com ambas as geometrias apenas para verificar se a utilização de uma ou outra geometria tinha alguma influência nos resultados experimentais obtidos a essas temperaturas. Para esse propósito, construíram-se os diagramas de Black indicados nas Figuras 4.10 e 4.11, com base na média das medições efectuadas com uma e outra geometria.

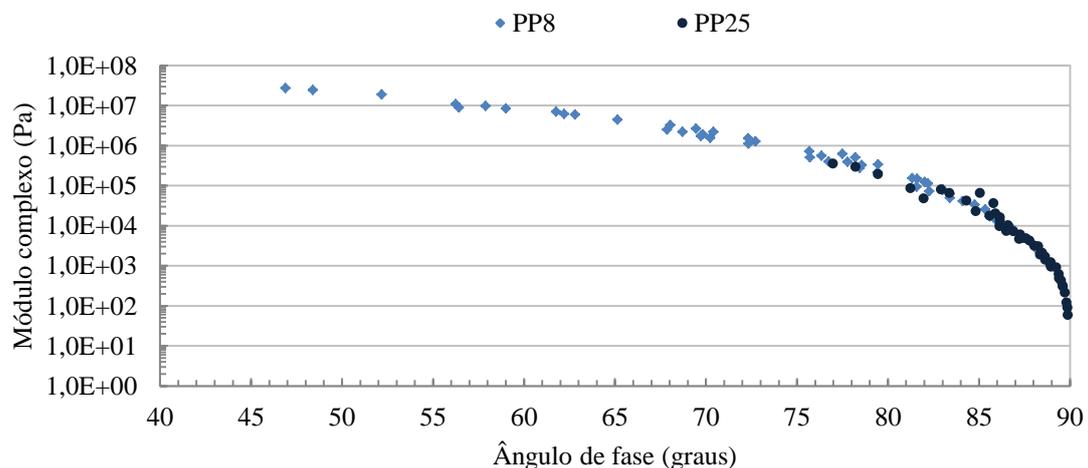


Figura 4.10 - Diagrama de Black correspondente ao betume 35/50, construído a partir das medições realizadas com ambas as geometrias.

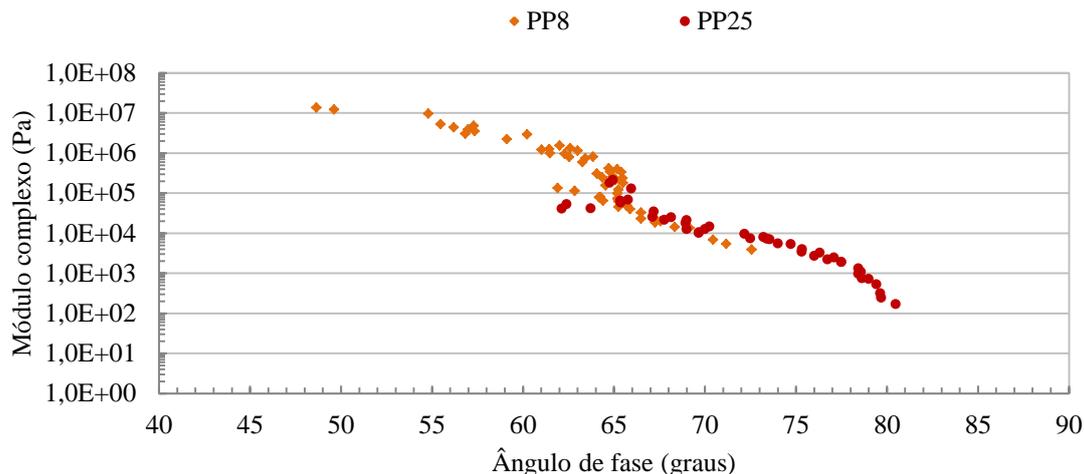


Figura 4.11 - Diagrama de Black correspondente ao betume PMB 45/80-65, construído a partir das medições realizadas com ambas as geometrias.

Por observação das Figuras 4.10 e 4.11, é possível constatar que aparentemente não existe uma dispersão significativa das medições obtidas com uma e outra geometria (correspondentes à região onde o ângulo de fase toma aproximadamente valores entre 76°C e 88°C e entre 62°C e 74°C no caso dos betumes 35/50 e PMB 45/80-65, respectivamente). Contudo, a dispersão de resultados aparenta ser ligeiramente mais pronunciada no caso do betume PMB 45/80-65.

Ressalva-se que, embora tenham sido feitas tentativas para obter medições com a geometria PP25 às temperaturas de 35°C e 25°C, isso não foi possível porque se verificaram resultados duvidosos, como por exemplo o facto do módulo complexo não ter um aumento monotónico à medida que a frequência aumentava. Esta situação pode ser devida a limitações inerentes ao próprio reómetro e, portanto, a geometria PP25 só foi utilizada para efectuar medições a temperaturas iguais ou superiores a 45°C. Este procedimento contribuiu para garantir que a escolha das geometrias fosse efectuada, não só com base na rigidez das amostras, mas também com base nas limitações do equipamento utilizado.

No caso dos ensaios com a geometria PP8 começou-se à temperatura mais elevada (55°C) e prosseguiu-se até à temperatura mais baixa (15°C). Pelo contrário, no caso dos ensaios com a geometria PP25 começou-se à temperatura mais baixa (45°C) e prosseguiu-se até à temperatura mais elevada (75°C). Em nenhum caso foi excedida a taxa de variação da temperatura indicada na norma EN 14770 (2012) e correspondente a 5°C/min.

O procedimento utilizado antes da inicialização dos ensaios, independentemente de serem varrimentos de frequência ou de deformação, foi o seguinte:

- Após ligar o reómetro, montar a geometria pretendida;
- Através do *software* associado ao aparelho, seleccionar o modo de ensaio pretendido e a geometria utilizada;

- Efectuar o zero do *gap* à temperatura intermédia relativamente àquelas que serão utilizadas nos ensaios (no caso de ser utilizada uma única temperatura, efectuar o zero do *gap* a essa temperatura);
- Pré-aquecer os pratos do reómetro por contacto um com o outro durante 5 minutos de forma a garantir uma boa adesão da amostra de betume aos pratos (o pré-aquecimento foi realizado a 75°C no caso do betume 35/50 e a 90°C no caso do PMB 45/80-65);
- Levantar ligeiramente o prato superior e introduzir rapidamente a amostra de betume (para evitar um arrefecimento excessivo do prato superior), a qual deverá ficar razoavelmente alinhada entre os pratos;
- Reduzir rapidamente o *gap* até: (valor do *gap* que será utilizado no ensaio) + 0,05mm;
- Após esperar 5 minutos, remover o excesso de amostra junto à periferia do prato superior, utilizando uma espátula aquecida;
- Reduzir o *gap* até ao valor que será utilizado no ensaio, tendo o cuidado de verificar que não existe uma quantidade excessiva ou insuficiente de betume entre os pratos;
- Selecionar a temperatura a utilizar no ensaio;
- Colocar a peça metálica a envolver a amostra para evitar perdas de calor.

Antes do início de cada ensaio, procurou-se ainda garantir que as amostras atingiam um estado de equilíbrio térmico e, para esse efeito, deixou-se que as mesmas estabilizassem termicamente por um período de 15 minutos a cada uma das temperatura de teste. Por outro lado, no final dos ensaios, efectuou-se um aquecimento dos pratos até 80°C de forma a ser possível remover a amostra e limpar o prato inferior do reómetro mais facilmente.

Tal como referido anteriormente, todas as medições reológicas foram efectuadas na região de viscoelasticidade linear, garantindo-se assim que o módulo complexo (relação tensão-deformação) depende somente da frequência e da temperatura, e não é afectado pela magnitude das tensões ou deformações.

Face ao exposto anteriormente, estão agora reunidas todas as informações necessárias para uma melhor compreensão das condições que foram utilizadas nos varrimentos de deformação. Assim sendo, em conformidade com as disposições da norma EN 14770 (2012), os varrimentos de deformação foram efectuados nas seguintes condições:

- à frequência mais elevada e à temperatura mais baixa associada a cada geometria (10 Hz e 15°C no caso de PP8; 10 Hz e 45°C no caso de PP25);
- à frequência mais baixa e à temperatura mais elevada associada a cada geometria (0,1 Hz e 55°C no caso de PP8; 0,1 Hz e 75°C no caso de PP25).

As amostras utilizadas nos varrimentos de deformação não foram utilizadas nos posteriores varrimentos de frequência, tendo servido apenas para se determinar a deformação-limite da região de viscoelasticidade linear. De acordo com a norma EN 14770 (2012), para que se esteja na região de viscoelasticidade linear, o valor do módulo complexo (G^*) não deve diferir mais de 5% do seu valor

inicial ($G^*_{inicial}$). Deste modo, realizou-se um varrimento de deformação de 0,02% a 20% e obtiveram-se as deformações-limite indicadas no Quadro 4.4, as quais correspondem à última medição experimental em que se verificou a condição $G^* > 0,95 G^*_{inicial}$.

Quadro 4.4 - Deformações-limite da região de viscoelasticidade linear.

Betume	Geometria	Condições		Deformação-limite da região de viscoelasticidade linear (%)
		Temperatura (°C)	Frequência (Hz)	
35/50	PP8 (gap = 2000 mm)	15	10	1,4
		55	0,1	> 20
	PP25 (gap = 1000 mm)	45	10	8,4
		75	0,1	> 20
PMB 45/80-65	PP8 (gap = 2000 mm)	15	10	1,4
		55	0,1	> 20
	PP25 (gap = 1000 mm)	45	10	9,0
		75	0,1	> 20

Analisando o Quadro 4.4 é possível verificar que as condições de temperatura mais baixa e frequência mais elevada são mais condicionantes, uma vez que conduzem a um menor valor da deformação-limite da região de viscoelasticidade linear. Nas condições supracitadas é também possível constatar que ambos os betumes apresentam deformações-limite semelhantes (a 15°C e 10 Hz obteve-se inclusivamente um valor igual), podendo concluir-se que os polímeros utilizados na modificação não conduzem a alterações significativas na dimensão da gama de deformações onde o betume tem um comportamento viscoelástico linear. Para temperaturas mais elevadas e frequências mais baixas não se registou uma diminuição do módulo abaixo de 95% do seu valor inicial e, portanto, a deformação-limite é superior a 20% para ambos os betumes.

A título de exemplo, a Figura 4.12 ilustra um dos varrimentos de deformação a que ambos os betumes foram submetidos (correspondente às condições de temperatura e frequência mais condicionantes).

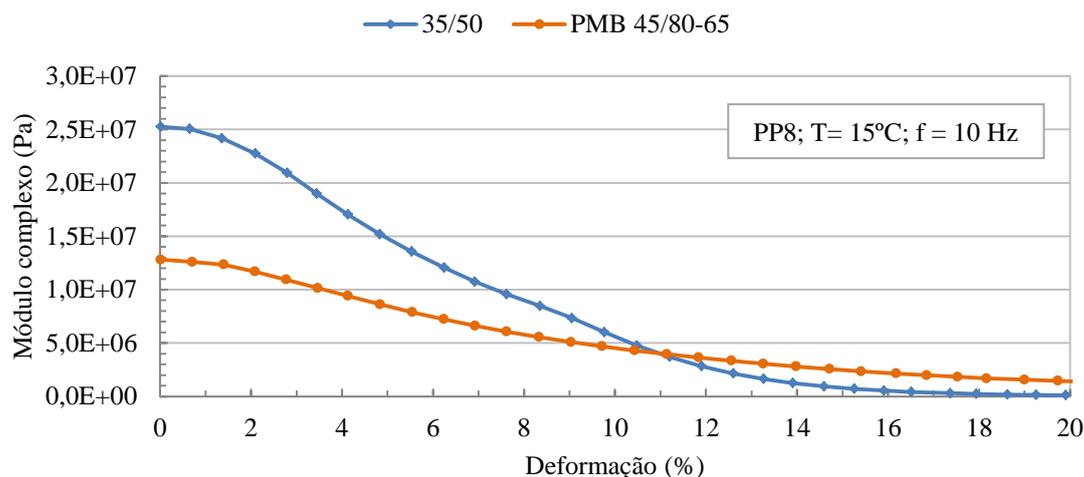


Figura 4.12 – Exemplo de um varrimento de deformação realizado em ambos os betumes.

Tendo em conta a Figura 4.12 e o que foi exposto anteriormente, faz-se notar que se poderiam ter efectuado os varrimentos de deformação considerando, quer uma gama mais ampla de deformações, quer uma maior densidade de medições ou ainda considerando um maior número de temperaturas. No entanto, para limitar o tempo dos ensaios e considerando que o objectivo dos varrimentos de deformação é somente servir de base para a selecção do nível de deformação a aplicar nos varrimentos de frequência, não se julgou relevante considerar esses aspectos.

Deste modo, face aos resultados obtidos e, por uma questão de simplicidade, adoptou-se uma deformação de 0,5% para todos os ensaios de varrimento de frequência. Para avaliar a repetibilidade das medições decorrentes deste tipo de ensaios, foram efectuadas três medições e calculou-se a média, o desvio padrão e o coeficiente de variação $((\text{desvio padrão}/\text{média}) \times 100)$ do módulo complexo e do ângulo de fase. Além disso, averiguou-se também a repetibilidade dos resultados de acordo com o método proposto na norma EN 14770 (2012). Porém, ressalva-se que na representação daquelas propriedades reológicas foi considerada somente a média das medições efectuadas e que correspondem às indicadas nos apêndices A e B.

Salienta-se ainda que no caso das medições realizadas com ambas as geometrias (às temperaturas de 45 e 55°C), optou-se por seleccionar os resultados em função dos valores do módulo complexo, isto é, para os valores experimentais de $|G^*|$ superiores a 100 kPa consideraram-se as medições efectuadas com PP8 e para os valores experimentais de $|G^*|$ inferiores a 100 kPa consideraram-se as medições efectuadas com PP25. Verificou-se, no entanto, que a 55°C e para a gama de frequências adoptada, os valores de $|G^*|$ eram sempre inferiores a 100 kPa, independentemente do betume, e como tal optou-se por considerar as medições obtidas com a geometria PP25. Pelo contrário, a 35°C seria desejável que as medições correspondentes a baixas frequências fossem realizadas com uma geometria PP25, uma vez que se obtiveram valores de $|G^*|$ inferiores a 100 kPa, mas isso não foi possível por razões já apontadas anteriormente. Deste modo, a geometria adoptada em cada situação nem sempre cumpre os critérios baseados nos valores de rigidez

(indicados na norma EN14770 (2012)), ainda que os mesmos aparentem ter um carácter meramente indicativo. De facto, uma melhor solução para a escolha da geometria mais adequada parece ser a construção de diagramas de Black com medições efectuadas com ambas as geometrias e observando a região onde as medições deixam de apresentar uma sobreposição aceitável.

4.3.2. Ensaio de fadiga

Na ausência de um procedimento normalizado a nível europeu, os ensaios de fadiga foram todos realizados a uma frequência de 10 Hz, a uma temperatura de 15°C e no modo de deformação controlada. A geometria utilizada foi a de pratos paralelos, tendo o diâmetro do prato superior 8 mm de diâmetro (PP8), e o afastamento entre pratos foi de 2 mm. Estas condições gerais de ensaio são relativamente semelhantes às adoptadas na maioria dos ensaios de fadiga encontrados na literatura e realizados com o reómetro de corte dinâmico.

O procedimento de preparação das amostras foi semelhante ao referido no subcapítulo 4.3.1, sendo que após da introdução das amostras de betume puro a 75°C e das amostras de betume modificado a 90°C, a temperatura foi progressivamente reduzida até 15°C a uma taxa não superior a 5°C/min. A duração total do referido procedimento foi de cerca de 30 minutos, previamente ao início de cada ensaio.

Os ensaios de fadiga efectuados foram essencialmente de dois tipos:

- Ensaio de fadiga a deformação constante;
- Ensaio de fadiga com incremento sucessivo de deformação.

De seguida, efectua-se uma descrição mais detalhada de cada um dos ensaios supracitados.

4.3.2.1. Ensaio de fadiga a deformação constante

Os ensaios de fadiga a deformação constante foram realizados, quer de uma forma contínua, quer com a introdução de períodos de repouso, de modo a avaliar a capacidade auto-regeneradora e o seu efeito na vida à fadiga de ambos os betumes. Os períodos de repouso tiveram uma duração relativamente curta, pelo que os testes efectuados se podem considerar como sendo de tipo intermitente.

Os ensaios de fadiga contínuos foram realizados a três níveis diferentes de deformação, de modo a ser possível estabelecer uma lei de fadiga. Deste modo, os níveis de deformação considerados foram de 1,2, 1,6 e 2%, independentemente do tipo de betume. Estas deformações enquadram-se dentro e fora da região de viscoelasticidade linear, mas procurou-se que fossem suficientemente pequenas para evitar uma evolução demasiado rápida de danos nas amostras ou até mesmo o colapso prematuro das mesmas.

Por sua vez, sabendo-se que a capacidade auto-regeneradora é geralmente tanto mais evidente, quanto menor for o nível de deformação aplicado, resolveu-se realizar os testes intermitentes a uma

deformação de 1,2%. Além disso, ao realizar os testes intermitentes a este nível de deformação, é também possível averiguar o efeito que os períodos de repouso têm na vida à fadiga, comparativamente com os ensaios contínuos realizados a 1,2%.

Há também que referir que foi verificado que para deformações inferiores a 1,2%, os ensaios tornavam-se excessivamente morosos, o que se justifica com o facto do tempo necessário para se atingirem danos significativos nas amostras ser significativamente maior, à medida que se reduz o nível de deformação. Por outro lado, devido ao tempo limitado para a realização dos ensaios, não foi possível considerar um maior número de níveis de deformação diferentes.

No que respeita aos testes intermitentes, inicialmente foi considerado o esquema de carregamento proposto por Shen *et al.* (2010), no qual a amostra é solicitada durante 1 segundo e deixada em repouso durante alguns segundos (1, 2, 4 e 6 segundos). Porém, constatou-se que, após o período de repouso, o reómetro não conseguia aplicar o nível de deformação pretendido. Uma possível causa para este acontecimento é que a resposta do reómetro utilizado não é suficientemente rápida para se conseguir passar de uma situação de repouso, na qual a deformação aplicada é nula, para uma situação em que se pretende aplicar uma deformação durante um período de carregamento tão curto.

Assim sendo, optou-se pela consideração de períodos de carregamento de 10 segundos, tendo-se adoptado períodos de repouso de 4 e 8 segundos. No caso do betume puro, utilizou-se ainda um período de repouso de 16 segundos. No caso do betume modificado, este período não foi considerado, porque se verificou ser necessário um período de tempo demasiado longo (superior a 18 horas) para completar o ensaio. A sequência de carregamento adoptada nos testes intermitentes encontra-se esquematizada na Figura 4.13 salientando-se que só foi efectuada uma medição por cada 10 segundos de carregamento e essa medição resultou da integração de medições realizadas no último segundo correspondente ao tempo de carregamento.

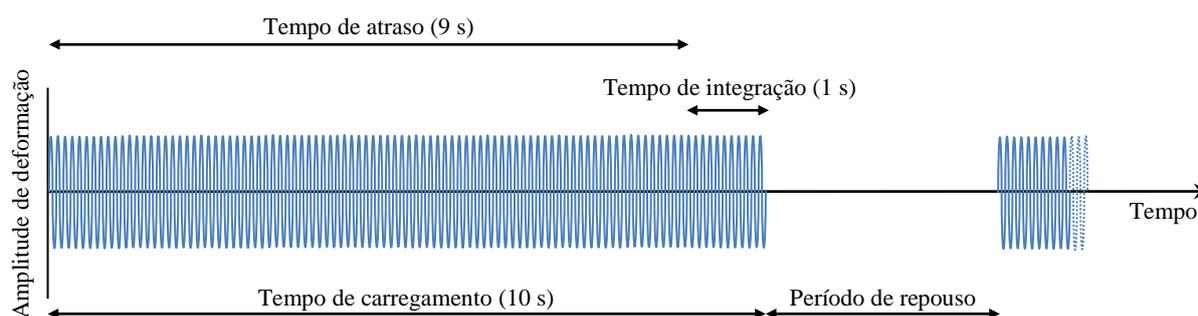


Figura 4.13 - Sequência de carregamento adoptada nos testes de fadiga intermitentes.

Neste contexto, há que sublinhar que o tempo limitado para a realização deste trabalho, bem como as limitações inerentes à utilização do equipamento, foram uma forte condicionante para a realização dos ensaios de fadiga a deformação constante (sobretudo no caso dos ensaios intermitentes realizados sob as amostras do betume modificado) e, como tal, optou-se por realizar estes ensaios apenas até ao ponto onde se verificou uma redução de 50% do módulo complexo inicial. Além disso, os rácios entre o

período de repouso e o período de carregamento foram escolhidos de forma a que o tempo total de cada ensaio não ultrapassasse 14 horas.

Inicialmente decidiu-se fazer 3 medições para averiguar a repetibilidade dos resultados. No entanto, muitos dos ensaios tiveram que ser repetidos mais do que 2 vezes (alguns ensaios foram repetidos 10 vezes ou mais), por se ter verificado resultados indesejáveis, tais como uma evolução atípica do módulo complexo ao longo do tempo ou valores demasiado díspares desta propriedade reológica. Julga-se que a razão para a ocorrência destes resultados está relacionada com dois aspectos fulcrais: o sistema de controlo de temperatura utilizado e a perda de adesão da amostra em relação ao prato superior. Tais resultados foram obviamente excluídos, tendo-se optado por seleccionar os 3 ensaios que permitiram a obtenção das medições mais razoáveis. Para esse efeito, teve-se em conta os valores iniciais do módulo complexo e também a sua evolução ao longo do ensaio.

As medições efectuadas foram utilizadas para a caracterização da resistência dos betumes em relação à fadiga, bem como para a avaliação da sua capacidade auto-regeneradora, quer considerando o critério tradicional de 50% de redução do módulo complexo, quer com base no conceito de taxa de variação de energia dissipada (*RDEC*).

4.3.2.2. Ensaio de fadiga com incremento sucessivo de deformação

Os ensaios de fadiga com incremento sucessivo de deformação foram realizados essencialmente com base no trabalho de Johnson (2010) e numa versão modificada da norma AASHTO TP 101-12 (2012) disponível em (MARC, 2014).

Assim sendo, em primeiro lugar, as amostras de cada um dos betumes foram primeiramente sujeitas a um varrimento de frequência de 0,1 a 30 Hz, de forma a determinar o parâmetro m e, por conseguinte, o valor do parâmetro α .

Em segundo lugar, foi realizado um varrimento de deformação, tendo-se utilizado os seguintes valores: 0,1%, 1%, 2%, 3%, 4%, 5%, 6%, 7%, 8%, 9%, 10%, 11%, 12%, 13%, 14%, 15%, 16%, 17%, 18% e 19%. Para cada um destes 20 níveis de deformação foram efectuadas 10 medições, resultando um total de 200 medições. Faz-se notar que se verificou ser possível introduzir níveis de deformação superiores a 19%, mas não sem que isso implicasse uma breve paragem do ensaio. De facto, para a configuração de ensaio em questão (amplitudes de deformação sucessivamente crescentes, com 10 medições em cada patamar de deformação), o *software* utilizado permitia apenas a realização de 200 medições e, como tal, julgou-se ser preferível considerar somente os níveis de deformação indicados.

O incremento sucessivo de deformação foi efectuado segundo um esquema de patamares ou degraus, que tem também sido adoptado por vários autores (Johnson, 2010; Hintz *et al.*, 2011; Willis *et al.*, 2012).

Foram realizados três ensaios para cada um dos betumes, de forma a averiguar a repetibilidade dos resultados. As medições obtidas foram tratadas com base na abordagem do dano

contínuo viscoelástico, utilizando-se as expressões indicadas no subcapítulo 3.3.3 para obtenção da lei de fadiga. Os resultados que serão apresentados dizem respeito à média dos parâmetros obtidos em cada um dos ensaios.

5. Apresentação e discussão de resultados

5.1. Resultados dos ensaios de caracterização reológica

5.1.1. Repetibilidade das medições

A repetibilidade das medições resultantes dos varrimentos de frequência foi averiguada a partir do cálculo dos coeficientes de variação do módulo complexo e do ângulo de fase. Os resultados obtidos encontram-se apresentados nos Quadros 5.1 a 5.4.

Quadro 5.1 - Coeficientes de variação do módulo complexo do betume 35/50.

Coeficientes de variação (%) do módulo complexo (G^*)				
Geometria: PP8 (gap = 2 mm)				
Temperatura (°C)	$0,1 < f \text{ (Hz)} \leq 1$		$1 < f \text{ (Hz)} \leq 10$	
	min	máx	min	máx
15	6,6	19,3	10,6	13,2
25	17,7	21,0	13,0	16,4
35	13,4	14,8	11,6	12,9
45	11,2	11,9	10,6	11,0
55	11,4	12,1	11,1	11,7
Geometria: PP25 (gap = 1 mm)				
Temperatura (°C)	$0,1 < f \text{ (Hz)} \leq 1$		$1 < f \text{ (Hz)} \leq 10$	
	min	máx	min	máx
45	0,5	3,1	0,9	2,5
55	1,4	1,8	1,5	1,9
65	1,2	1,7	1,2	1,7
75	1,4	1,7	0,9	2,3

Quadro 5.2 - Coeficientes de variação do módulo complexo do betume PMB 45/80-65.

Coeficientes de variação (%) do módulo complexo (G^*)				
Geometria: PP8 (gap = 2 mm)				
Temperatura (°C)	$0,1 < f \text{ (Hz)} \leq 1$		$1 < f \text{ (Hz)} \leq 10$	
	min	máx	min	máx
15	7,6	8,1	6,9	7,8
25	11,3	12,9	10,3	14,8
35	8,4	9,0	8,5	9,1
45	2,4	6,1	6,2	6,4
55	1,2	3,0	2,6	4,5
Geometria: PP25 (gap = 1 mm)				
Temperatura (°C)	$0,1 < f \text{ (Hz)} \leq 1$		$1 < f \text{ (Hz)} \leq 10$	
	min	máx	min	máx
45	0,4	4,8	3,5	4,9
55	3,0	3,9	3,4	4,9
65	3,2	3,5	2,5	3,6
75	3,1	3,7	3,0	3,3

Quadro 5.3 - Coeficientes de variação do ângulo de fase do betume 35/50.

Coeficientes de variação (%) do ângulo de fase (δ)				
Geometria: PP8 (gap = 2 mm)				
Temperatura (°C)	$0,1 < f \text{ (Hz)} \leq 1$		$1 < f \text{ (Hz)} \leq 10$	
	min	máx	min	máx
15	1,8	5,4	3,9	5,6
25	1,5	2,5	2,7	3,2
35	0,6	1,0	1,1	1,6
45	0,2	0,4	0,5	1,1
55	0,1	0,3	0,2	1,1
Geometria: PP25 (gap = 1 mm)				
Temperatura (°C)	$0,1 < f \text{ (Hz)} \leq 1$		$1 < f \text{ (Hz)} \leq 10$	
	min	máx	min	máx
45	0	2,3	0,1	0,6
55	0	0,1	0,1	0,7
65	0	0,1	0	0,2
75	0	0,2	0,1	0,3

Quadro 5.4 - Coeficientes de variação do ângulo de fase do betume PMB 45/80-65.

Coeficientes de variação (%) do ângulo de fase (δ)				
Geometria: PP8 (gap = 2 mm)				
Temperatura (°C)	$0,1 < f \text{ (Hz)} \leq 1$		$1 < f \text{ (Hz)} \leq 10$	
	min	máx	min	máx
15	0,5	1,4	1,5	2,3
25	0,1	1,0	0,3	3,3
35	0,1	1,5	0,1	0,3
45	1,1	2,2	0	0,8
55	1,3	2,4	0,4	2,0
Geometria: PP25 (gap = 1 mm)				
Temperatura (°C)	$0,1 < f \text{ (Hz)} \leq 1$		$1 < f \text{ (Hz)} \leq 10$	
	min	máx	min	máx
45	0,8	2,2	0,5	1,3
55	0,12	1,2	0,3	3,9
65	0,1	0,5	0,6	2,2
75	0,1	0,4	0,2	0,7

Os resultados obtidos tornam evidente que existe uma fraca repetibilidade das medições, especialmente nos valores do módulo complexo e nas medições efectuadas com uma geometria PP8 e a temperaturas mais baixas. Não obstante, no caso dos valores do ângulo de fase, a repetibilidade parece ser muito mais aceitável, existindo mesmo alguns coeficientes de variação nulos.

Pensa-se que a principal causa para a variabilidade dos valores do módulo complexo reside no facto do sistema de controlo de temperatura utilizado não ser o mais indicado, pois sabe-se que o módulo complexo é muito mais sensível à temperatura do que o ângulo de fase.

Por outro lado, há também que referir que surgiram dificuldades na preparação da amostra, nomeadamente ao nível de garantir uma quantidade adequada de betume entre os pratos, não se sabendo até que ponto este aspecto poderá conduzir a imprecisões nos resultados. Além disso, as amostras não foram todas ensaiadas no mesmo dia e, por conseguinte, os tempos de armazenamento distintos podem ter conduzido a ligeiras alterações nas propriedades dos betumes, mesmo em condições de ambiente controlado.

Outros aspectos a ter em conta são também os erros de precisão que podem estar associados ao sistema de medição e limitações do próprio equipamento utilizado, ou ainda o facto do tempo de equilíbrio térmico ter sido arbitrado, podendo acontecer que 15 minutos não sejam suficientes para haver uma estabilização das propriedades do betume a uma determinada temperatura.

A repetibilidade das medições foi também efectuada de acordo com o critério indicado na norma EN 14470 (2012) e que estipula que às temperaturas em que se utilizam ambas as geometrias deve verificar-se o seguinte:

a) os valores do módulo complexo a uma dada frequência, não devem diferir da média dos valores do módulo complexo (obtida a partir das medições efectuadas com uma e outra geometria) em mais do que 15%;

b) os valores do ângulo de fase a uma dada frequência, não devem diferir da média dos valores do ângulo de fase (obtida a partir das medições efectuadas com uma e outra geometria) em mais de 3°;

Quadro 5.5 - Critério de aceitabilidade das medições do módulo complexo, segundo a norma EN 14770 (2012).

Frequência (Hz)	Diferença (%) no módulo complexo (G^*) obtido com as duas geometrias ⁽¹⁾			
	Betume 35/50		PMB 45/80-65	
	45°C	55°C	45°C	55°C
0,1	27,6	30,5	29,9	34,7
0,15	27,6	31,0	29,5	34,2
0,2	27,8	31,1	29,1	33,4
0,5	27,7	31,0	28,1	31,6
0,8	26,8	31,5	28,5	31,2
1	24,4	31,7	28,5	30,9
1,5	26,7	31,8	30,6	29,3
2	26,7	31,5	30,9	30,7
5	27,7	31,8	29,8	32,6
8	27,4	31,7	30,8	32,4
10	27,4	31,7	30,8	32,6

⁽¹⁾ - em relação à média das medições efectuadas com uma geometria PP8 e PP25.

Quadro 5.6 - Critério de aceitabilidade das medições do ângulo de fase, segundo a norma EN 14770 (2012).

Frequência (Hz)	Diferença (°) entre os valores do ângulo de fase (δ) obtidos com as duas geometrias ⁽¹⁾			
	Betume 35/50		PMB 45/80-65	
	45°C	55°C	45°C	55°C
0,1	0,3	0,2	2,1	2,5
0,15	0,2	0,3	1,2	2,4
0,2	0,3	0,2	1,3	2,4
0,5	0,4	0,2	0,9	2,1
0,8	1,2	0,5	1,0	1,1
1	0,5	0,3	0,7	1,4
1,5	1,4	0,4	1,4	1,2
2	0,2	0,4	0,1	1,0
5	0	0,7	0,2	1,0
8	0	0,7	0,3	1,3
10	0,3	0,8	0,1	1,9

⁽¹⁾ - em relação à média das medições efectuadas com uma geometria PP8 e PP25.

A partir dos Quadros 5.5 e 5.6 verifica-se que o critério de aceitabilidade indicado na norma EN 14770 (2012) apenas é cumprido no caso das medições do ângulo de fase, confirmando-se novamente a maior repetibilidade das mesmas, por oposição ao que acontece com as medições do módulo complexo. É igualmente possível notar que a diferença entre as medições efectuadas com uma e outra geometria é maior no caso do PMB 45/80-65, o que confirma a maior dispersão de medições que foi observada no diagrama de Black correspondente ao PMB 45/80-65 e que foi apresentado anteriormente na Figura 4.11.

No caso de incumprimento de um dos critérios, a norma EN 14770 (2012) recomenda a repetição dos ensaios e isso foi efectuado para as temperaturas de 45 e 55°C, sem que houvesse contudo uma melhoria dos resultados. Deste modo, crê-se que a repetição das medições não constitui uma resolução para este problema, a menos que fossem identificadas as principais causas para a grande variabilidade das medições do módulo complexo, o que não foi possível devido a constrangimentos de tempo e limitações inerentes à utilização do equipamento. No entanto, uma dessas causas e, porventura a principal, poderá estar relacionada com o facto do sistema de controlo de temperatura não ser o mais adequado, tal como já se referiu anteriormente.

5.1.2. Representação das propriedades reológicas

A norma EN 14770 (2012) recomenda a construção de isócronas ou isotérmicas do módulo complexo e do ângulo de fase. No entanto, no âmbito deste trabalho, serão também construídas curvas-mestras e diagramas de Black relativos a estas duas propriedades reológicas.

Salienta-se ainda que poderiam ter sido efectuadas representações de outras propriedades reológicas, tais como a viscosidade complexa, módulo conservativo ou módulo dissipativo, mas, tal como se referiu anteriormente, as propriedades viscoelásticas fundamentais em regime dinâmico são o módulo complexo e o ângulo de fase, podendo as restantes ser obtidas a partir destas.

5.1.2.1. Isócronas

A variação das propriedades reológicas com a temperatura foi analisada a partir de isócronas do módulo complexo e do ângulo de fase correspondentes às frequências de 1 e 10 Hz, conforme se ilustra nas Figuras 5.1 a 5.4.

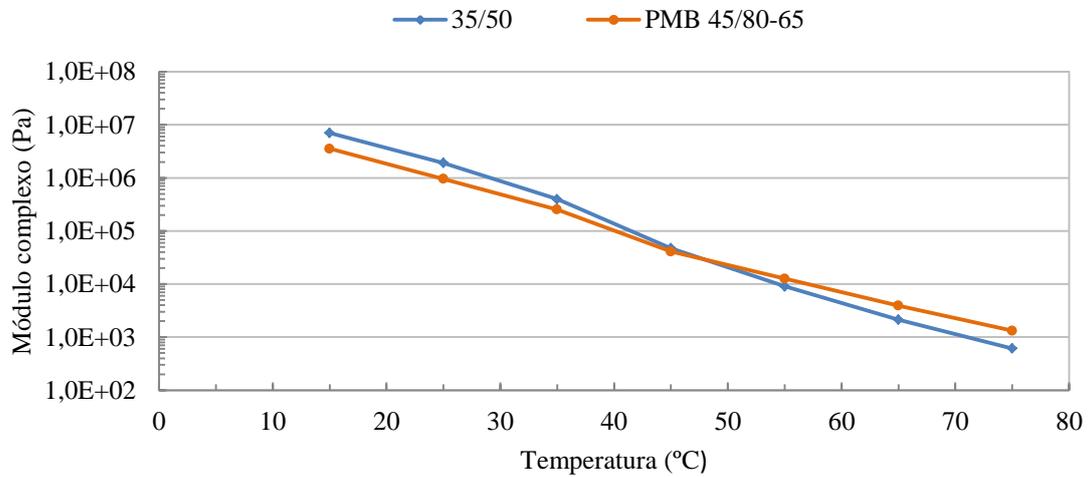


Figura 5.1 - Isócronas do módulo complexo a 1 Hz.

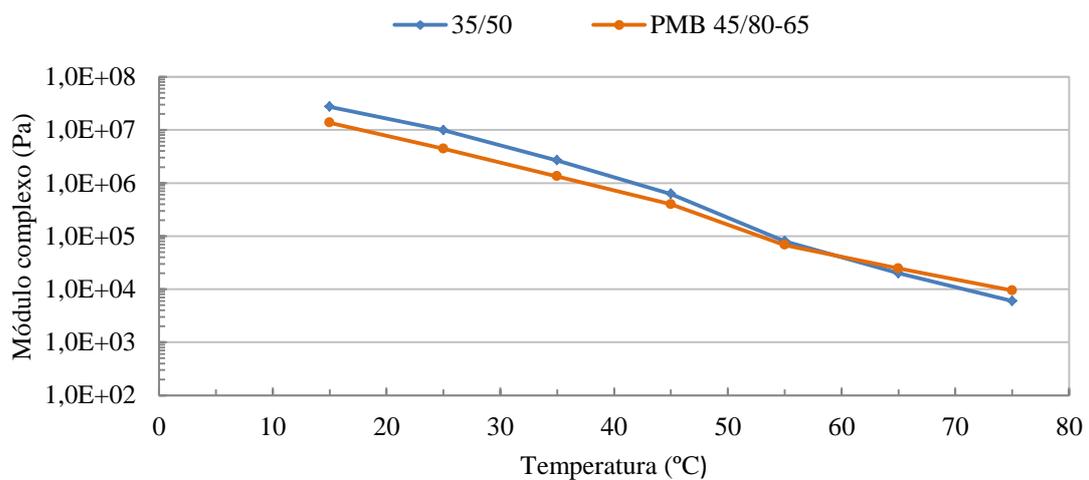


Figura 5.2 - Isócronas do módulo complexo a 10 Hz.

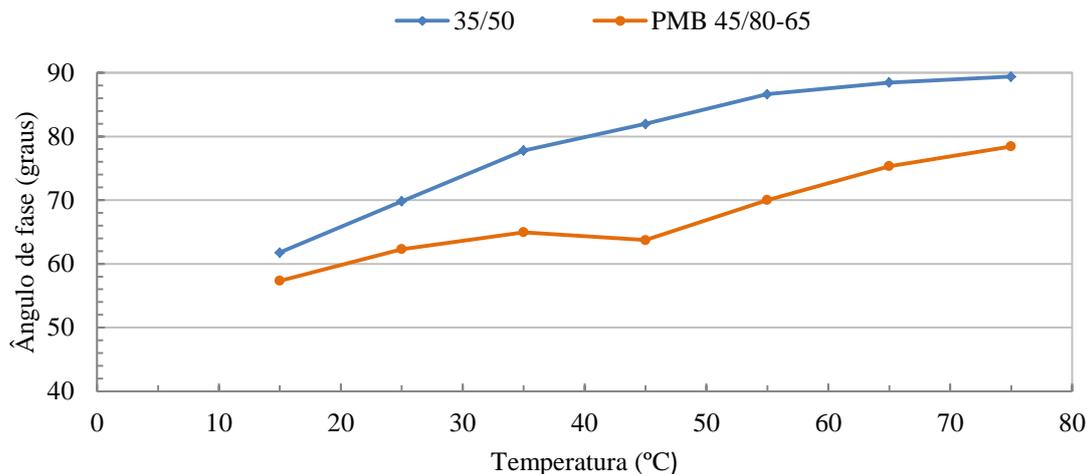


Figura 5.3 - Isócronas do ângulo de fase a 1 Hz.

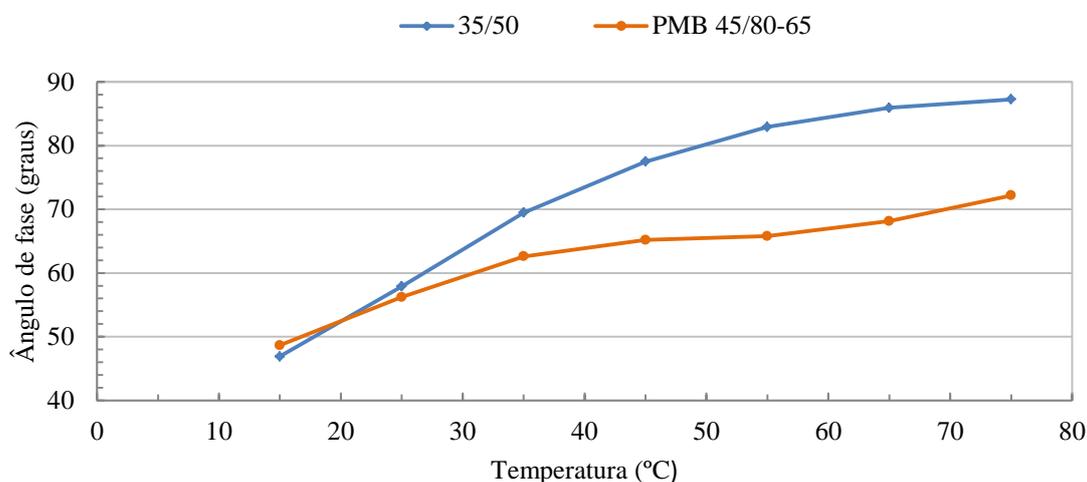


Figura 5.4 - Isócronas do ângulo de fase a 10 Hz.

Em ambos os betumes, verifica-se que o módulo complexo diminui à medida que a temperatura aumenta, ainda que essa diminuição não seja tão acentuada no caso do PMB 45/80-65. De facto, pode constatar-se que este betume é menos susceptível à temperatura, apresentando uma menor rigidez a baixas temperaturas e uma maior rigidez a temperaturas mais elevadas, quando comparado com o betume puro. Em particular, observa-se que o betume PMB 45/80-65 apresenta uma menor rigidez a 25°C, o que confirma o facto de possuir um valor mais elevado de penetração a 25°C em comparação com o betume 35/50. Com o aumento da frequência de 1 para 10 Hz, o módulo complexo também aumenta, ainda que a forma geral das curvas isócronas não sofra alterações significativas.

Relativamente às isócronas do ângulo de fase, verifica-se que as correspondentes ao betume puro apresentam um andamento parabólico e tendem para um valor de 90° à medida que a temperatura aumenta, o que permite indicar que a 75°C o comportamento deste betume já é próximo do puramente viscoso. Por outro lado, o ângulo de fase do betume modificado

apresenta uma evolução mais irregular, ainda que seja possível constatar que é geralmente inferior ao do betume puro, confirmando-se a presença de uma maior componente elástica em consequência da modificação com elastômeros.

O efeito da frequência parece ser mais evidente no caso das isócronas do ângulo de fase do que nas correspondentes ao módulo complexo, verificando-se, no entanto, que um aumento de frequência conduz a uma diminuição do ângulo de fase.

5.1.2.2. Isotérmicas

A variação do módulo complexo e do ângulo de fase com a frequência é mais perceptível a partir das curvas isotérmicas apresentadas nas Figuras 5.5 a 5.8.

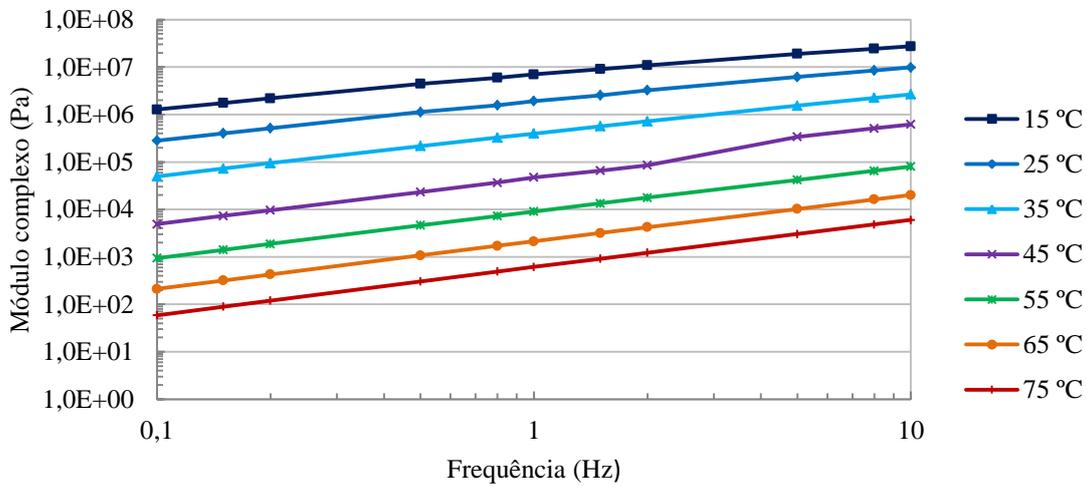


Figura 5.5 - Isotérmicas do módulo complexo correspondentes ao betume 35/50.

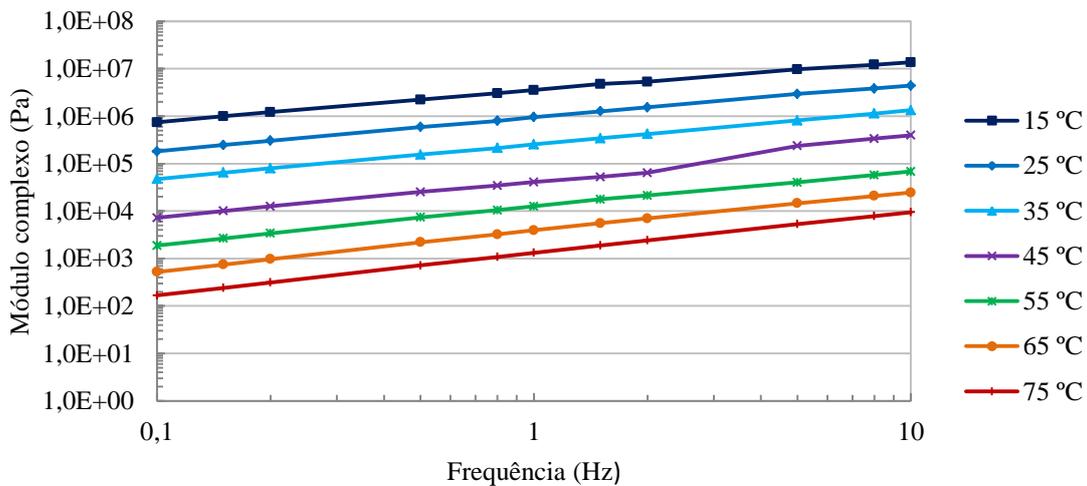


Figura 5.6 - Isotérmicas do módulo complexo correspondentes ao betume PMB 45/80-65.

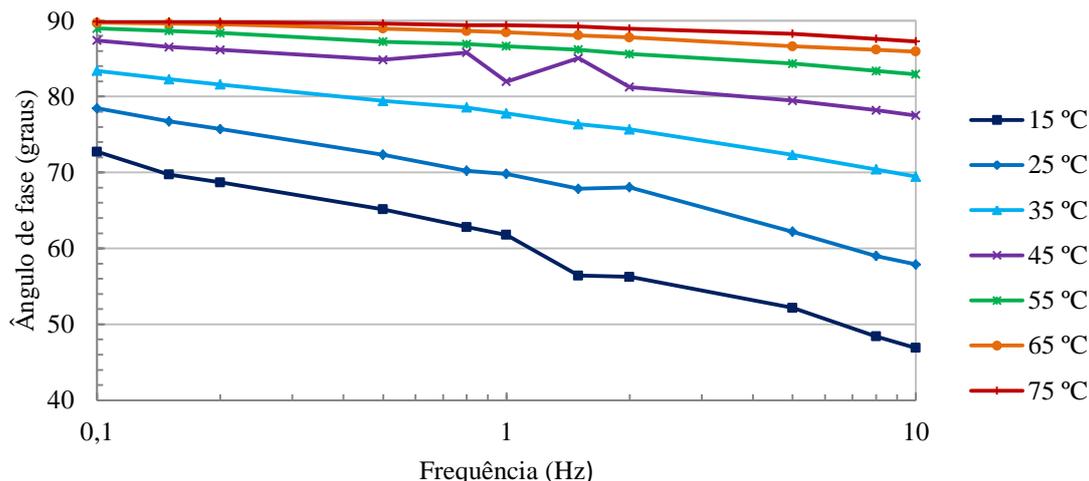


Figura 5.7 - Isotérmicas do ângulo de fase correspondentes ao betume 35/50.

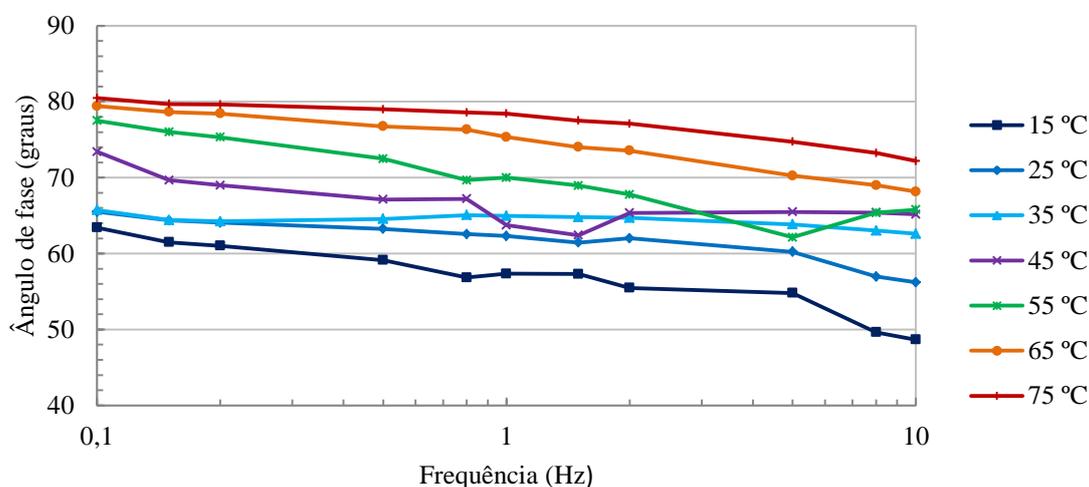


Figura 5.8 - Isotérmicas do ângulo de fase correspondentes ao betume PMB 45/80-65.

A partir das representações anteriores é possível verificar de uma forma mais clara o aumento e a diminuição, respectivamente, do módulo complexo e do ângulo de fase, à medida que a frequência aumenta.

É também possível constatar que, para uma mesma frequência, o módulo complexo aumenta à medida que a temperatura diminui, mas o ângulo de fase nem sempre diminui. De facto, no caso das isotérmicas correspondentes ao betume PMB 45/80-65, verifica-se que nem sempre há uma diminuição monotónica do ângulo de fase à medida que a frequência aumenta, e existem situações em que, para uma mesma frequência, o ângulo de fase é maior a uma temperatura mais elevada.

Verifica-se ainda que à menor temperatura (15°C), o módulo complexo do betume puro é ligeiramente superior ao do betume modificado enquanto à maior temperatura (75°C) acontece o contrário. Não obstante, a forma como se dá a evolução do módulo complexo com a frequência é semelhante em ambos os betumes (o declive das isotérmicas é semelhante), ainda

que no caso do betume puro exista um maior afastamento entre duas isotérmicas consecutivas, o que é revelador de uma maior sensibilidade do módulo complexo relativamente à temperatura. De forma análoga, de um modo geral também se pode constatar que a variação do ângulo de fase com a temperatura é consideravelmente maior no caso do betume puro do que no caso do betume modificado.

No entanto, uma análise mais minuciosa permite verificar que em termos de variação com a frequência, quer o módulo complexo, quer o ângulo de fase do PMB 45/80-65 aparentam sofrer menores variações quando comparados com os do betume 35/50. Deste modo, pode concluir-se que globalmente as propriedades reológicas do betume puro são mais susceptíveis às variações de temperatura, mas também às variações de frequência.

O betume modificado apresenta geralmente uma menor rigidez e maior elasticidade a temperaturas mais baixas, bem como uma maior rigidez e maior elasticidade a temperaturas mais elevadas, reunindo assim características que permitem uma resposta mais eficaz aos fenómenos de fadiga e de deformação permanente, respectivamente.

5.1.2.3. Curvas-mestras

De acordo com Read and Whiteoak (2003), as curvas mestras do módulo complexo e do ângulo de fase fornecem um perfil reológico completo do betume, uma vez que permitem descrever o seu comportamento sob uma vasta gama de condições.

Assim sendo, recorreu-se ao princípio da sobreposição tempo-temperatura e construíram-se curvas-mestras das referidas propriedades reológicas a uma temperatura de referência de 25°C. Os factores de deslocamento, a_T , foram escolhidos manualmente de modo a obter uma sobreposição adequada das várias curvas isotérmicas relativas ao módulo complexo e ângulo de fase. Posteriormente, recorreu-se ao método dos mínimos quadrados de forma a determinar as constantes da equação de William, Landel e Ferry, tendo-se obtido um valor de 11,42 para a constante c_1 e um valor de 97,36 para a constante c_2 . Estes valores foram obtidos para ambos os betumes, pois verificou-se que a adopção dos mesmos factores de deslocamento para os dois betumes permitia uma sobreposição razoável das diferentes isotérmicas. Salienta-se também que os factores de deslocamento utilizados para a construção das curvas-mestras do módulo complexo foram iguais aos que foram utilizados para a construção das curvas-mestras do ângulo de fase, uma vez que esta simplificação se mostrou aceitável.

A Figura 5.9 pretende mostrar a variação dos factores de deslocamento com a temperatura, incluindo-se os factores determinados manualmente e o ajustamento com a equação de William, Landel e Ferry.

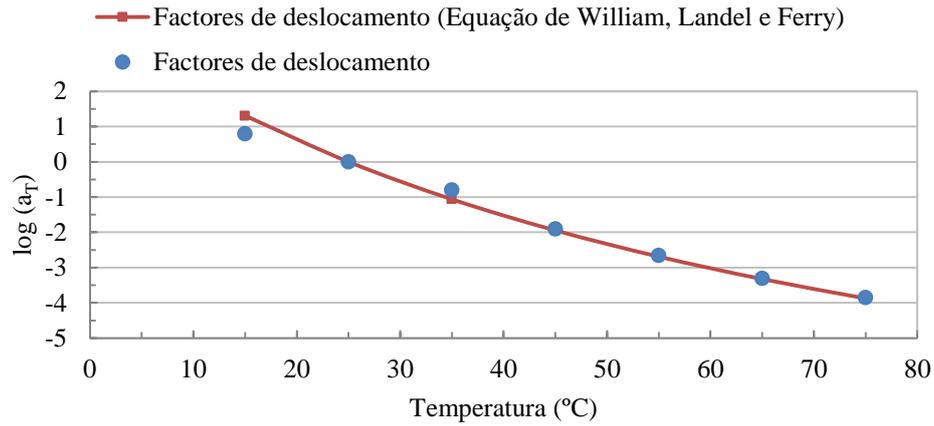


Figura 5.9 - Variação dos factores de deslocamento com a temperatura (notar que para a temperatura de referência de 25°C, o valor de $\log(a_T)$ é igual zero, vindo $a_T = 1$).

Por observação da Figura 5.9 é possível verificar que a equação de William, Landel e Ferry permite um ajustamento satisfatório aos factores de deslocamento determinados manualmente.

As Figuras 5.10 e 5.11 correspondem às curvas-mestras do módulo complexo e do ângulo de fase correspondentes a ambos os betumes.

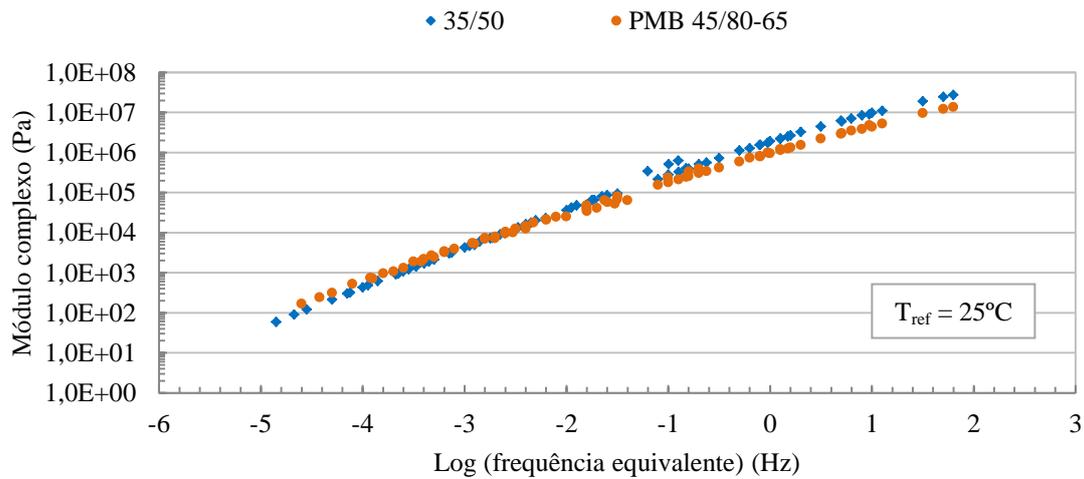


Figura 5.10 - Curvas-mestras do módulo complexo dos betumes 35/50 e PMB45/80-65.

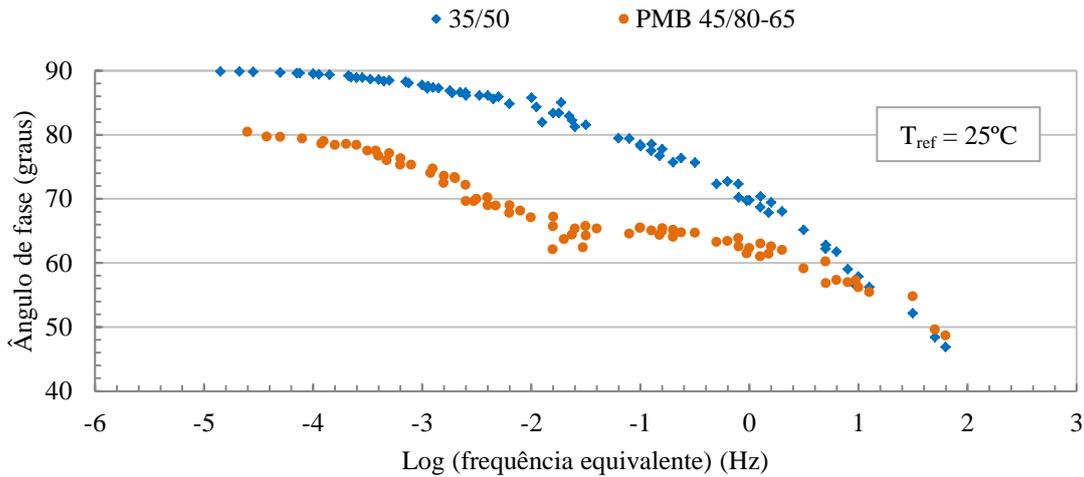


Figura 5.11 - Curvas-mestras do ângulo de fase dos betumes 35/50 e PMB45/80-65.

A partir da Figura 5.10 é possível verificar que existe uma diferença, ainda que aparentemente ligeira, entre as curvas-mestras do módulo complexo de ambos os betumes. Porém, é notório que a baixas frequências o módulo complexo do betume modificado tende a ser maior que o do betume puro enquanto para frequências mais elevadas sucede o oposto. Tal comportamento confirma as considerações feitas anteriormente quanto ao facto do betume puro apresentar maior rigidez a temperaturas mais baixas, pois segundo o princípio da sobreposição tempo-temperatura, elevadas frequências têm o mesmo efeito que baixas temperaturas nas propriedades reológicas do material.

Por sua vez, a Figura 5.11 mostra que os valores do ângulo de fase do betume modificado são, geralmente, bastante inferiores aos do betume 35/50. No entanto, a frequências mais elevadas, a diferença entre os ângulos de fase dos dois betumes é menos pronunciada ou mesmo inexistente. Para frequências muito elevadas, o betume puro chega mesmo a evidenciar uma maior elasticidade que o betume modificado. Porém, nesse domínio de frequências, a diferença entre os valores de ângulo de fase é muito reduzida e existem apenas 3 medições em que se verifica que o ângulo de fase do betume modificado é superior ao do betume puro. Deste modo, se se assumir que, em condições iguais de frequência e temperatura, a adição de elastómeros não conduz em circunstância alguma a uma menor elasticidade do betume modificado face ao betume puro (no limite seria igual), então as 3 medições em que tal hipótese não se verifica, podem resultar de erros experimentais. Não obstante, este aspecto só poderia ser encarado com rigor se fosse efectuado um maior número de medições reológicas, ou através de uma análise a nível microscópico que permitisse avaliar, não só o comportamento dos elastómeros, mas também a sua interação com o betume para frequências elevadas.

Na Figura 5.11 é ainda possível observar que a curva-mestra do ângulo de fase do betume PMB 45/80-65 apresenta um patamar numa região intermédia de frequências. A existência deste patamar também foi observada por Airey (2004) para betumes modificados com

SBS, tendo o autor afirmado que o referido patamar é um indicador de alterações na matriz do betume em consequência da matriz elástica conferida pelos polímeros. A forma geral das curvas-mestras é também bastante semelhante às obtidas por Airey (2004) (indicadas na Figura 2.14). Porém, faz-se notar que a forma das curvas pode ser muito influenciada pelas propriedades do betume-base, pelo tipo e concentração de polímeros utilizados e pela compatibilidade entre estes e o betume-base.

Ressalva-se ainda que se verificou uma sobreposição menos aceitável no caso das isotérmicas do ângulo de fase do PMB 45/80-65. Esta situação pode dever-se ao facto de, no caso de betumes modificados, o princípio da sobreposição tempo-temperatura apenas pode ser aplicável de forma parcial, isto é, apenas para a construção das curvas-mestras do módulo complexo, mas não das curvas-mestras do ângulo de fase, o que vai de encontro ao defendido, por exemplo, por Olard and Di Benedetto (2003). Estas dificuldades também podem ter contribuído para o facto de haver 3 pontos experimentais em que o ângulo de fase do PMB 45/80-65 resultou maior do que o do betume 35/50. Aliás, no subcapítulo seguinte confirma-se que esta poderá ser a principal causa para a ocorrência dessa situação.

5.1.2.4. Diagramas de Black

Na Figura 5.12 é possível observar os diagramas de Black de ambos os betumes em estudo. As medições apresentadas correspondem à média de cada uma das medições individuais resultantes dos varrimentos de frequência às diferentes temperaturas.

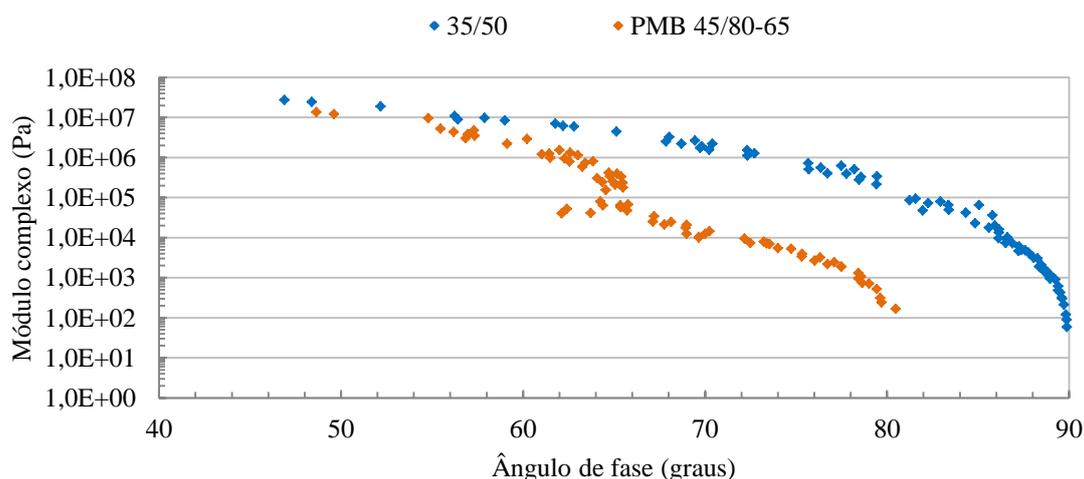


Figura 5.12 - Diagramas de Black dos betumes 35/50 e PMB 45/80-65.

A partir da figura anterior torna-se evidente que, para iguais valores do módulo complexo, o betume modificado tem sempre uma maior elasticidade que o betume puro, isto é, menores ângulos de fase. Deste modo, o facto de existirem 3 pontos experimentais (na curva-mestra

apresentada na Figura 5.11) nos quais o ângulo de fase do betume PMB 45/80-65 é superior ao do betume 35/50 tem como principal causa erros associados à sobreposição das isotérmicas relativas aos ângulos de fase, nomeadamente no caso do betume modificado. Uma solução possível seria, portanto, rever os factores de deslocamento utilizados, mas verificou-se que isso iria penalizar o ajustamento da curva-mestra do módulo complexo, pelo que se optou por não se efectuar quaisquer alterações.

Não obstante, confirma-se que a diferença entre os valores dos ângulos de fase é sobretudo notória na região onde estes têm valores superiores a cerca de 65°C (correspondente ao patamar verificado na Figura 5.11), ou seja, para temperaturas mais elevadas ou menores frequências. Pelo contrário, para temperaturas mais baixas ou maiores frequências, as vantagens decorrentes da adição de elastómeros não são tão evidentes.

A forma geral dos diagramas de Black obtidos é também bastante semelhante à obtida por Airey (2004) para betumes modificados com SBS (Figura 2.15).

Embora não tenham sido obtidos valores de ângulos de fase inferiores a 40°, ao efectuar uma extrapolação das medições realizadas é ainda possível concluir que o módulo complexo de ambos os betumes tende para um valor de aproximadamente 1×10^9 Pa, tal como sugerido por Yussof (2012).

5.1.3. Modelação dos resultados experimentais com o modelo 2S2P1D

Os valores do módulo complexo e do ângulo de fase foram calculados para ambos os betumes com base no modelo 2S2P1D e considerando uma temperatura de referência de 25°C.

Os valores das constantes do modelo foram inicialmente arbitrados com base em alguns valores encontrados na literatura. Em particular, e por uma questão de simplificação, os valores de G_0 e G_∞ foram considerados iguais a 0 e 1×10^9 Pa, respectivamente. Estes valores não foram alterados, optando-se apenas por ajustar os valores das restantes constantes (k , h , α , λ e β) com base num método de tentativa e erro que foi efectuado até se obterem valores que conferissem um ajustamento razoável aos resultados experimentais. A opção *Solve* do *MS Excel* não foi utilizada, porque se verificou que cada uma das constantes tinha um efeito na forma das curvas-mestras do módulo complexo e do ângulo de fase e, como tal, é difícil que a obtenção das constantes seja efectuada por um método dos mínimos quadrados.

Ressalva-se ainda que os valores seleccionados para as constantes não tiveram em conta o diagrama de Cole-Cole, uma vez que não foi possível obter a forma completa do mesmo. De facto, para obter o pináculo do diagrama Cole-Cole seria necessário realizar ensaios a temperaturas mais baixas, eventualmente até temperaturas negativas, o que seria impossível tendo em conta as limitações do equipamento utilizado.

Os valores obtidos para as várias constantes do modelo 2S2P1D encontram-se apresentados no Quadro 5.7 enquanto nas Figuras 5.13 a 5.15 se mostra o ajustamento do modelo aos resultados experimentais.

Quadro 5.7 - Constantes do modelo 2S2P1D correspondentes aos betumes 35/50 e PMB 45/80-65.

Betume	T_{ref} (°C)	G_0 (Pa)	G_∞ (Pa)	k	h	α	λ	β
35/50	25°C	0	1,0E+09	0,20	0,61	3,5	1,8E-05	38
PMB 45/80-65				0,21	0,68	5,5	6,0E-06	300

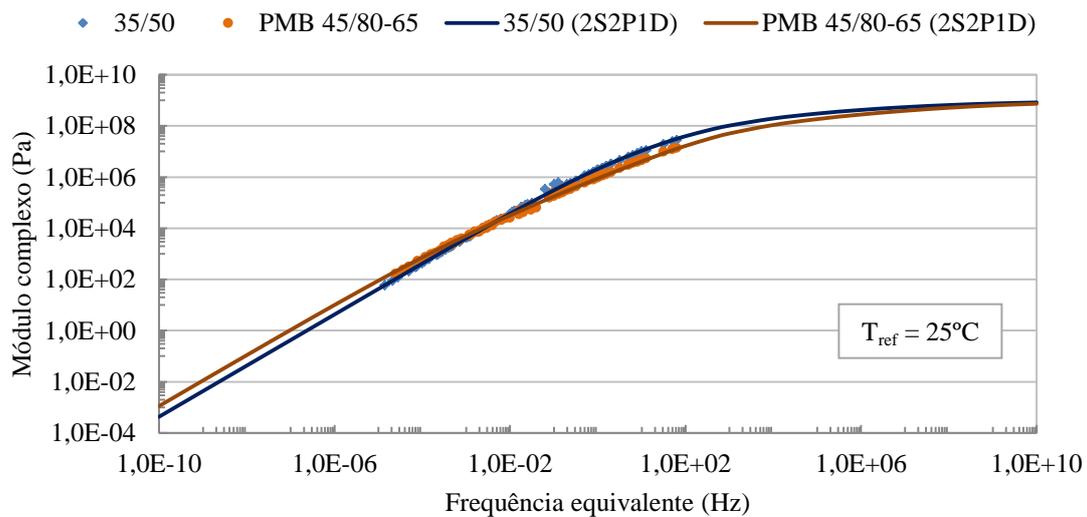


Figura 5.13 - Curvas-mestras do módulo complexo dos betumes 35/50 e PMB 45/80-65 com ajustamento pelo modelo 2S2P1D.

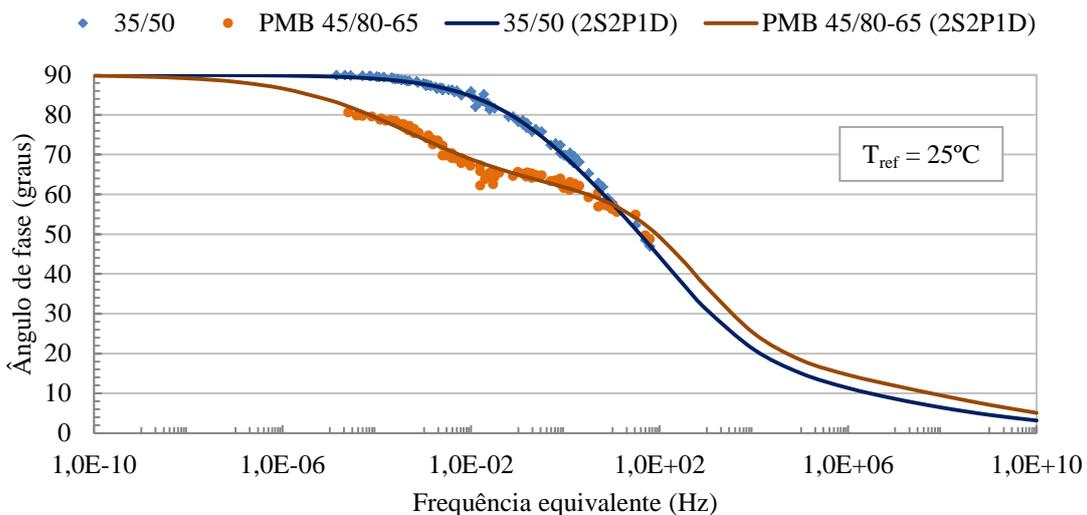


Figura 5.14 - Curvas-mestras do ângulo de fase dos betumes 35/50 e PMB 45/80-65 com ajustamento pelo modelo 2S2P1D.

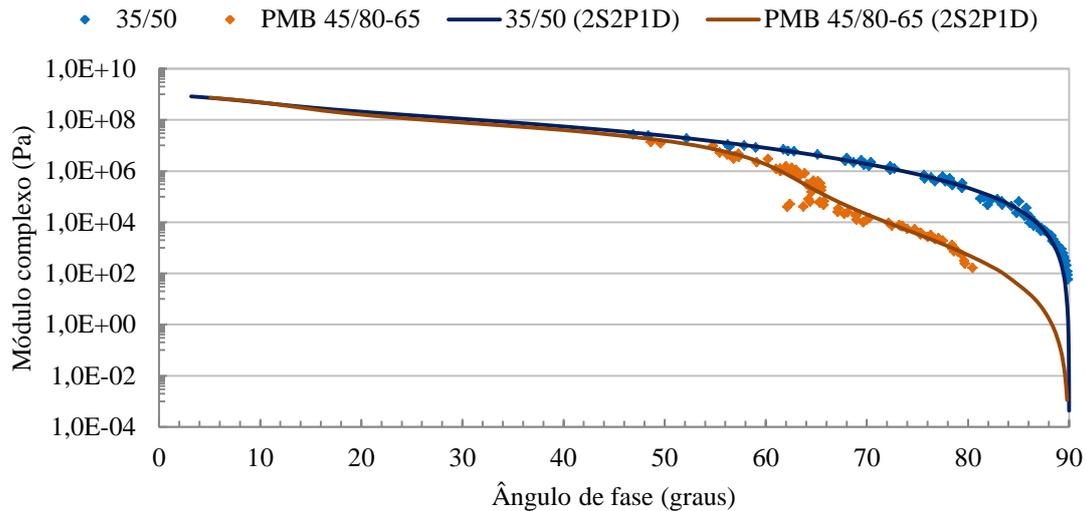


Figura 5.15 - Diagramas de Black dos betumes 35/50 e PMB 45/80-65 com ajustamento pelo modelo 2S2P1D.

De uma forma geral, os valores obtidos para as constantes do modelo 2S2P1D não diferem substancialmente dos valores encontrados na literatura. No entanto, não faz sentido efectuar uma comparação exaustiva dos valores obtidos com aqueles que são propostos na literatura, porque existem numerosos factores que podem afectar os valores das constantes, entre os quais se destacam as características próprias de cada betume, as condições de realização dos ensaios (por exemplo, a gama de frequências ou de temperaturas que foram consideradas) e de tratamento dos resultados (por exemplo, a temperatura de referência escolhida) ou a precisão do equipamento utilizado para efectuar as medições.

Não obstante, é possível verificar que a constante λ do betume puro é superior à do betume modificado enquanto o parâmetro β é maior no caso do betume modificado, seguindo a mesma tendência que os valores encontrados na literatura.

Verifica-se também um ajustamento satisfatório do modelo 2S2P1D aos resultados experimentais, ainda que no caso da curva-mestra do ângulo de fase do betume PMB 45/80-65 a qualidade do ajustamento não seja tão boa. Uma conclusão semelhante foi retirada por Yussof (2012), que mostrou que este modelo, à semelhança de outros modelos constitutivos, não é tão eficiente na descrição do comportamento reológico de betumes modificados.

Yussof (2012) refere ainda que a qualidade geral do ajustamento é normalmente avaliada a partir dos diagramas de Black. Assim sendo, a partir da Figura 5.15 torna-se evidente que o modelo 2S2P1D representa melhor o comportamento do betume 35/50 do que do betume PMB 45/80-65. Esta situação pode ser justificada pelo facto da formulação do modelo 2S2P1D assumir que o material é termo-reologicamente simples e, no caso de betumes modificados, sabe-se que essa consideração pode não ser totalmente válida. De facto, tal como já foi referido anteriormente, no caso do betume PMB 45/80-65, o princípio da sobreposição tempo-

-temperatura é aplicável de forma satisfatória para a construção das curvas-mestras do módulo complexo, mas não para a construção de curvas-mestras do ângulo de fase.

Ressalva-se ainda que o número limitado de medições realizadas não permite verificar a qualidade do ajustamento, por exemplo, para valores do ângulo de fase inferiores a 40°. Além disso, salienta-se uma vez mais que o facto do ângulo de fase do betume modificado ser superior ao do betume puro no caso da Figura 5.14 e para frequências elevadas, se deve às dificuldades de construção da respectiva curva-mestra. Em relação aos valores dos ângulos de fase obtidos a partir do modelo 2S2P1D, uma solução possível passaria, por conseguinte, pela revisão dos valores das constantes do modelo 2S2P1D de modo a que houvesse, por exemplo, uma convergência de valores dos ângulos de fase de ambos os betumes. No entanto, verificou-se que isso iria penalizar a qualidade do ajustamento na região onde foram efectivamente obtidas medições, pelo que se optou por não modificar os valores das constantes.

5.2. Resultados dos ensaios de fadiga

5.2.1. Resultados dos ensaios de fadiga a deformação constante

5.2.1.1. Avaliação da resistência à fadiga com base no critério tradicional

As Figuras 5.16 e 5.17 ilustram a evolução típica do módulo complexo verificada nos ensaios de fadiga contínuos relativos aos betumes 35/50 e PMB 45/80-65, respectivamente. Faz-se notar que as representações indicadas correspondem a apenas uma das medições que foram efectuadas a cada nível de deformação.

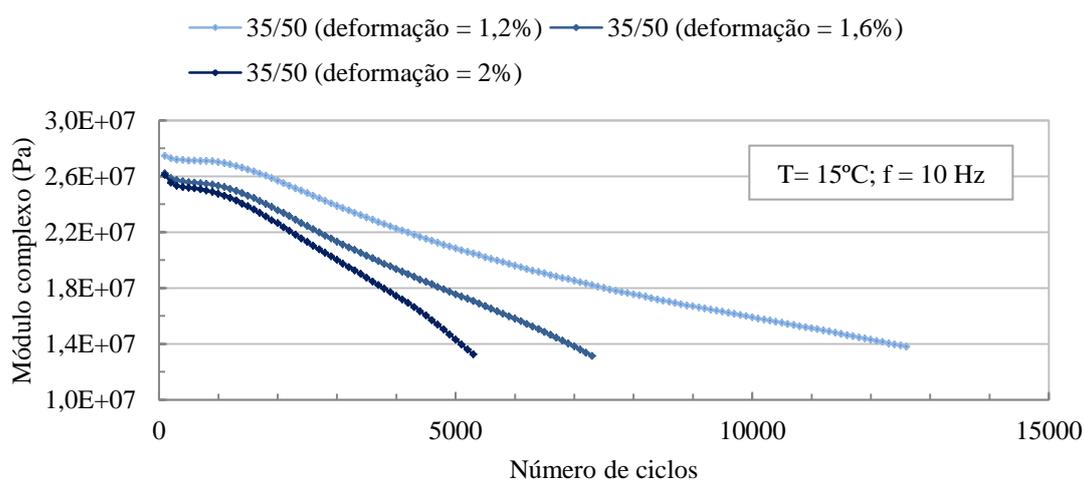


Figura 5.16 - Evolução do módulo complexo do betume 35/50 ao longo dos ensaios de fadiga contínuos a deformação constante.

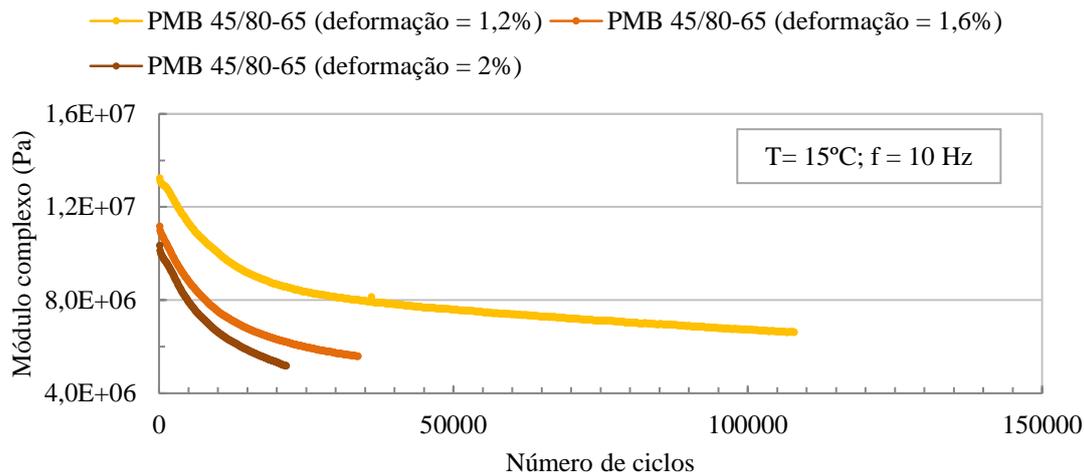


Figura 5.17 - Evolução do módulo complexo do betume PMB 45/80-65 ao longo dos ensaios de fadiga contínuos a deformação constante.

Como seria de esperar, a partir da figuras anteriores é possível verificar que à medida que o nível de deformação aumenta, a vida à fadiga, traduzida pelo número de ciclos registados até que ocorra uma redução de 50% do módulo complexo inicial, diminui. É também possível constatar que a 15°C o betume 35/50 apresenta uma rigidez inicial mais elevada, tal como já se tinha verificado nos ensaios de caracterização reológica. Consequentemente, para um mesmo nível de deformação, o betume 35/50 está sujeito a um nível de tensão mais elevado, o que contribui para que sua resistência à fadiga seja significativamente inferior à do betume modificado.

As Figuras 5.16 e 5.17 evidenciam ainda que a redução inicial do módulo complexo é muito mais acentuada no caso do betume modificado do que no caso do betume puro (no caso deste betume nem sequer há uma redução inicial significativa). No entanto, após a acentuada redução inicial do módulo complexo, o betume modificado apresenta uma diminuição muito mais ligeira do módulo complexo que o betume puro. O problema é que à medida que a deformação aumenta, a diminuição inicial do módulo complexo do betume PMB 45/80-65 é ainda mais acentuada e, como tal, a redução de 50% do módulo complexo inicial é rapidamente atingida, mas não é necessariamente devida ao fenómeno de fadiga. A ocorrência de efeitos de bordo devido à menor rigidez do betume PMB 45/80-65 a 15°C pode ter sido um dos factores que contribuiu para a redução inicial abrupta do módulo complexo, ainda que não tenham sido observadas alterações significativas no raio da amostra ao longo do ensaio.

Assim sendo, uma solução possível seria realizar o ensaio durante mais tempo e verificar qual seria efectivamente a evolução do módulo complexo para além do ponto onde se verificou uma redução de 50% do módulo complexo inicial. Porém, tal como já foi referido anteriormente, por limitações de tempo e de utilização do equipamento, optou-se por realizar os testes só até se atingir aquele critério. Outra possibilidade seria baixar a temperatura de forma a

que o betume PMB 45/80-65 atingisse um nível de rigidez semelhante ao do betume puro, mas no âmbito deste trabalho optou-se por efectuar os testes em condições de igual temperatura e não de igual rigidez.

Não obstante, admitindo que o critério tradicional de fadiga é adequado, estabeleceram-se as leis de fadiga representadas na Figura 5.18.

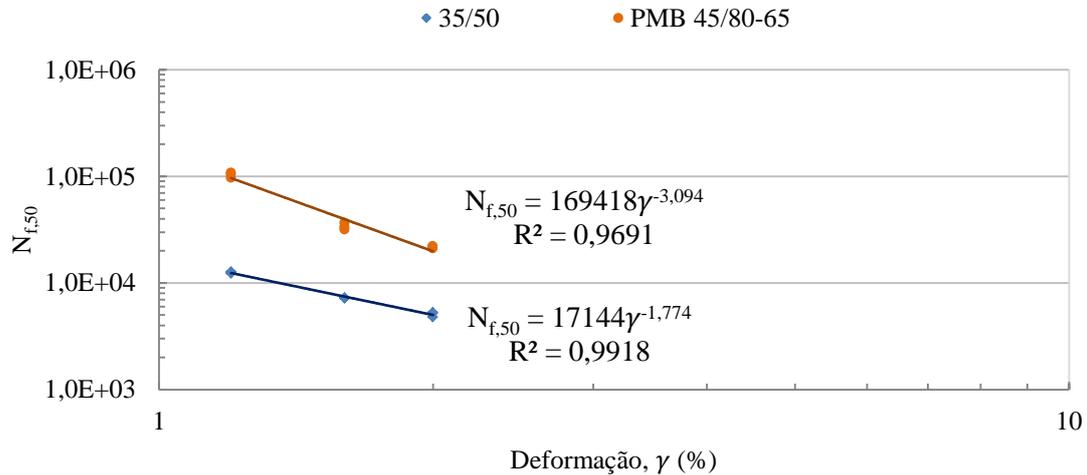


Figura 5.18 - Leis de fadiga dos betumes 35/50 e PMB 45/80-65 com base no critério tradicional de redução de 50% do módulo complexo inicial ($N_{f,50}$).

A partir da figura anterior é possível confirmar que o betume PMB 45/80-65 apresenta uma resistência à fadiga superior à do betume 35/50, uma vez que, independentemente do nível de deformação, o número de ciclos registados até se verificar uma redução de 50% do módulo complexo inicial é superior ao do betume puro. Por outro lado, é também possível constatar que o betume modificado aparenta ser mais sensível ao nível de deformação aplicado, uma vez que a recta que representa a lei de fadiga deste betume tem uma maior inclinação do que a correspondente ao betume puro. No entanto, pensa-se que a principal razão para isso acontecer é que o critério convencional não é efectivamente o mais adequado para a previsão da resistência à fadiga do betume modificado em estudo e, por conseguinte, a verdadeira resistência à fadiga deste betume pode estar a ser significativamente subestimada, em particular para os níveis de deformação mais elevados.

Nas Figuras 5.19 e 5.20 pretende-se ilustrar o efeito dos períodos de repouso na resistência à fadiga dos betumes 35/50 e PMB 45/80-65, respectivamente.

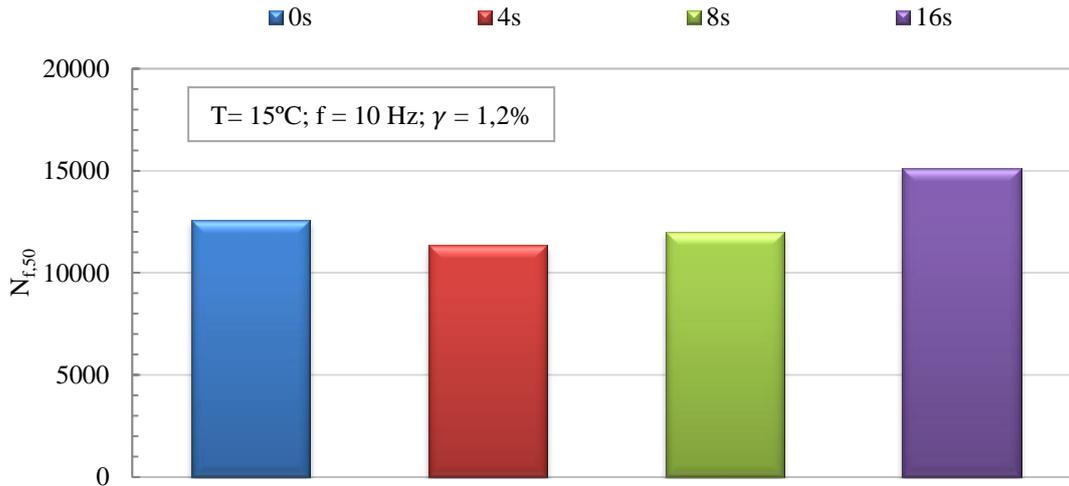


Figura 5.19 - Efeito dos períodos de repouso na resistência à fadiga do betume 35/50.

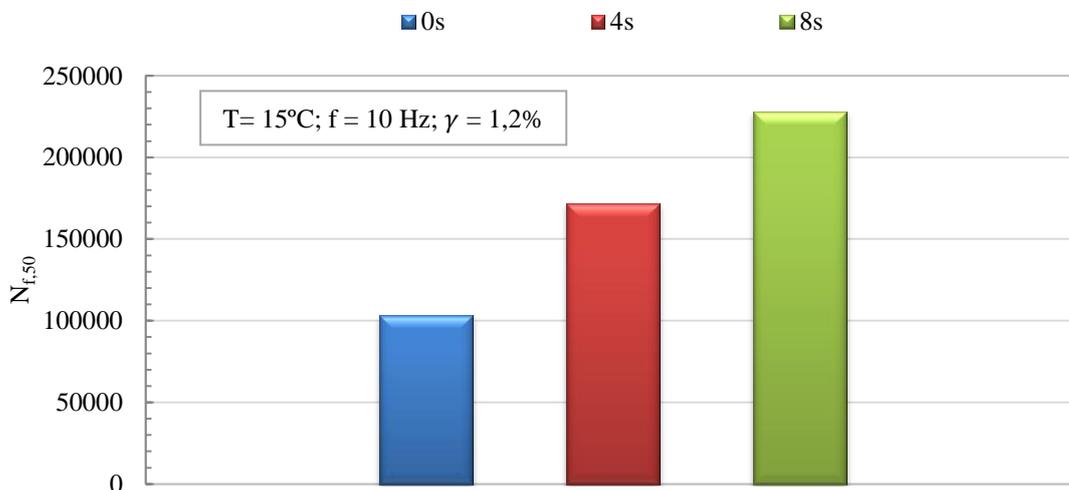


Figura 5.20 - Efeito dos períodos de repouso na resistência à fadiga do betume PMB 45/80-65.

Por observação das Figuras 5.19 e 5.20 é possível concluir que o efeito dos períodos de repouso na resistência à fadiga é muito mais evidente no caso do betume modificado do que no caso do betume puro. Ao contrário do que se observa na Figura 5.19, a Figura 5.20 mostra que com a introdução de períodos de repouso, o número de ciclos registados até se atingir uma redução de 50% do módulo complexo inicial, é bastante superior e tanto maior quanto maior for a duração do período de repouso. Por conseguinte, pode também inferir-se que o betume PMB 45/80-65 apresenta uma maior capacidade de auto-regeneração que o betume 35/50. Pelo contrário, no caso deste último, os períodos de repouso de 4 e 8s conduzem mesmo a uma diminuição da sua resistência à fadiga, o que é algo contraditório em relação aos estudos existentes na literatura. Todavia, julga-se que a razão para isso ter acontecido está relacionada com limitações do próprio equipamento e respectivo *software* utilizado.

De facto, não foi possível determinar com rigor qual o número real de ciclos ou a duração exacta dos períodos de repouso a que as amostras foram sujeitas, tendo-se ainda

constatado algumas diferenças entre os dados de entrada no *software* e os respectivos dados de saída. Deste modo, assumiu-se que cada medição efectuada correspondia à aplicação de 100 ciclos de carregamento, tal como se exemplifica no Quadro 5.8 relativamente a um ensaio de fadiga intermitente com períodos de repouso de 4s. Porém, o número real de ciclos pode ter sido ligeiramente superior, o que, aliado à fraca capacidade auto-regeneradora do betume 35/50, pode ter contribuído para que a sua vida à fadiga tenha resultado ligeiramente menor para um carregamento intermitente (para períodos de repouso de 4 e 8s) do que para um carregamento contínuo (sem períodos de repouso).

Quadro 5.8 - Exemplo de resultados obtidos a partir do software associado ao reómetro.

Nº da medição	$ G^* $ (Pa)	t (s)	T (°C)	f (Hz)	γ (-)	δ (graus)	Nº de ciclos admitidos
1	2,77E+07	10,05	15	10	0,01188	48,36	100
2	2,76E+07	24,23	15	10	0,01188	48,55	200
3	2,75E+07	38,42	15	10	0,01188	48,59	300
4	2,75E+07	52,61	15	10	0,01188	48,69	400
5	2,75E+07	66,79	15	10	0,01188	48,77	500
6	2,75E+07	81,00	15	10	0,01188	48,79	600
7	2,75E+07	95,23	15	10	0,01189	48,85	700
8	2,74E+07	109,40	15	10	0,01189	48,87	800
...

Apesar das considerações anteriores, verifica-se contudo que para um período de repouso de 16 segundos o betume 35/50 também evidencia uma maior resistência à fadiga e, por conseguinte, é de supor que com um período de repouso suficientemente longo, o betume 35/50 também apresenta uma capacidade de auto-regeneração. No entanto, deve ter-se em conta que o aumento contínuo dos períodos de repouso até que a capacidade auto-regeneradora se torne evidente tem um interesse relativamente reduzido. Por outras palavras, o que é desejável é que o material evidencie uma capacidade auto-regeneradora tão rapidamente quanto possível e que essa capacidade permita uma recuperação considerável das propriedades do material.

Há ainda que salientar novamente que o facto do betume modificado apresentar uma menor rigidez que o betume puro, leva a que, para o mesmo nível de deformação aplicado, esteja sujeito a menores tensões. Por conseguinte, os danos sofridos pelo betume PMB 45/80-65 tendem a ser menores e o processo de auto-regeneração pode desenvolver-se de uma forma mais eficaz, não porque o material apresente uma maior capacidade auto-regeneradora intrínseca, mas porque os danos são mais reduzidos. Não obstante, o facto do betume modificado apresentar uma menor rigidez a 15°C deve ser encarado como uma vantagem importante e que contribui indubitavelmente para que a sua resistência à fadiga seja superior à do betume 35/50.

5.2.1.2. Avaliação da resistência à fadiga com base no conceito de taxa de variação de energia dissipada

Para efectuar uma avaliação da resistência à fadiga com base no conceito de taxa de variação de energia dissipada, começou-se por calcular a energia dissipada com base na equação (3.4). Faz-se notar que a energia dissipada não foi calculada para cada ciclo de carregamento, mas sim entre cada 100 ciclos, uma vez que se obteve 1 medição experimental por cada 100 ciclos. Tendo em conta que a energia dissipada é directamente proporcional ao valor do módulo complexo, a forma das curvas de energia dissipada foram muito semelhantes às indicadas nas Figuras 5.16 e 5.17.

De seguida, foi calculado o valor de *RDEC*, de acordo com a equação (3.5), mas tal como reportado por alguns autores (Shen and Carpenter, 2007; Shen *et al.*, 2010), o cálculo de *RDEC* com base nos valores de energia dissipada obtidos a partir das medições experimentais conduz a uma grande variabilidade dos valores daquele parâmetro. Para que melhor se compreenda este aspecto, exemplifica-se na Figura 5.21 os valores de *RDEC* obtidos para o betume PMB 45/80-65, considerando uma deformação de 1,2% e um ensaio de fadiga contínuo.

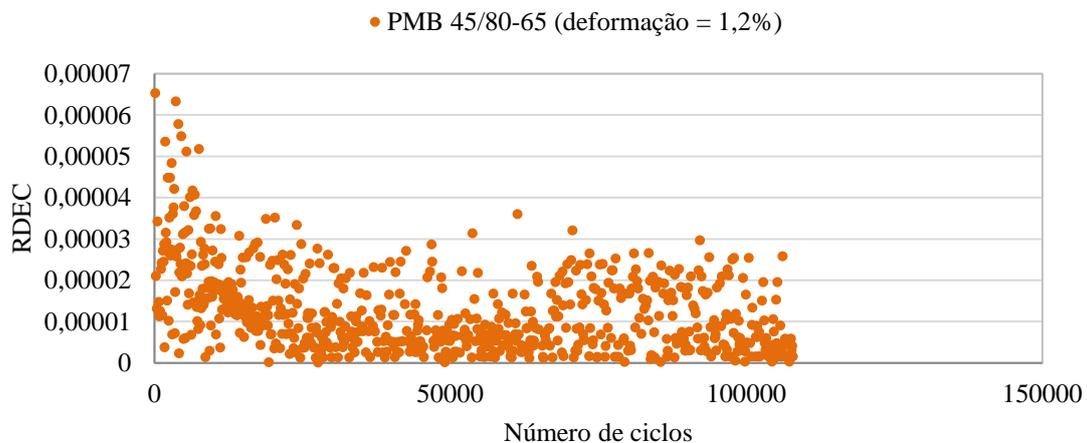


Figura 5.21 - Exemplo dos valores de *RDEC* obtidos a partir das medições experimentais relativas ao betume PMB 45/80-65.

Assim, para se obter um valor representativo do parâmetro *PV* e para minimizar o erro devido à grande variação dos valores de *RDEC* calculados directamente a partir dos resultados experimentais, efectuaram-se regressões lineares de forma a obter um ajustamento às curvas de energia dissipada *versus* número de ciclos de carregamento.

O primeiro passo para se efectuar o ajustamento consistiu em averiguar qual a zona das curvas de energia dissipada onde a variação de energia dissipada começa a ser constante. Atendendo aos resultados obtidos, decidiu-se efectuar o ajustamento dos resultados experimentais nas seguintes condições:

- Para o betume 35/50, o ajustamento foi efectuado a partir do ciclo n.º 2000 inclusive, até ao ponto onde se registou uma redução de 50% do módulo complexo inicial;
- Para o betume PMB 45/80-65, o ajustamento foi efectuado a partir do ciclo n.º 15000 inclusive, até ao ponto onde se registou uma redução de 50% do módulo complexo inicial;

As considerações anteriores foram aplicadas às medições resultantes dos vários ensaios (incluindo as repetições do mesmo ensaio), independentemente do nível de deformação e do ensaio ser do tipo contínuo ou do tipo intermitente. Nas Figuras 5.22 e 5.23 exemplificam-se os ajustamentos efectuados nas condições atrás mencionadas.

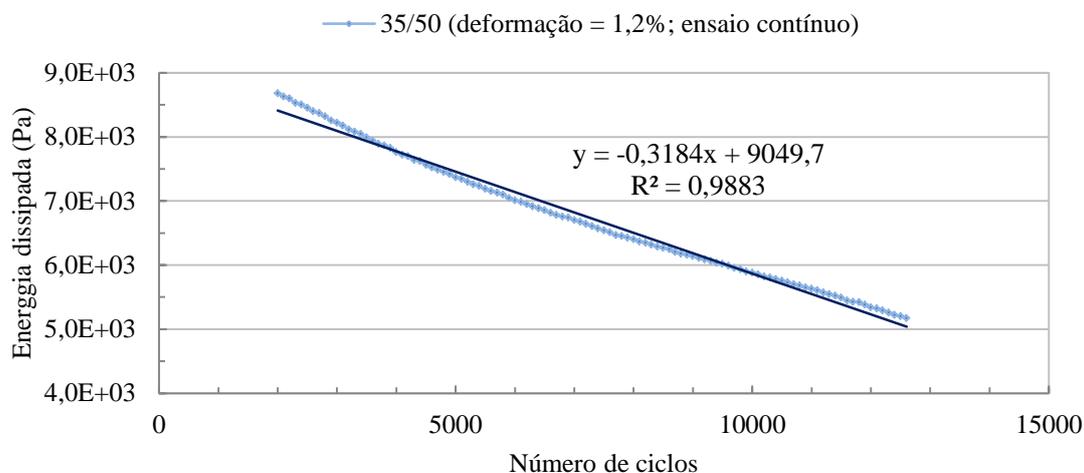


Figura 5.22 - Exemplo de ajustamento à curva de energia dissipada *versus* número de ciclos de carregamento, no caso do betume 35/50.

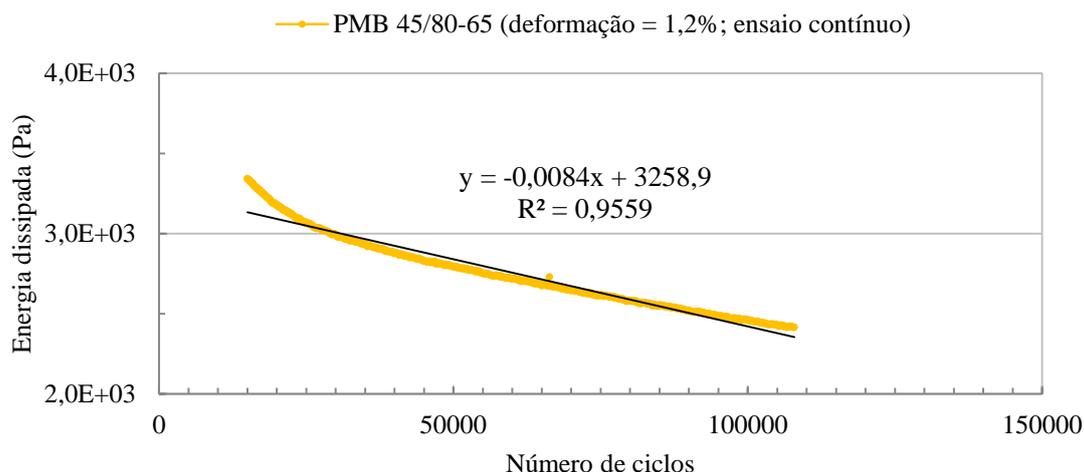


Figura 5.23 - Exemplo de ajustamento à curva de energia dissipada *versus* número de ciclos de carregamento, no caso do betume PMB 45/80-65.

Comparando a Figura 5.22 com a Figura 5.23, é possível observar desde logo que a variação de energia dissipada do betume PMB 45/80-65 é muito menos acentuada do que a variação de

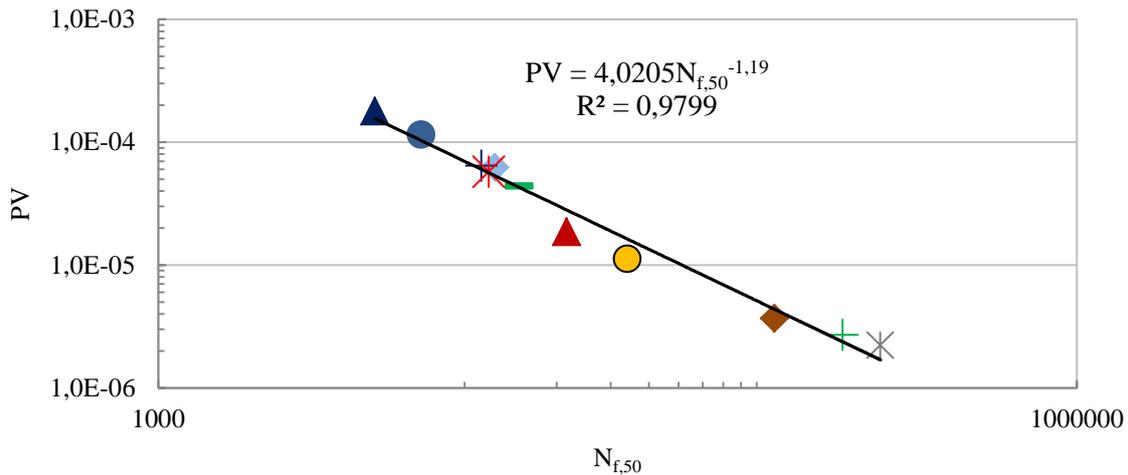
energia dissipada do betume 35/50, o que indicia que a ocorrência de danos se processa de uma forma muito mais gradual e, por conseguinte, resultará um menor valor do parâmetro PV .

Tendo em conta as regressões lineares efectuadas e assumindo que o parâmetro PV é definido pelo valor de $RDEC$ que corresponde a 50% de redução do módulo complexo inicial tal como sugerido por Shen and Carpenter (2007), o parâmetro PV pode ser simplesmente calculado a partir da seguinte expressão:

$$PV = \frac{-1}{(N_{f,50} + \frac{b_1}{m_1} - 100)} \quad (5.1)$$

em que $N_{f,50}$ corresponde ao número de ciclos registados até se verificar uma redução de 50% do módulo complexo inicial e m_1 e b_1 representam, respectivamente o declive e a ordenada na origem da recta definida pela equação de ajustamento à curva de energia dissipada *versus* número de ciclos de carregamento. A dedução da equação (5.1) encontra-se apresentada no apêndice C.

A partir da expressão (5.1) e tendo em conta as regressões lineares obtidas foi então possível calcular os valores do parâmetro PV correspondentes a cada uma das condições de ensaio. Na Figura 5.24 representam-se os vários valores de PV obtidos e os correspondentes valores de $N_{f,50}$, salientando-se que os valores representados correspondem aos valores médios daqueles parâmetros.



- ◆ 35/50 (deformação = 1,2%; ensaios contínuos)
- 35/50 (deformação = 1,6%; ensaios contínuos)
- ▲ 35/50 (deformação = 2%; ensaios contínuos)
- + 35/50 (deformação = 1,2%; ensaios intermitentes com período de repouso de 4s)
- × 35/50 (deformação = 1,2%; ensaios intermitentes com período de repouso de 8s)
- 35/50 (deformação = 1,2%; ensaios intermitentes com período de repouso de 16s)
- ◆ PMB 45/80-65 (deformação = 1,2%; ensaios contínuos)
- PMB 45/80-65 (deformação = 1,6%; ensaios contínuos)
- ▲ PMB 45/80-65 (deformação = 2%; ensaios contínuos)
- + PMB 45/80-65 (deformação = 1,2%; ensaios intermitentes com período de repouso de 4s)
- × PMB 45/80-65 (deformação = 1,2%; ensaios intermitentes com período de repouso de 8s)

Figura 5.24 - Relação entre PV e $N_{f,50}$ para os dois betumes em estudo e todas as condições utilizadas nos ensaios de fadiga a deformação constante.

Por observação da Figura 5.24, verifica-se que independentemente do tipo de betume, do nível de deformação aplicado ou da duração dos períodos de repouso, existe uma relação única entre PV e $N_{f,50}$, o que está de acordo com o referido por Shen *et al.* (2010). O coeficiente de determinação de aproximadamente 0,98 é revelador da boa qualidade do ajustamento.

A partir de uma análise mais detalhada da Figura 5.24 é também possível constatar que à medida que o nível de deformação aumenta, o valor de patamar tende também a aumentar, o que já era de esperar. De facto, para níveis de deformação mais elevados, a variação de energia dissipada entre cada ciclo de carregamento é mais acentuada e a resistência à fadiga é menor. Além disso, é também possível confirmar que os períodos de repouso têm um efeito benéfico, nomeadamente no caso do PMB 45/80-65, uma vez que conduzem a uma redução importante do valor de PV. Globalmente, há ainda que notar que os valores de PV do PMB 45/80-65 são sempre inferiores aos do betume 35/50.

Na Figura 5.25 mostra-se a relação existente entre o logaritmo de PV e os períodos de repouso utilizados.

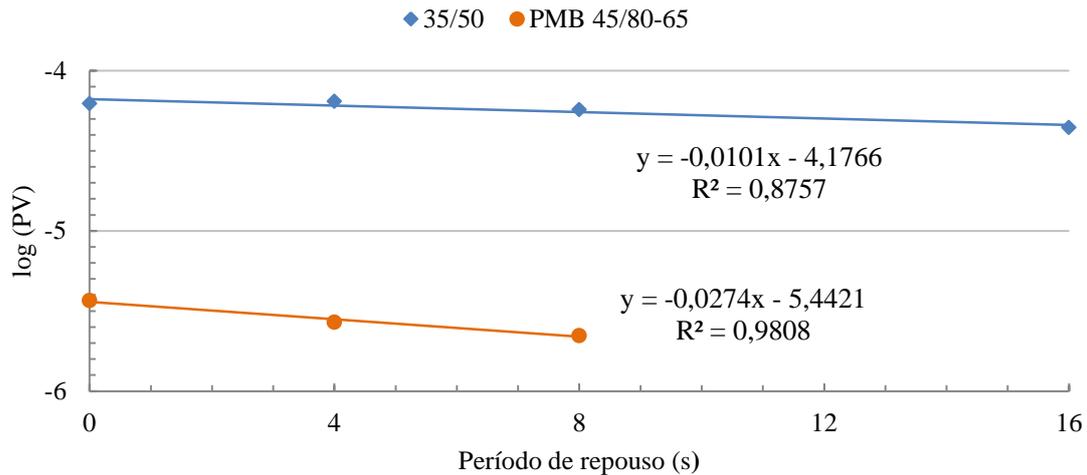


Figura 5.25 - Relação entre o logaritmo de PV ($\log(PV)$) e os períodos de repouso utilizados, para os betumes 35/50 e PMB 45/80-65.

O declive das curvas apresentadas na Figura 5.25 pode ser encarado como uma taxa de decréscimo de PV por cada segundo de repouso e, conseqüentemente, pode ser utilizado para quantificar a taxa de recuperação de energia por unidade de tempo de repouso. Deste modo, pode concluir-se que quanto maior for o declive das curvas, maior será a taxa de regeneração do material (maior recuperação dos danos). Assim sendo, os resultados obtidos evidenciam novamente que o potencial de auto-regeneração do betume PMB 45/80-65 é superior ao do betume 35/50.

5.2.2. Resultados dos ensaios de fadiga com incremento sucessivo de deformação

5.2.2.1. Resultados do varrimento de frequência

O varrimento de frequência de 0,1 a 30 Hz a que foram submetidos ambos os betumes encontra-se apresentado na Figura 5.26, salientando-se desde já que todas as representações gráficas que serão apresentadas neste subcapítulo correspondem aos resultados de apenas um ensaio, embora tenham sido realizados três ensaios em cada um dos betumes. De facto, como se verificou uma boa sobreposição das medições resultantes dos diferentes ensaios, optou-se por representar só as medições correspondentes a um desses ensaios, fazendo-se porém a advertência de que todos os parâmetros foram calculados a partir da média das medições que resultaram dos diferentes ensaios.

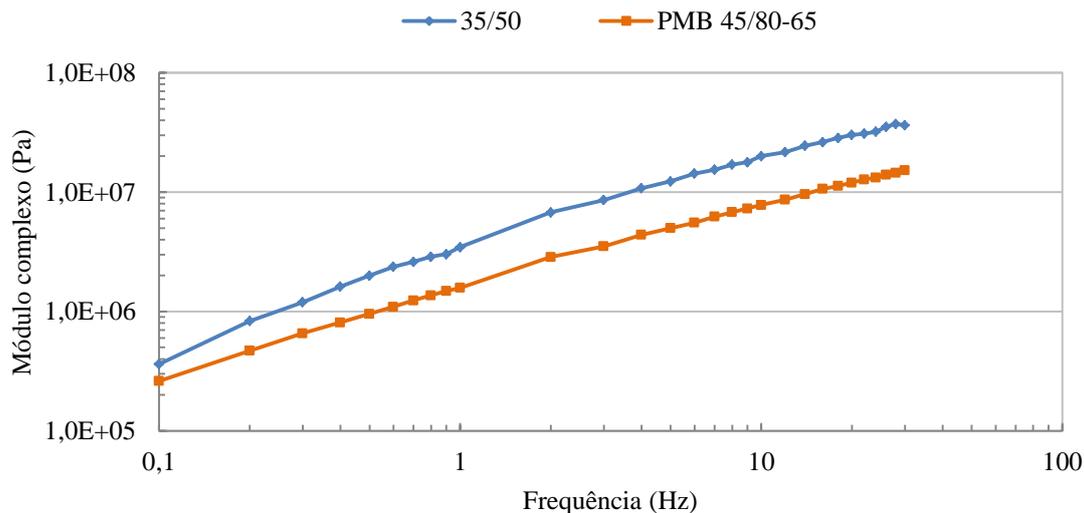


Figura 5.26 - Exemplo de um dos varrimentos de frequência a que foram sujeitos os betumes 35/50 e PMB 45/80-65 previamente ao ensaio de fadiga com incremento sucesivo de deformação.

O varrimento de frequência expresso na figura anterior permitiu o cálculo do parâmetro m a partir do declive das curvas de $\log(G')$ versus $\log(\omega)$, apresentadas na Figura 5.27.

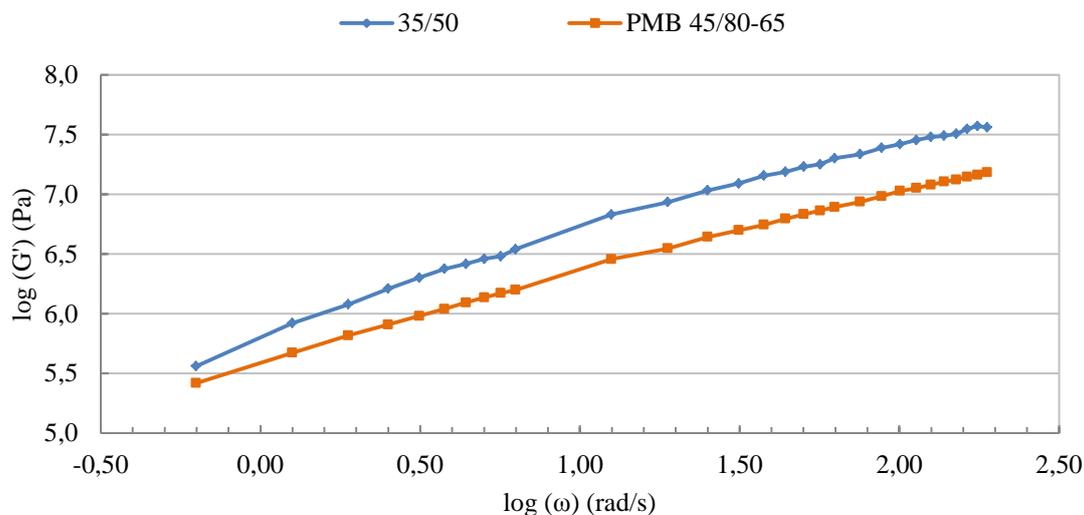


Figura 5.27 - Representação de $\log(G')$ versus $\log(\omega)$ resultantes do varrimento de frequência a que foram sujeitos os betumes 35/50 e PMB 45/80-65.

Por não existir consenso quanto ao valor de α , este parâmetro foi calculado de duas formas diferentes, isto é, foi considerado igual a $1+(1/m)$ de acordo com o proposto por Johnson (2010), e também igual a $1/m$, em conformidade com uma recente proposta de alteração da norma AASHTO TP 101-12 (2012), disponível em (MARC, 2014). Deste modo, no Quadro 5.9 mostram-se os valores de m obtidos, bem como os valores do parâmetro α calculados tendo em conta as expressões $1+(1/m)$ e $1/m$.

Quadro 5.9 - Parâmetros m e α obtidos a partir do varrimento de frequência de 0,1 a 30 Hz.

Betume	m	$\alpha = 1+(1/m)$	$\alpha = 1/m$
35/50	0,771	2,297	1,297
PMB 45/80-65	0,696	2,437	1,437

Como é possível observar na Figura 5.27, o declive da curva relativa ao betume PMB 45/80-65 é ligeiramente menos acentuado que o declive da curva relativa ao betume 35/50, o que indica uma menor variação do módulo conservativo com a frequência. Por conseguinte, resultou um menor valor de m e maiores valores de α para o betume PMB 45/80-65.

Por uma questão de simplificação, as representações que serão apresentadas no subcapítulo seguinte baseiam-se na utilização dos valores de α iguais a $1/m$.

5.2.2.2. Resultados do varrimento de deformação

A Figura 5.28 pretende mostrar a evolução da tensão ao longo do ensaio. De acordo com Johnson (2010), a ocorrência de danos durante o ensaio baseia-se na diminuição da tensão para uma mesma deformação aplicada. Por outras palavras, se não estiverem a ocorrer nenhuns danos, então para um determinado nível de deformação constante, a tensão também permanecerá constante, tal como é visível na Figura 5.28 para níveis de deformação baixos.

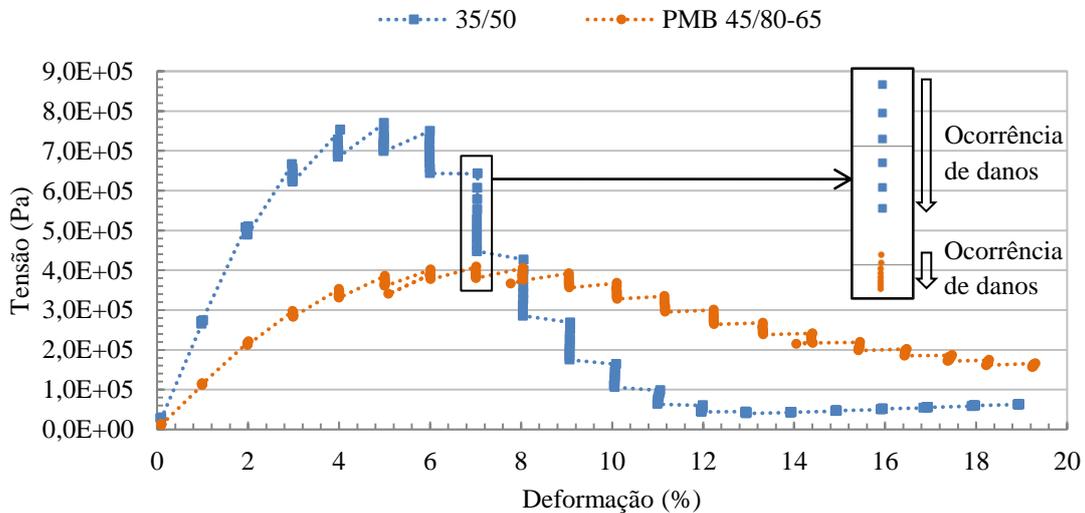


Figura 5.28 - Evolução da tensão ao longo de um ensaio de fadiga com incremento sucessivo de deformação.

A partir da figura anterior é também possível constatar que a partir de um determinado valor de deformação, os betumes deixam de ser capazes de suportar um aumento de tensão quando se efectua a passagem para o patamar de deformação seguinte. No caso do betume puro, o pico de tensão ocorre para deformações na ordem dos 5% enquanto no betume modificado ocorre numa zona mais abrangente e para maiores níveis de deformação (entre 6 e 9% aproximadamente).

Além disso, para uma mesma deformação, a diminuição da tensão é menos acentuada no caso do PMB 45/80-65 e, como tal, pode inferir-se que a evolução dos danos se processa de uma forma mais gradual. Estes aspectos revelam que o betume modificado possui uma maior tolerância à deformação e que a diminuição da sua rigidez ocorre também de uma forma mais gradual. Tal como já se referiu anteriormente, o facto da rigidez inicial do betume modificado ser menor pode também constituir um contributo importante para a sua maior resistência aos danos.

Uma vez que o critério de falha utilizado nesta abordagem é definido pela redução de 35% no parâmetro $C(t)$, torna-se interessante verificar a evolução deste parâmetro ao longo do ensaio, a qual se apresenta na Figura 5.29.

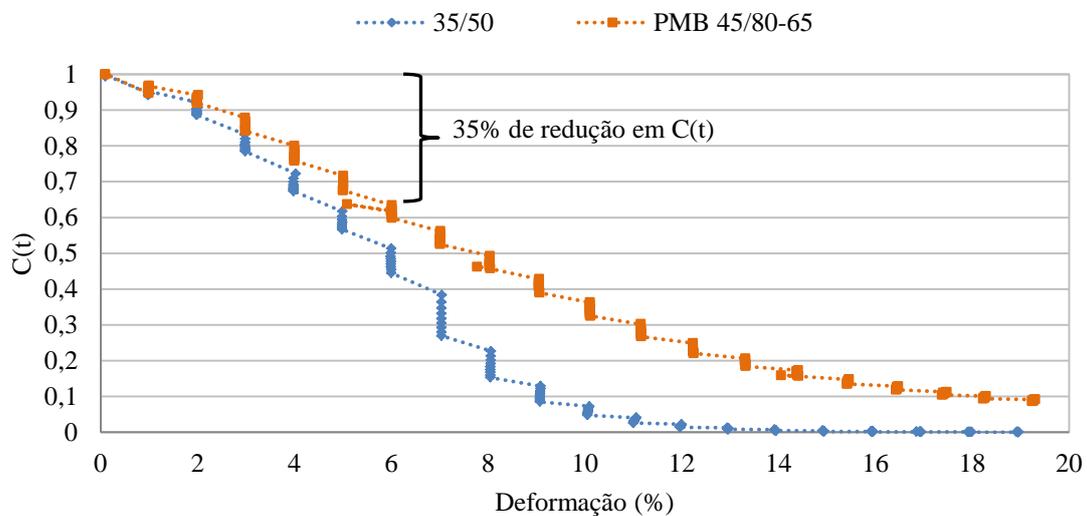


Figura 5.29 - Evolução do parâmetro $C(t)$ ao longo de um ensaio de fadiga com incremento sucessivo de deformação.

Curiosamente, a partir da figura anterior pode constatar-se que os níveis de deformação em que se verifica redução de 35% no parâmetro $C(t)$ não diferem muito dos níveis de deformação onde ocorre o início do pico de tensão indicado na Figura 5.28, quer no caso do betume 35/50, quer no caso do betume PMB 45/80-65. Além disso, a Figura 5.29 confirma que a integridade do betume 35/50 diminui mais rapidamente que a integridade do betume PMB 45/80-65, em consequência de uma progressão mais rápida dos danos.

O dano acumulado ao longo do tempo foi calculado de acordo com a Equação (3.8) e posteriormente realizou-se um ajustamento com base na equação (3.9), tendo os coeficientes C_1 e C_2 sido determinados a partir da equação (3.10). No Quadro 5.10 indica-se a média dos valores dos coeficientes obtidos a partir dos ensaios (1 ensaio e duas repetições para cada betume) enquanto na Figura 5.30 se exemplifica a evolução do dano acumulado ($D(t)$) e do parâmetro de integridade ($C(t)$) ao longo de um ensaio.

Quadro 5.10 - Valores dos coeficientes C_0 , C_1 e C_2 .

Betume	C_0	C_1	C_2
35/50	1,000	0,088	0,510
PMB 45/80-65	1,000	0,085	0,461

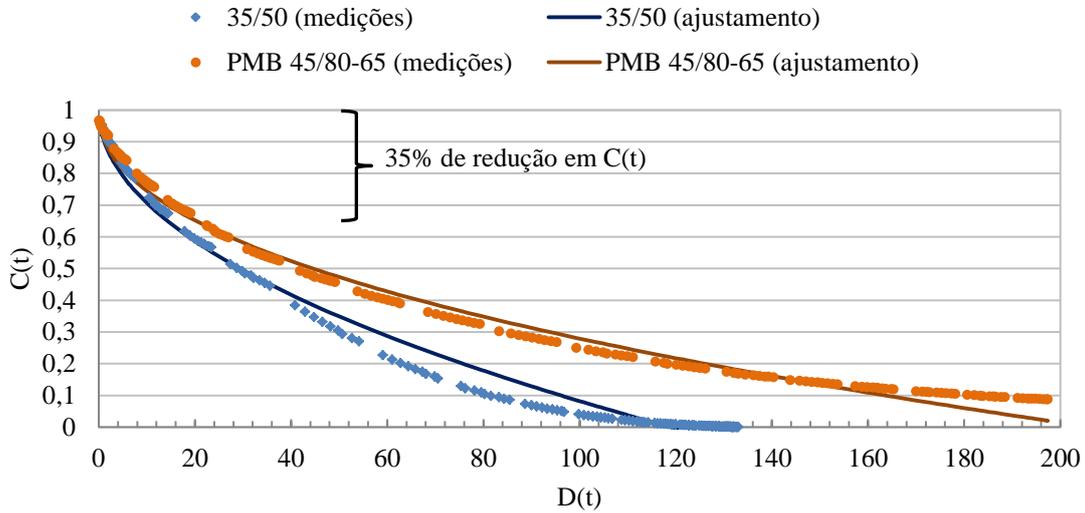


Figura 5.30 - Representação de $C(t)$ versus $D(t)$.

Por observação da Figura 5.30, é possível constatar que o betume modificado é globalmente capaz de acumular mais danos sem que exista uma redução tão acentuada da sua rigidez ou do parâmetro $C(t)$, que define a sua integridade. No caso do betume 35/50, atingem-se mesmo valores de $C(t)$ nulos, o que indica que ocorreu o colapso da amostra na fase final do ensaio. Pode ainda verificar-se que existe um melhor ajustamento aos resultados correspondentes ao betume PMB 45/80-65.

Considerando que o critério de falha para definição da resistência à fadiga corresponde a uma redução de 35% de $C(t)$ e substituindo na equação (3.9), é então possível calcular o parâmetro D_f através dos valores das constantes C_0 , C_1 e C_2 indicados no Quadro 5.10 e da seguinte expressão:

$$0,65C_0 = C_0 - C_1(D_f)^{C_2} \Rightarrow D_f = \left(\frac{0,35C_0}{C_1} \right)^{1/C_2} \quad (5.2)$$

No Quadro 5.11 apresentam-se os valores médios obtidos para o parâmetro D_f , bem como para as constantes A e B , as quais foram calculadas em conformidade com as equações (3.11) e (3.12).

Quadro 5.11 - Valores de D_f e das constantes A e B da lei de fadiga definida com base na abordagem do dano contínuo viscoelástico (considerando $\alpha = 1/m$).

Betume	D_f	A	B
35/50	15,981	6485,499	-2,593
PMB 45/80-65	21,359	26042,024	-2,875

De forma a averiguar qual a influência que resultaria do facto de se considerar os valores de α iguais a $1+(1/m)$, em vez de iguais a $1/m$, no Quadro 5.12 apresentam-se os valores dos parâmetros que dependem do valor de α e que foram obtidos a partir da consideração de $\alpha = 1+(1/m)$.

Quadro 5.12 - Valores dos parâmetros C_1 , C_2 , D_f , A e B, considerando $\alpha = 1+(1/m)$.

Betume	C_1	C_2	D_f	A	B
35/50	0,100	0,481	13,410	102569,508	-4,593
PMB 45/80-65	0,103	0,421	18,481	613634,794	-4,875

Comparando os valores indicados no Quadro 5.12 com os valores obtidos anteriormente (considerando $\alpha = 1/m$), verifica-se que ocorrem pequenas variações nos parâmetros C_1 e C_2 e que se traduzem em valores de D_f ligeiramente inferiores. No entanto, os valores da constante A aumentam substancialmente (cerca de 16 vezes maior no caso do betume 35/50 e 24 vezes maior no caso do betume PMB 45/80-65), o que revela que esta constante é muito sensível em relação ao valor de α utilizado. O valor da constante B depende apenas do valor de α e é fácil verificar que a diferença entre os valores obtidos considerando $\alpha = 1/m$ e $\alpha = 1+(1/m)$ é igual a 2.

5.2.3. Comparação das leis de fadiga obtidas a partir de ensaios de fadiga a deformação constante e de ensaios de fadiga com incremento sucessivo de deformação

As leis de fadiga obtidas a partir dos ensaios contínuos de fadiga a deformação constante (indicadas na Figura 5.18) não podem ser directamente comparadas com as leis de fadiga estabelecidas com base nas constantes A e B determinadas no subcapítulo anterior, porque os critérios de falha utilizados foram diferentes. No primeiro caso, o critério de falha usado para definir a resistência à fadiga foi a redução do módulo complexo para metade do seu valor inicial ($N_{f,50}$) enquanto no segundo caso, o critério utilizado foi a redução em 35% do parâmetro $C(t)$.

Não obstante, é possível representar num mesmo gráfico as diferentes leis de fadiga obtidas. Deste modo, recorrendo às equações indicadas na Figura 5.18 e substituindo os parâmetros A e B obtidos no subcapítulo anterior na equação (3.1), foi possível determinar, para vários níveis de deformação (consideraram-se 1,2; 1,6; 2; 3; 4; 5 e 6%), o número de ciclos até

se atingirem os critérios de falha estipulados. Na Figura 5.31 representam-se as leis de fadiga obtidas atendendo às considerações anteriores.

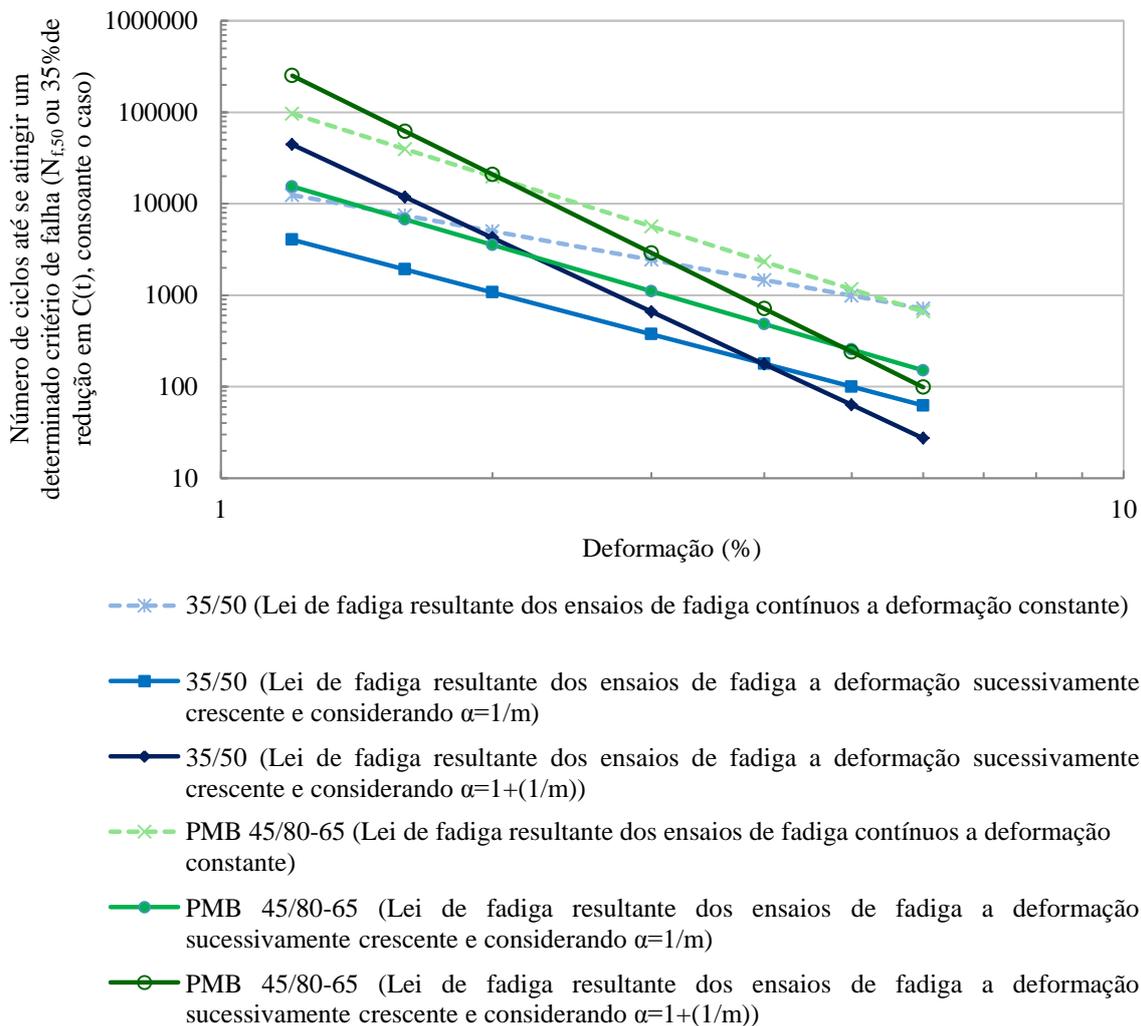


Figura 5.31 - Leis de fadiga obtidas a partir dos diferentes ensaios de fadiga realizados.

Por observação da figura anterior, é possível verificar que quanto maior o valor de α , maior será o declive das rectas que expressam a vida à fadiga em função da deformação. Assim sendo, torna-se evidente que quanto maior for o valor de α , maior será a sensibilidade da vida à fadiga em relação ao nível de deformação aplicado. Apesar disso, independentemente de α ser considerado igual a $1/m$ ou a $1+(1/m)$, a recta que representa a lei de fadiga do PMB 45/80-65 é paralela à do betume 35/50 e, para o mesmo nível de deformação, o número de ciclos até se atingir o critério de falha é superior, em consequência do menor valor de m do PMB 45/80-65. Deste modo, a definição do valor de α pode ter uma influência importante quando se pretende estimar a vida à fadiga dos betumes de acordo com a abordagem do dano contínuo viscoelástico, ainda que o seu desempenho relativo não seja alterado, isto é, independentemente do valor de α , o betume PMB 45/80-65 tem sempre uma maior resistência à fadiga. No caso da utilização do critério tradicional ($N_{f,50}$) não se pode afirmar o mesmo, uma

vez que para deformações superiores a cerca de 6% verifica-se que o betume modificado tende a apresentar uma menor resistência à fadiga. Porém, salienta-se que isso resulta do facto de haver uma grande diminuição inicial do módulo complexo deste betume, pelo que a utilização do critério tradicional não se mostrou adequada para estimar a verdadeira resistência à fadiga deste betume.

É ainda possível comparar o número de ciclos registados até se atingirem os critérios de falha definidos pelas diferentes abordagens. Assim, nas Figuras 5.32 e 5.33 apresenta-se uma comparação entre a vida à fadiga do betume 35/50 e PMB 45/80-65, respectivamente, com base no critério tradicional de redução de 50% do módulo complexo inicial e com base no critério utilizado na abordagem do dano contínuo viscoelástico.

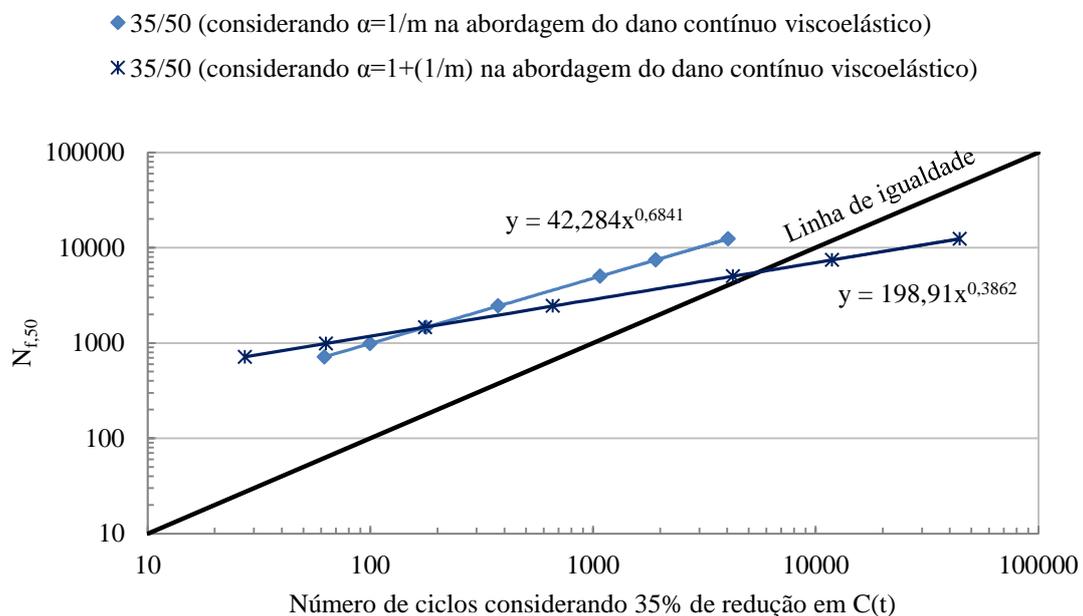


Figura 5.32 - Comparação do número de ciclos que definem a resistência à fadiga do betume 35/50, segundo o critério tradicional ($N_{f,50}$) e segundo a abordagem do dano contínuo viscoelástico.

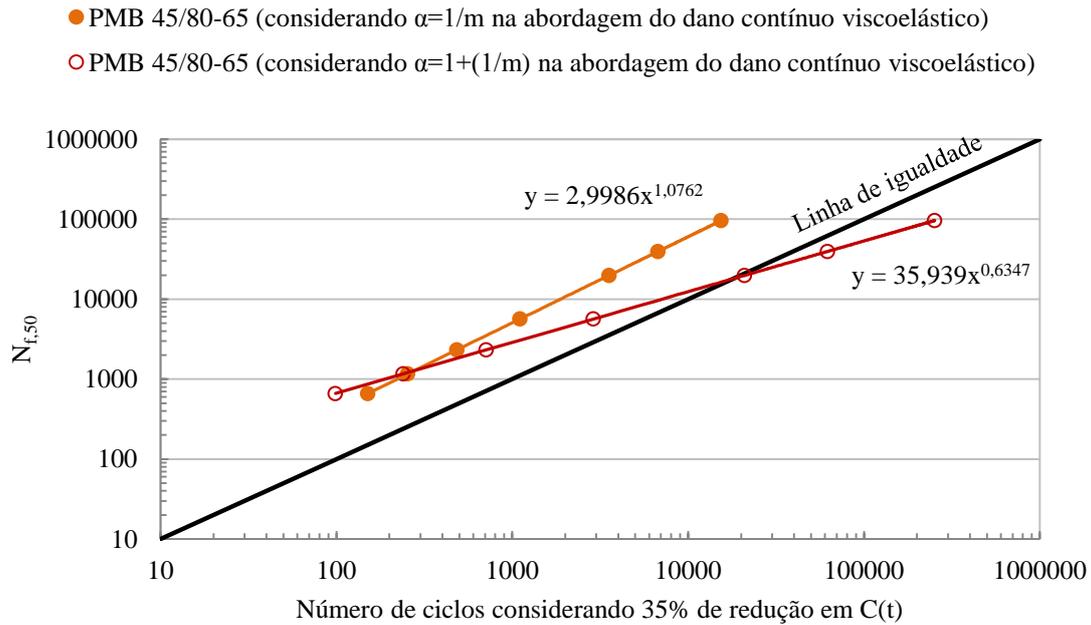


Figura 5.33 - Comparação do número de ciclos que definem a resistência à fadiga do betume PMB 45/80-65, segundo o critério tradicional ($N_{f,50}$) e segundo a abordagem do dano contínuo viscoelástico.

Por observação das Figuras 5.32 e 5.33 torna-se evidente que a vida à fadiga definida a partir do critério tradicional e de ensaios a deformação constante não coincide com a vida à fadiga obtida a partir do conceito de dano contínuo viscoelástico e de ensaios de fadiga a deformação sucessivamente crescente. No entanto, isto já seria de esperar, uma vez que os procedimentos de ensaio são distintos e, como tal, os danos são produzidos de forma diferente. Por sua vez, os métodos de tratamento dos resultados e os critérios de falha estabelecidos também são diferentes. Além disso, há que ter em conta que os critérios de falha são arbitrários e que os parâmetros e as fórmulas utilizadas na abordagem do dano contínuo viscoelástico funcionam como várias parcelas de um modelo cuja formulação e aplicabilidade a betumes ainda necessita de ser investigada com maior rigor.

Não obstante, o número de ciclos correspondente a 35% de redução no critério $C(t)$ parece ser mais facilmente correlacionável com o número de ciclos até se verificar uma redução de 50% do módulo complexo inicial se se considerar $\alpha = 1/m$, uma vez que nesse caso os pontos indicados nas Figuras 5.32 e 5.33 tendem a pertencer a uma recta aproximadamente paralela à linha de igualdade, especialmente no caso do betume modificado com polímeros.

6. Considerações finais

6.1. Conclusões

A caracterização reológica de betumes com base na determinação de propriedades viscoelásticas como o módulo complexo e o ângulo de fase, bem como a avaliação do seu desempenho em termos de resistência à fadiga ou de capacidade auto-regeneradora têm vindo a suscitar um crescente interesse por parte da comunidade científica, de tal modo que a inclusão destes aspectos nas futuras especificações europeias de betumes pode vir a ser uma realidade. Não obstante, os estudos existentes na literatura são ainda relativamente recentes e, como tal, a informação disponível sobre estas temáticas é algo limitada, o que constituiu uma condicionante, mas também uma motivação para a realização deste trabalho.

O facto de se terem utilizado apenas dois tipos de betumes, o tempo limitado para a execução dos ensaios e os constrangimentos inerentes à utilização do equipamento, foram também aspectos que condicionaram fortemente o trabalho desenvolvido. Porém, foi possível extrair algumas conclusões, nomeadamente:

- O reómetro de corte dinâmico apresenta potencialidades para a determinação de propriedades reológicas dos betumes na gama de temperaturas a que estes materiais se encontram tipicamente expostos em condições de serviço, ao mesmo tempo que permite ter em conta várias frequências de carregamento;
- A obtenção de propriedades viscoelásticas fundamentais, tais como o módulo complexo e o ângulo de fase, constitui uma forma adequada de se caracterizar o comportamento reológico dos betumes, nomeadamente em condições próximas daquelas que experimentam em serviço, por oposição ao que acontece com as propriedades ou os métodos tradicionais;
- As vantagens decorrentes da modificação de um betume com polímeros tornam-se mais evidentes a partir de uma caracterização reológica adequada e, ao compararem-se as propriedades de ambos os betumes, comprovou-se que o betume PMB 45/80-65 apresenta melhores propriedades reológicas e que se traduzem globalmente numa menor rigidez a temperaturas mais baixas, numa maior rigidez a temperaturas mais elevadas e numa maior elasticidade, sobretudo a temperaturas mais elevadas ou a baixas frequências de carregamento;
- O modelo 2S2P1D revelou-se adequado para descrever o comportamento viscoelástico linear de ambos os betumes, embora não seja tão eficiente na previsão dos valores de ângulo de fase do betume modificado com polímeros;

- Os resultados dos ensaios de fadiga contínuos a deformação constante, em conjugação com a aplicação do critério tradicional de definição de resistência à fadiga, mostraram que a aplicação desse critério pode subestimar a verdadeira resistência à fadiga do betume PMB 45/80-65, em especial para níveis de deformação mais elevados, e isso pode ser consequência do critério não ser o mais adequado para estimar a vida à fadiga de betumes modificados com polímeros ou devido à ocorrência de efeitos secundários associados à geometria de pratos paralelos, uma vez que esta apresenta algumas limitações para a investigação do fenómeno de fadiga;
- Os resultados dos ensaios de fadiga intermitentes, em conjugação com a aplicação do critério tradicional de resistência à fadiga, mostraram que a introdução de períodos de repouso permite um aumento significativo da vida à fadiga do betume modificado com polímeros, mas no caso do betume 35/50 só é notório um aumento da vida à fadiga para períodos de repouso de duração suficientemente elevada, o que indica que o betume PMB 45/80-65 apresenta um maior potencial de auto-regeneração, pelo menos à temperatura de 15°C utilizada nos ensaios;
- A partir da aplicação do conceito de taxa de variação de energia dissipada (*RDEC*) e avaliando a resistência à fadiga com base no parâmetro *PV*, foi possível concluir que independentemente do tipo do betume e das condições de ensaio (ensaio de fadiga contínuos ou intermitentes, nível de deformação e duração dos períodos de repouso) é possível estabelecer uma relação única entre *PV* e a vida à fadiga definida com base no critério tradicional ($N_{f,50}$);
- O parâmetro *PV* revelou-se um parâmetro com grandes potencialidades para avaliar a resistência à fadiga dos betumes, tendo-se verificado que o betume PMB 45/80-65 apresenta sempre valores de *PV* inferiores aos dos betume 35/50 e, como tal, uma maior resistência à fadiga, independentemente das condições utilizadas nos ensaios;
- Ao representar o logaritmo do parâmetro *PV* em função dos períodos de repouso foi possível definir uma taxa de recuperação de energia por cada segundo de repouso, tendo-se verificado uma maior diminuição do valor de *PV* no caso do PMB 45/80-65, o que pode ser um bom indicador de um maior potencial de auto-regeneração;
- Os ensaios de fadiga com incremento sucessivo de deformação são consideravelmente mais rápidos que os ensaios de fadiga a deformação constante e, conjugados com a abordagem do modelo de dano contínuo viscoelástico, permitiram o estabelecimento de leis de fadiga que revelaram que o PMB 45/80-65 apresenta sempre uma maior vida à fadiga que o betume 35/50, independentemente do nível de deformação ou do valor de α considerado na formulação do modelo.

Ao comparar a vida à fadiga com base nos critérios tradicional e de redução de 35% do parâmetro $C(t)$ constatou-se ainda que existem diferenças apreciáveis no número de ciclos obtidos, mas tais diferenças foram atribuídas ao facto dos procedimentos de ensaio serem diferentes, dos critérios de definição da resistência à fadiga serem arbitrários e ainda pelo facto das fórmulas utilizadas no modelo de dano contínuo viscoelástico funcionarem como várias parcelas de um modelo cuja formulação e adequabilidade a betumes ainda necessita de ser investigada com maior rigor. Não obstante, acredita-se que esta abordagem apresenta grandes potencialidades para a avaliação da resistência de betumes em relação à fadiga.

Face ao exposto, há também que notar que a grande variabilidade verificada nas medições do módulo complexo não é encorajadora, embora se julgue que a principal causa para a sua ocorrência esteja relacionada com o facto do sistema de controlo de temperatura utilizado não ser suficiente para garantir a uniformidade térmica das amostras. A geometria de pratos paralelos apresenta também alguns problemas para a realização de ensaios em betumes, sendo importante assegurar que as medições não são afectadas por limitações do equipamento, em particular quando as amostras apresentam níveis elevados de rigidez, nem por efeitos secundários como os efeitos de bordo. As condições de armazenamento dos provetes também não foram as ideais, uma vez que os tempos de armazenamento ultrapassaram os indicados na norma EN 14770 (2012), podendo haver algumas alterações nas propriedades dos betumes durante essa fase. No entanto, otimizando as características dos reómetros, as condições de preparação e armazenamento das amostras e definindo procedimentos rigorosos de ensaio, a repetibilidade dos resultados pode sofrer melhorias significativas.

Uma vez que os assuntos abordados têm um carácter relativamente recente, considera-se que este estudo representa uma contribuição para a investigação que tem sido realizada, quer no âmbito da caracterização reológica de betumes, quer no âmbito da avaliação da resistência à fadiga e capacidade auto-regeneradora destes materiais, ao mesmo tempo que se focam algumas das vantagens e desvantagens da utilização do reómetro de corte dinâmico e, em particular, da geometria de pratos paralelos, para o estudo do comportamento dos betumes.

6.2. Desenvolvimentos futuros

Após a realização deste trabalho, considera-se que existe uma grande variedade de tópicos que ainda necessitam de ser explorados com maior detalhe. Assim sendo, são apontadas as seguintes sugestões para trabalhos futuros:

- Efectuar a caracterização reológica dos betumes estudados com utilização de um sistema de controlo de temperatura mais eficaz e que permita abranger uma maior gama de temperaturas;

- Efectuar a caracterização reológica e a avaliação da resistência à fadiga e capacidade auto-regeneradora de outros tipos de betume, incluindo a utilização de betumes sujeitos a envelhecimento laboratorial, e, eventualmente, de outros materiais, tais como os mastiques betuminosos e misturas betuminosas, de forma a possibilitar um estudo comparativo e eventual estabelecimento de correlações;
- Verificar a aplicabilidade do modelo 2S2P1D a outros tipos de betumes e também a mastiques betuminosos e misturas betuminosas, se possível considerando uma maior gama de temperaturas de teste e procurando otimizar a formulação e consequente ajustamento do modelo em relação aos resultados experimentais;
- Realizar os ensaios de fadiga contínuos e intermitentes adoptando condições de iso-rigidez para os betumes estudados, em vez de condições de igual temperatura, de forma a averiguar qual a influência da rigidez inicial na sua resistência à fadiga e na sua capacidade auto-regeneradora;
- Realizar os ensaios de fadiga contínuos e intermitentes noutras condições de temperatura, frequência e amplitude de carregamento (níveis de deformação ou tensão);
- Realizar os ensaios de fadiga intermitentes considerando outros rácios entre o período de carregamento e o período de repouso;
- Explorar outras metodologias para avaliação da capacidade auto-regeneradora;
- Aprofundar a investigação dos fenómenos de fadiga e capacidade auto-regeneradora dos betumes, por exemplo com o desenvolvimento de estudos a nível microscópico, de forma a que seja possível identificar os mecanismos que são directamente por eles responsáveis e aqueles que não contribuem directamente para a sua ocorrência;
- Aprofundar o estudo dos conceitos que estão por detrás da definição do modelo de dano contínuo viscoelástico, com consequente confirmação da sua adequabilidade para avaliar a resistência à fadiga de betumes e que torne possível o estabelecimento de um consenso quanto à formulação do modelo;
- Explorar a adequabilidade de outros critérios de definição da resistência à fadiga propostos na literatura e não incluídos neste trabalho;
- Desenvolver procedimentos normalizados relativos à realização de ensaios de fadiga em betumes, bem como de ensaios de caracterização da capacidade auto-regeneradora.

Por último, considera-se ainda interessante a realização de ensaios com um reómetro rotacional para a avaliação do desempenho dos betumes em relação às deformações permanentes, nomeadamente a partir da medição de propriedades reológicas em regime estacionário e em regime transiente.

Referências bibliográficas

Airey, G.D., “*Rheological Characteristics of Polymer Modified and Aged Bitumens*”, PhD Thesis, University of Nottingham, UK, 1997.

Airey, G.D., “*Styrene Butadiene Styrene Polymer Modification of Road Bitumens*”, Journal of Materials Science, Vol. 39:3, pp. 951-959, 2004.

Airey, G.D., “*Use of Black Diagrams to Identify Inconsistencies in Rheological Data*”, Road Materials and Pavement Design, Vol. 3:4, pp. 403-424, 2002.

Airey, G.D., “*Viscosity-Temperature Effects of Polymer Modification as Depicted by Heukelom’s Bitumen Test Data Chart*”, International Journal of Pavement Engineering, Vol. 2:4, pp. 223-242, 2001.

Anderson D.A., Christensen, D.W., Bahia, H.U., Dongre, R., Sharma, M.G., Antle, C.E., Button, J., “*Binder Characterization, Volume 3: Physical Characterization*”, SHRP-A-369, Strategic Highways Research Program, National Research Council, Washington, D.C., USA, 1994.

Bahia, H.U., Zhai, H., Bonnetti, K., Kose, S., “*Non-linear Viscoelastic and Fatigue Properties of Asphalt Binders*”, Journal of the Association of Asphalt Paving Technologists, Vol. 68, pp.1-34, 1999.

Barnes, H., Hutton J., Walters K., “*An Introduction to Rheology*”, Elsevier Publishers, Amsterdam, 1989.

Birley, A.W., Haworth, B., Batchelor, J., “*Physics of Plastics: Processing, Properties and Materials Engineering*”, Hanser Publishers, 1992.

Botella, R., Pérez-Jiménez, F., Miró, R., “*Application of a strain sweep test to assess fatigue behavior of asphalt binders*”, Construction and Building Materials, Vol. 36, pp. 906-912, 2012.

Branco, F., Pereira P., Picado Santos, L., “*Pavimentos Rodoviários*”, Edições Almedina, Coimbra, Portugal, 2011.

Carpenter, S.H., Shen, S., “*A dissipated energy approach to study hot-mix asphalt healing in fatigue*”, Transportation Research Board: Journal of the Transportation Research Board, N° 1970, pp. 178-185, Washington, D.C., USA, 2006.

Carswell, J., Claxton, M.J., Green, P.J., “*Dynamic Shear Rheometers: Making Accurate Measurements on Bitumens*”, Institute of Asphalt Technology, Proceedings of the Asphalt Yearbook, pp. 79-84, 1997 (documento não consultado pelo autor).

Cidade, T., “*Reologia de polímeros – Texto de apoio*”, Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade Nova de Lisboa, Portugal, 2005.

Cuadri, A.A, García-Morales, M., Navarro, F.J., Airey, G.D., Partal, P., “*End-Performance Evaluation of Thiourea-Modified Bituminous Binders through Viscous Flow and Linear Viscoelasticity Testing*”, Rheologica Acta, Vol. 52:2, pp.145-154, 2013.

Delaporte, B., Di Benedetto, H., Chaverot, P., Gauthier, G., “*Linear Viscoelastic Properties of Bituminous Materials: from Binders to Mastics*”, Journal of Association of Asphalt Paving Technologists, Vol. 76, pp. 455-494, 2007.

Eurobitume, “*Eurobitume TF Data Collection – Position Paper on Test Methods used during the Data Collection*”, European Bitumen Association, Brussels, Belgium, 2009.

Eurobitume, “*Rheology of Bituminous Binders: Glossary of Rheological Terms - A Practical Summary of the Most Common Concepts*”, European Bitumen Association, 1996.

FEHRL, “*BitVal – Analysis of Available Data for Validation of Bitumen Tests*”, Report on Phase 1 of the BitVal Project, Forum of European National Highway Research Laboratories (FEHRL), Brussels, Belgium, 2006.

Fontes, L., “*Optimização do Desempenho de Misturas Betuminosas com Betume Modificado com Borracha para Reabilitação de Pavimentos*”, Tese de Doutoramento, Universidade do Minho, Guimarães, Portugal, 2009.

Gaskin, J., “*On Bitumen Microstructure and the Effects of Crack Healing*”, PhD Thesis, University of Nottingham, UK, 2013.

Haider, S.W., Baladi, G.Y., Aurangzeb, Q., Akram, T., “*Rheology of Asphalt Binders in Pakistan*”, Proceedings the sixth International Conference on Maintenance and Rehabilitation of Pavements and Technological Control, Torino, Italy, 2009.

Hamed, F., “*Evaluation of Fatigue Resistance for Modified Asphalt Concrete Mixtures Based on Dissipated Energy Concept*”, PhD Thesis, Technische Universität Darmstadt, Darmstadt, 2010.

Hintz, C., “*Understanding Mechanisms Leading to Asphalt Binder Fatigue*”, PhD Thesis, University of Wisconsin - Madison, Madison, USA, 2012.

Hintz, C., Velasquez, R.A., Johnson, C.M., Bahia, H.U., “*Modification and Validation of the Linear Amplitude Sweep Test for Binder Fatigue Specification*”, Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board, N° 2207, pp. 99-106, Washington, D.C., USA, 2011.

Johnson, C.M., “*Estimating Asphalt Binder Fatigue Resistance Using an Accelerated Test Method*”, PhD Thesis, University of Wisconsin – Madison, Madison, USA, 2010.

Kim, Y., Lee, H.J., Little, D.N., Kim, Y.R., “*A simple testing method to evaluate fatigue fracture and damage performance of asphalt mixtures*”, Journal of Association of Asphalt Paving Technologists, Vol. 75, pp. 755-788, 2006 (documento não consultado pelo autor).

Liao, M., “*Small and Large Strain Rheological and Fatigue Characterisation of Bitumen-Filler Mastics*”, PhD Thesis, University of Nottingham, UK, 2007.

Little, D., Bhasin, A., “*Exploring Mechanism of Healing in Asphalt Mixtures and Quantifying its Impact*”, Self Healing Materials, Springer Netherlands, Vol. 100, pp. 205-218, 2007.

Little, D., Lytton, R., Williams, D., Kim, Y., “*An analysis of the mechanism of microdamage healing based on the application of micromechanics first principles of fracture and healing*”, Proceedings of the Association of Asphalt Paving Technologists, Vol. 68, pp. 501-542, 1999 (documento não consultado pelo autor).

Lu, X., Soenen, H., Redelius, P., “*Fatigue and Healing Characteristics of Bitumens Studied Using Dynamic Shear Rheometer*”, Proceedings of the sixth International RILEM Symposium on Performance Testing and Evaluation of Bituminous Materials, Zurich, Switzerland, 2003.

Malkin, A., “*Rheology Fundamentals*”, ChemTec Publishing, Canada, 1994.

MARC, “*Revision of draft proposal for AASHTO TP-101-12 standard proposal*”, disponível em <http://uwmarc.wisc.edu/files/linearamplitudesweep/AASHTO%20TP%20101-UL-LAST-Modified-highlighted-3-11-2013.pdf>, Modified Asphalt Research Center (acesso em Janeiro de 2014).

McGennis, R.B., Shuler, S., Bahia, H.U., “*Background of SUPERPAVE Asphalt Binder Test Methods*”, Publication N° FHWA-SA-94-069, Federal Highway Administration, Washington, D.C., USA, 1994.

Micaelo, R., “*Compactação de Misturas Betuminosas – Ensaio de Campo e Modelação Numérica*”, Tese de Doutoramento, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Porto, Portugal, 2009.

Minhoto, M., “*Consideração da Temperatura no Comportamento à Reflexão de Fendas dos Reforços de Pavimentos Rodoviários Flexíveis*”, Tese de Doutoramento, Universidade do Minho, Guimarães, Portugal, 2005.

Monismith, C.L., Epps, J.A., Kasianchuk, D.A., McLean, D.B., “*Asphalt Mixture Behavior in Repeated Flexure*”, TE 70-5, Institute of Transportation and Traffic Engineering, University of California, Berkeley, USA, 1970 (documento não consultado pelo autor).

Motamed, A., Bhasin, A., Izadi, A., “*Fracture Properties and Fatigue Cracking Resistance of Asphalt Binders*”, Report N° SWUT/12/161122-1, Center for Transportation Research, University of Texas, Austin, USA, 2012.

Olard, F., Di Benedetto, H., “*General “2S2P1D” Model and Relation between the Linear Viscoelastic Behaviours of Bituminous Binders and Mixes*”, Road Materials and Pavement Design, Vol. 4:2, pp. 185-224, 2003.

Partl, M., Bahia, H.U., Canestrari, F., De la Roche, C., Di Benedetto, H., Piber, H., Sybilski, D., “*Advances in Interlaboratory Testing and Evaluation of Bituminous Materials*”, State-of-the-Art Report of the RILEM Technical Committee 206-ATB, Vol. 9, Edited by Springer, 2013.

Peralta, E., “*Study of the Interaction between Bitumen and Rubber*”, Dissertação de Mestrado, Universidade do Minho, Guimarães, Portugal, 2009.

Pestana, C., Pereira, P., Pais, J., Pereira, P. A., “*Reabilitação de pavimentos utilizando misturas betuminosas com betumes modificados*”, Publicação N° 26, Universidade do Minho, Guimarães, Portugal, 2006.

Petersen, J.C., Robertson, R.E., Branthaver, J.F., Harnsberger, P.M., Duvall, J.J., Kim, S.S., Anderson, D.A. Christensen, D.W., Bahia, H.U., Dongre, R., Sharma, M.G., Antle, C.E., Button, J.W., Glover, C.J., “*Binder Characterization and Evaluation, Volume 4: Test Methods*”, SHRP-A-370, Strategic Highways Research Program, National Research Council, Washington, D.C., 1994.

Probigalp, Probigalp - Ligantes betuminosos S.A., disponível em http://www.probigalp.pt/pr-od_item2_frame.php (acesso em Novembro de 2013).

Qiu, J., Van de Ven, M., Wu, S., Yu, J., Molenaar, A., “*Investigating self healing behaviour of pure bitumen using Dynamic Shear Rheometer*”, Fuel, Vol. 90:8, pp. 2710-2720, 2011.

Quaresma, L., “*Apontamentos da disciplina de Transportes*”, Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade Nova de Lisboa, Portugal, 2010.

Rahimzadeh, B., “*Linear and Non-Linear Viscoelastic Behaviour of Binders and Asphalts*”, PhD Thesis, University of Nottingham, UK, 2002.

Rahman, M., “*Characterisation of Dry Process Crumb Rubber Modified Asphalt Mixtures*”, PhD Thesis, University of Nottingham, UK, 2004.

Read, J., Whiteoak, C.D., “*The Shell Bitumen Handbook*”, Fifth Edition, Shell Bitumen UK, Thomas Telford Publishing, London, UK, 2003.

Santagata, E., Baglieri, O., Tsantilis, L., Dalmazzo, D., “*Evaluation of self healing properties of bituminous binders taking into account steric hardening effects*”, Construction and Building Materials, Vol. 41, pp. 60-67, 2013.

Schapery, R.A., “*A Theory of Mechanical Behavior of Elastic Media with Growing Damage and Other Changes in Structure*”, Journal of Mechanical Physical of Solids 38, N° 2, pp. 215-253, 1990 (documento não consultado pelo autor).

Shen, S., Asce, A.M, Chiu, H., Huang, H., “*Characterization of Fatigue and Healing in Asphalt Binders*”, Journal of Materials in Civil Engineering, Vol. 22:9, pp. 846-852, 2010.

Shen, S., Carpenter, S.H., “*Application of the dissipated energy concept in fatigue endurance limit testing*”, Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board, Vol. 1929, pp. 165-173, Washington, D.C, USA, 2005.

Shen, S., Carpenter, S.H., “*Dissipated Energy Concepts for HMA Performance: Fatigue and Healing*”, COE Report N° 29, Technical Report of Research Supported by the Federal Aviation Administration, Department of Civil and Environmental Engineering, University of Illinois at Urbana-Champaign, Urbana, Illinois, USA, 2007.

Silva, H., “*Caracterização do mastique betuminoso e da ligação agregado-mastique: Contribuição para o Estudo do Comportamento das Misturas Betuminosas*”, Tese de Doutoramento, Universidade do Minho, Guimarães, Portugal, 2005.

Soenen, H., Eckmann, B., “*Binder-related fatigue properties studied by rheology*”, Fifth International Conference Durable and Safe Road Pavements, Kielce, Poland, 1999.

Soenen, H., Eckmann, B., “*Fatigue Testing of Bituminous Binders with a Dynamic Shear Rheometer*”, Proceedings of the second Eurasphalt and Eurobitume Congress, Vol. 1, pp. 827-834, Barcelona, Spain, 2000.

Soenen, H., De La Roche, C., Redelius, P., “*Predict mix fatigue tests from binder fatigue properties, measured with a DSR*”, Proceedings of the third Eurasphalt & Eurobitume Congress, Austria, 2004.

Sutharsan, T., “*Quantification of cohesive healing of asphalt binder based on dissipated energy analysis*”, MSc Thesis, Washington State University, Washington, D.C., USA, 2010.

Tan, Y., Shan, L., Kim, Y., Underwood, B., “*Healing characteristics of asphalt binder*”, Construction and Building Materials, Vol. 27:1, pp. 570-577, 2012.

Teugels, W., Nilsson, A.M., “*Comparison of two different temperature control systems on a controlled stress rheometer*”, Proceedings of the Rheology of Bituminous Binders European Workshop, Paper N° 3, Brussels, Belgium, 1995 (documento não consultado pelo autor).

Van den bergh, W., “*The Effect of Ageing on the Fatigue and Healing Properties of Bituminous Mortars*”, PhD Thesis, Delft University of Technology, Delft, The Netherlands, 2011.

Van den bergh, W., Van de Ven, M., “*The Influence of Ageing on the Fatigue and Healing Properties of Bituminous Mortars*”, Elsevier, Vol. 53, pp. 256-265, 2012.

Van Rompu, J., “*Etude du Comportement Mécanique des Mastics Bitumineux à L'aide D'un Rhéomètre à Cisaillement Annulaire*”, MSc Dissertation, Ecole Nationale des TPE, France, 2006 (documento não consultado pelo autor).

Warren, R.S., McGennis, R.B., Bahia, H.U., “*Superpave Asphalt Binder Test Methods: An Illustrated Overview*”, FHWA Report N° FHWA-SA-94-068, Federal Highway Administration, Washington, D.C., USA, 1994.

Willis, J., Turner, P., Julian, G., Taylor, A., Tran, N., Padula, F., “*Effects of changing virgin binder grade and content on rap mixtures properties*”, NCAT Report N° 12-03, National Center of Asphalt Technology, Auburn University, Auburn, Alabama, USA, 2012.

Yussof, N., Chailleux, E., Airey, G.D., “*A Comparative Study of the Influence of Shift Factor Equations on Master Curve Construction*”, International Journal of Pavement Research and Technology, Vol. 4:6, pp. 324-336, 2011.

Yussof, N., “*Modelling the Linear Viscoelastic Rheological Properties of Bituminous Binders*”, PhD Thesis, University of Nottingham, UK, 2012.

Referências normativas

AASHTO TP 101-12 (2012) – “*Standard Method of Test for Estimating Fatigue Resistance of Asphalt Binders Using the Linear Amplitude Sweep*”, ASTM, USA, 2012.

ASTM D7175 (2008) – “*Standard Test Method for Determining the Rheological Properties of Asphalt Binder Using a Dynamic Shear Rheometer*”, ASTM, USA, 2008.

EN 1426 (2007) – “*Bitumen and bituminous binders – Determination of needle penetration*”, CEN, Brussels.

EN 1427 (2007) – “*Bitumen and bituminous binders – Determination of softening point – Ring and Ball method*”, CEN, Brussels.

EN 12591 (1999) – “*Bitumen and bituminous binders – Specifications for paving grade bitumens*”, CEN, Brussels.

EN 14023 (2010) – “*Bitumen and bituminous binders – Framework specification for polymer modified bitumens*”, CEN, Brussels.

EN 14770 (2012) – “*Bitumen and bituminous binders - Determination of complex shear modulus and phase angle - Dynamic Shear Rheometer (DSR)*”, CEN, Brussels, Belgium, 2012.

EN 15324 (2008) – “*Bitumen and bituminous binders – Determination of equiviscous temperature based on Low Shear Viscosity using a Dynamic Shear Rheometer in low frequency oscillation mode*”, CEN, Brussels.

EN 15325 (2008) – “*Bitumen and bituminous binders – Determination of Zero-Shear Viscosity (ZSV) using a Shear Stress Rheometer in creep mode*”, CEN, Brussels.

NP EN 12594 (2009) – “*Betumes e ligantes betuminosos – Preparação de amostras de ensaio*”, IPQ, Caparica, Portugal, 2009.

prEN 16659 (2013) – “*Bitumen and bituminous binders – Multiple Stress Creep and Recovery Test (MSCRT)*”, CEN, Brussels.

Apêndice A - Valores médios do módulo complexo e do ângulo de fase obtidos para o betume 35/50 a partir dos varrimentos de frequência

Quadro A.1 - Valores médios do módulo complexo (Pa) do betume 35/50.

Temperatura Frequência	15°C	25°C	35°C	45°C	55°C	65°C	75°C
0,1Hz	1271667	281300	49523	4906	943	211	59
0,15 Hz	1756667	401633	72333	7299	1412	318	89
0,2 Hz	2200667	514833	94243	9623	1877	426	120
0,5 Hz	4441667	1122567	216767	23173	4647	1070	304
0,8 Hz	5969000	1574000	326000	36567	7283	1709	489
1 Hz	7021333	1918000	397100	47473	9058	2128	614
1,5 Hz	9024000	2539333	563133	65700	13373	3171	915
2 Hz	10888666	3254000	719033	85627	17703	4218	1220
5 Hz	19023333	6202667	1541000	338233	41927	10237	3027
8 Hz	24426667	8514667	2238333	512500	65013	16210	4822
10 Hz	27403333	9850333	2666667	622400	80173	20017	5970

Quadro A.2 - Valores médios do ângulo de fase (graus) do betume 35/50.

Temperatura Frequência	15°C	25°C	35°C	45°C	55°C	65°C	75°C
0,1Hz	72,73	78,46	83,40	87,39	88,97	89,73	89,89
0,15 Hz	69,73	76,73	82,27	86,52	88,66	89,61	89,87
0,2 Hz	68,71	75,72	81,58	86,14	88,37	89,52	89,83
0,5 Hz	65,14	72,34	79,42	84,84	87,23	88,94	89,62
0,8 Hz	62,81	70,23	78,57	85,80	86,90	88,63	89,41
1 Hz	61,77	69,82	77,78	81,97	86,64	88,47	89,40
1,5 Hz	56,43	67,86	76,36	85,06	86,16	88,06	89,25
2 Hz	56,25	68,04	75,68	81,25	85,60	87,78	88,95
5 Hz	52,18	62,20	72,32	79,46	84,33	86,61	88,27
8 Hz	48,40	59,01	70,41	78,21	83,38	86,16	87,60
10 Hz	46,89	57,89	69,46	77,50	82,93	85,92	87,27

Apêndice B - Valores médios do módulo complexo e do ângulo de fase obtidos para o betume PMB 45/80-65 a partir dos varrimentos de frequência

Quadro B.1 - Valores médios do módulo complexo (Pa) do betume PMB 45/80-65.

Temperatura Frequência	15°C	25°C	35°C	45°C	55°C	65°C	75°C
0,1Hz	741967	180867	47540	7218	1880	521	167
0,15 Hz	992200	246000	64403	10043	2658	747	241
0,2 Hz	1218333	304133	79397	12580	3416	968	314
0,5 Hz	2224333	593767	154600	25327	7403	2202	719
0,8 Hz	3044000	795433	212233	34363	10490	3235	1080
1 Hz	3534000	955000	253667	41007	12600	3932	1322
1,5 Hz	4754667	1266333	340867	52480	17697	5524	1888
2 Hz	5304333	1530667	419567	64253	21280	6988	2429
5 Hz	9711000	2943000	814333	237700	40223	14633	5329
8 Hz	12133333	3827000	1138667	336900	57723	20823	7854
10 Hz	13626667	4410000	1331667	397200	67933	24597	9429

Quadro B.2 - Valores médios do ângulo de fase (graus) do betume PMB 45/80-65.

Temperatura Frequência	15°C	25°C	35°C	45°C	55°C	65°C	75°C
0,1Hz	63,43	65,50	65,73	73,40	77,50	79,43	80,48
0,15 Hz	61,49	64,36	64,40	69,66	76,02	78,64	79,70
0,2 Hz	61,03	64,07	64,25	69,00	75,32	78,43	79,64
0,5 Hz	59,12	63,26	64,55	67,13	72,49	76,74	79,01
0,8 Hz	56,84	62,55	65,07	67,20	69,67	76,32	78,57
1 Hz	57,34	62,30	64,95	63,73	70,01	75,34	78,43
1,5 Hz	57,30	61,45	64,79	62,41	68,94	74,02	77,50
2 Hz	55,47	62,01	64,71	65,35	67,78	73,56	77,10
5 Hz	54,80	60,22	63,85	65,48	62,14	70,25	74,73
8 Hz	49,62	56,97	63,01	65,40	65,37	69,00	73,23
10 Hz	48,65	56,20	62,59	65,17	65,78	68,14	72,18

Apêndice C - Dedução da equação (5.1) relativa ao cálculo do parâmetro PV

Por definição, o valor de $RDEC$ num determinado ciclo de carregamento é dado por:

$$RDEC_b = \frac{DE_a - DE_b}{DE_a(b - a)} \quad (C.1)$$

onde $RDEC_b$ é a taxa de variação de energia dissipada no ciclo b e DE_a e DE_b correspondem à energia dissipada nos ciclos a e b , respectivamente, com $a < b$.

Considerando $b - a = 100$ e que a equação de ajustamento à curva de energia dissipada *versus* número de ciclos de carregamento é do tipo $y = m_1x + b_1$, tem-se:

$$DE(x) = m_1x + b_1 \quad (C.2)$$

em que m_1 é o declive e b_1 é a ordenada na origem da recta definida pela equação de ajustamento à curva de energia dissipada *versus* número de ciclos de carregamento. Por conseguinte, tem-se:

$$\begin{cases} DE_a = m_1a + b_1 \\ DE_b = m_1b + b_1 \\ b - a = 100 \Rightarrow a = b - 100 \end{cases} \quad (C.3)$$

Substituindo (C.3) em (C.1), vem:

$$\begin{aligned} RDEC_b &= \frac{(m_1a + b_1) - (m_1b + b_1)}{(m_1a + b_1)(b - a)} \\ &= \frac{m_1a - m_1b}{(m_1a + b_1) \times 100} \\ &= \frac{m_1(a - b)}{100m_1 \left(a + \frac{b_1}{m_1} \right)} \\ &= \frac{-100}{100 \left(b - 100 + \frac{b_1}{m_1} \right)} \\ &= \frac{-1}{\left(b + \frac{b_1}{m_1} - 100 \right)} \end{aligned} \quad (C.4)$$

Tendo em conta que PV é definido como o valor de $RDEC$ que corresponde ao número de ciclos em que se regista uma redução de 50% do módulo complexo inicial ($N_{f,50}$), tem-se $b = N_{f,50}$ e, portanto, PV pode ser calculado simplesmente pela seguinte equação:

$$PV = \frac{-1}{(N_{f,50} + \frac{b_1}{m_1} - 100)} \quad (C.5)$$

Anexo A - Certificados de qualidade dos betumes

 galp energia LOGÍSTICA		Certificado de Qualidade Nº de Série (Serial Number): 076/2012 Data de Emissão (Issue date): 2012-03-19		
PRODUTO (Product): Betume de Pavimentação 35/50 LOTE (Batch nr.): 5649/016/12				
Documentos de referência: Relatórios de Ensaio N.º 2012010218/01/0		Emitido pelo laboratório acreditado N.º 90/L44 segundo a NP EN ISO/IEC 17025		
MÉTODO	PROPRIEDADE		RESULTADOS	Valores limite
EN 1426	Penetração a 25°C, 100g, 5s	0.1 mm	43	35-50
EN 1427	Temperatura de Amolecimento	°C	51	50-58
EN 12595	Viscosidade Cinemática a 135 °C	mm²/s	539 t)	≥ 370
EN 12592	Solubilidade	% (m/m)	100.0 t)	≥ 99.0
EN ISO 2592	Ponto de Inflamação (Vaso Aberto)	°C	351 t)	≥ 240
EN 12595-Anexo A	Índice de Penetração	-	-1.4	-1.5 - +0.7
EN 12593	Ponto de Fragilidade Fraass	°C	-7 t)	≤ -5
EN 12605-2	Teor em Parafinas ³	% (m/m)	< 3.0 t)	≤ 4.5
Endurecimento				
EN 12607-1	Variação de Massa	% (m/m)	0.1 t)	-0.5 - +0.5
EN 1426	Penetração a 25°C-100g-5s, (após EN 12607-1)	%	77 t)	≥ 53
Cálculo	Aumento da Temperatura de Amolecimento	°C	3 t)	≤ 11
Ensaio Adicionais				
ASTM D341mod	Temperatura para viscosidade a 170 mm²/s ¹	°C	159 t)	A reportar
ASTM D341mod	Temperatura para viscosidade a 280 mm²/s ¹	°C	148 t)	A reportar

ESTE DOCUMENTO SÓ PODE SER REPRODUZIDO NA ÍNTEGRA, SALVO AUTORIZAÇÃO EXPRESSA DA ARL-LOGÍSTICA. THIS DOCUMENT MAY ONLY BE REPRODUCED IN FULL, EXCEPT WITH APPROVAL OF ARL-LOGÍSTICA.

Documento Interiramente processado informaticamente. Full computer processed document.

OBSERVAÇÕES (notes):

t) valores típicos (typical values)

¹ NPD - Desempenho não determinado (no performance determined)

³ NR - Não requerido pela norma (no requirement)

O Responsável



Negócio de Betumes certificado de acordo com a ISO 9001:2008


 0866

Petróleos de Portugal - Petrogal, S.A.
 Rua Tomás de Fonseca, Torre C
 1600-209 LISBOA
 10
 0866-CPD-2010/CE.0129

EN 12591:2008
 Betume de pavimentação 35/50

Tempo de recepção 19. Mar. 10:19



Certificado de Qualidade



Nº de série: CQ13RM094

Tipo de produto: Betume Performance PMB 45/80-65 Lote: B13RM05/Amostra
 Local de Expedição: Rio Maior Data de emissão: 28-Mai-13
 Emitido pelo Laboratório de Probigalp
 Nº Amostra: A 2013/0298

Descrição do Produto:

Betume Modificado com Polímero

Características:

Propriedades (1)	Norma	Unidade	Classe	Valor	Valores		
					Min	Max	
Ensaio sobre betume original	Penetração a 25°C, 100g, 5s	NP EN1426	0,1 mm	Classe 4	51	45	80
	Temperatura de amolecimento, A&B	NP EN1427	°C	Classe 5	70,4	65	
	Ponto fragilidade Fraass	EN12593	°C	Classe 7	-17 t)		-15
	Recuperação elástica a 25°C	EN13398	%	Classe 3	91 t)	70	
	Estabilidade ao armazenamento Variação da temperatura de amolecimento ou	EN13399 EN1426	°C	Classe 2	4,2 t)		5
	Estabilidade ao armazenamento na penetração	Variação EN13399 EN1427	0,1 mm	Classe 2	0 t)		9
	Ponto de inflamação	EN ISO2562	°C	Classe 3	335 t)	235	
Durabilidade depois do ensaio de envelhecimento (EN12607-1)	Variação de massa	EN12607-1	%	Classe 5	-0,05 t)		1
	Penetração retica	EN1426	%	Classe 7	96 t)	60	
	Aumento de temperatura de amolecimento	EN1427	°C	Classe 3	-2,6 t)		10

Observações :

1) Valor de referência

Notas:

(1) - De acordo com a Norma Europeia EN 14023:2010 - Especificações de betumes modificados com polímero.



0866

Probigalp - Ligantes Betuminosos, SA
 Zona Industrial de Rio Maior
 2040-998 Rio Maior
11

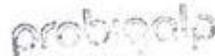
0866-CPD-2011/CE.0133

EN 14023:2010
 Betume Modificado Performance PMB 45/80-65

Probigalp, SA
 Fábrica de Rio Maior
Confirmação
 O presente CQ reproduz fielmente o respectivo ficheiro informático.

Data: 28.05.13 Assinatura: 

P'l'o Responsável:


 Augusto Almeida
 28-Mai-13
 Ligantes Betuminosos, SA

Nota: Documento processado por computador. Quando enviado por via electrónica não necessita assinatura.

Probigalp - Ligantes Betuminosos, SA | Zona Industrial de Rio Maior | 2040-998 Rio Maior | 00351 243 999 240 | riomaior@probigalp.pt