

UNIVERSIDADE FEDERAL DO CEARÁ
CENTRO DE TECNOLOGIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE TRANSPORTES
PROGRAMA DE PÓS GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA DE TRANSPORTES

RENATO PEIXOTO COUTINHO

UTILIZAÇÃO DA PARTE FINA DE MISTURAS ASFÁLTICAS PARA
AVALIAÇÃO DO DANO POR FADIGA

FORTALEZA, CE

2012

RENATO PEIXOTO COUTINHO

UTILIZAÇÃO DA PARTE FINA DE MISTURAS ASFÁLTICAS PARA
AVALIAÇÃO DO DANO POR FADIGA

Dissertação submetida à coordenação do Programa de Pós Graduação em Engenharia de Transportes da Universidade Federal do Ceará, como parte integrante da obtenção do título de Mestre em Engenharia de Transportes, na Área de Concentração: Infraestrutura de Transportes

Orientadora:

Verônica Teixeira Franco Castelo
Branco

Co-Orientador:

Jorge Barbosa Soares

FORTALEZA, CE

2012

RENATO PEIXOTO COUTINHO

UTILIZAÇÃO DA PARTE FINA DE MISTURAS ASFÁLTICAS PARA
AVALIAÇÃO DO DANO POR FADIGA

Dissertação submetida à coordenação do Programa de Pós Graduação em Engenharia de Transportes da Universidade Federal do Ceará, como parte integrante da obtenção do título de Mestre em Engenharia de Transportes, na Área de Concentração: Infraestrutura de Transportes

Aprovada em: 14/11/2012

BANCA EXAMINADORA

Prof^ª. Verônica Teixeira Franco Castelo Branco, Ph.D.
(Orientadora)

Prof. Jorge Barbosa Soares, Ph.D.
(Co-Orientador)

Prof^ª. Áurea Silva de Holanda, D.Sc.
(Examinadora Interna)

Prof^ª. Kamilla Lima Vasconcelos, Ph.D.
(Examinadora Externa)

DEDICATÓRIA

À minha MÃE, Rosana, por ser meu maior exemplo de vida. Mãe, filha, avó, esposa, irmã, tia e exemplo profissional!

AGRADECIMENTOS

À minha noiva Érika, pelo simples fato de me fazer mais feliz a cada dia.

À minha família, Rosana, Claudio, Gabriela, Daniel, Leticia e Matheus, pelo apoio e confiança.

À minha orientadora, Prof^a. Verônica Castelo Branco pela orientação, paciência e dedicação.

Aos professores Jorge Soares e Áurea Holanda, por participarem ativamente da minha formação desde minha graduação sempre me ajudando sem medir esforços.

Aos amigos que ganhei durante o mestrado e vou levar para a vida, Annie, Lucas, Manuela, Felipe, Iuri, Raul, Reuber e Márcio.

A todos os integrantes do Laboratório de Mecânica dos Pavimentos. Em especial, Daniel, Samuel, Pedro, Prof^a Sandra, Prof^a Suelly, Jardel, Alessandra e Ellen.

Aos meus amigos irmãos Victor, Cícero, Everardo, Marcelo, Daniel e Huang. Tendo vocês como amigos tudo é mais fácil!

Aos meus amigos professores Jean, Glauton, Camila Reis, Edianne, Melry, Roberta e Roseanny.

Ao Programa de Recursos Humanos da ANP para o Setor Petróleo e Gás – PRH31-ANP pelo apoio na forma de financiamento da bolsa de estudos de mestrado.

À FUNCAP pelo na forma de financiamento do projeto de pesquisa.

Muito obrigado!

RESUMO

O dano por fadiga é um dos principais problemas encontrados em pavimentos asfálticos. A fadiga é ocasionada pelo carregamento dinâmico ou ciclos térmicos. Na pavimentação, este tipo de dano é provocado pelo tráfego de veículos e é diretamente influenciado pela constante mudança nas condições climáticas às quais a mistura asfáltica está submetida. Problemas como fadiga e deformação permanente estão relacionados a fenômenos de pequena escala e são afetados pelo teor de ligante, pelas características dos agregados (forma, tamanho e distribuição das partículas), bem como pelas propriedades da interface ligante-agregado. O presente trabalho visa obter propriedades viscoelásticas lineares e avaliar o dano por fadiga da parte fina de Misturas Asfálticas Completas (MACs), composta por Cimento Asfáltico de Petróleo (CAP) e pela Matriz de Agregados Finos (MAF), que corresponde ao ligante asfáltico juntamente com os agregados miúdos e filer. Os resultados obtidos a partir destas caracterizações foram comparados com os resultados obtidos durante a caracterização dos CAPs e das MACs. Para que a caracterização das MAFs fosse feita em amostras que representassem de maneira realística a parte fina de suas respectivas MACs, foi proposto um novo método de dosagem de MAFs. A caracterização do dano por fadiga em MAFs foi realizada através de um método tradicional (varredura de tempo) e de um método que foi adaptado para ser utilizado em MAFs (varredura linear de amplitude de deformação e o conceito de dano contínuo em meio viscoelástico). Foi observado que, o método adaptado para a caracterização do dano por fadiga em MAFs apresentou resultados semelhantes aos encontrados na abordagem tradicional (erro máximo de 15%), sendo o primeiro realizado em poucos minutos enquanto que o método tradicional pode demandar horas ou dias. Além disso, foi observado que, a caracterização da MAF como passo intermediário para a previsão do comportamento do dano por fadiga de MACs apresentou resultados satisfatórios.

Palavras-chave: Mistura Asfáltica, Matriz de Agregados Finos, Dano por Fadiga.

ABSTRACT

Fatigue cracking is a major damage found in asphalt pavements. Fatigue is caused by dynamic loading or temperatures cycles. This damage is caused by vehicle traffic and is directly affected by variation in climatic conditions to which the asphalt mixture is subjected. Problems such as fatigue and rutting are related to small-scale phenomena. Some factors which influence the development of fatigue cracks are the asphalt content, aggregate characteristics (shape, size and particles distribution) as well as by the properties of the binder-aggregate interface. This study aims to characterize the linear viscoelasticity and the fatigue damage of the fine part of Hot Mixes Asphalt (HMAs), consisting of Asphalt Cement (ACs), fine aggregates and fillers, called Fine Aggregates Matrices (FAMs). The results were compared with those obtained in the characterization of ACs and HMAs. For the characterization of FAMs, samples were prepared to represent realistically the fine part of their respective MACs. A new design method has been proposed for MAFs. The characterization of fatigue damage in FAMs was performed using a traditional method (time sweep) and the Linear Amplitude Sweep test (LAS). The LAS is based on the viscoelastic continuum damage (VECD) mechanics theory. The results showed that the LAS obtained similar results to those found in the traditional method (maximum error of 15%). Moreover, it was observed that the use of FAM as an intermediate step for predicting fatigue damage behavior of HMAs showed satisfactory results.

Keywords: Asphalt Mixtures, Fine Aggregates Matrix, Fatigue Damage.

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 – Modelos viscoelásticos lineares	7
Figura 2.2 – (a) Aplicação do fator de deslocamento - a_t ; (b) Curva mestra para a temperatura de referência (21,1°C)	13
Figura 2.3 – Ilustração da MAC, da MAF e dos agregados graúdos	24
Figura 2.4 – (a) Esquema representativo do molde para compactação das amostras de MAFs (adaptado de Kim <i>et al.</i> , 2003) (b) Molde para compactação utilizado por Kim <i>et al.</i> (2003)	27
Figura 2.5 – Produção de amostras de MAFs.....	28
Figura 2.6 – Ilustração do princípio em que se baseia o método de Karki (2010).....	29
Figura 3.1 – Polímero EVA na forma granular	34
Figura 3.2 – (a) Amostra de CAP com 25mm de diâmetro; (b) CP de CAP acoplado ao DSR (antes do ensaio); (c) CP de CAP acoplado ao DSR (durante o ensaio)	35
Figura 3.3 – Distribuição granulométrica dos agregados para as MACs e suas respectivas MAFs	37
Figura 3.4 – (a) Misturador de escala laboratorial; (b) Compactador Giratório Superpave (CGS).....	38
Figura 3.5 – (a) Ensaio de módulo de resiliência; (b) Prensa mecânica utilizada para realização de ensaios de resistência à tração	39
Figura 3.6 – (a) Ensaio de módulo dinâmico; (b) Esquema do comportamento viscoelástico sob carregamento harmônico	41
Figura 3.7 – Ilustração do procedimento de determinação do teor de ligante na MAF .	43
Figura 3.8 – (a) Reômetro de Cisalhamento Dinâmico TA AR 2000 [®] ; (b) CP de MAF acoplado ao DSR	45
Figura 3.9 – Curva para o cálculo de m a partir do ensaio de varredura de frequência em MAFs.....	47
Figura 3.10 – Ilustração do ensaio de varredura linear de deformação.....	48
Figura 4.1 – (a) Viscosidade do CAP 50/70 e do CAP 50/70 + 4% EVA em função da temperatura; (b) Logaritmo neperiano da viscosidade <i>versus</i> o inverso da temperatura	50
Figura 4.2 – Curva mestra do $ G^* $ para os CAPs, T_{Ref} de 35°C.....	52
Figura 4.3 – Curva mestra do ângulo de fase para os CAPs, T_{Ref} de 35°C.....	53
Figura 4.4 – Vida de fadiga das MACs	55
Figura 4.5 – Curvas mestra do $ E^* $ para a MAC 1, T_{Ref} de 21,1°C	56

Figura 4.6 – Curvas mestra do $ E^* $ para a MAC 2, T_{Ref} de 21,1°C	57
Figura 4.7 – Curvas mestra do $ E^* $ para a MAC 3, T_{Ref} de 21,1°C	57
Figura 4.8 – Curva mestra do $ E^* $ para as MACs, T_{Ref} de 21,1°C	58
Figura 4.9 – Curva mestra do $ G^* $ para as MAFs, T_{Ref} de 25°C	62
Figura 4.10 – Curva mestra do ângulo de fase para os CAPs, T_{Ref} de 25°C.....	62
Figura 4.11 – Resultado do pré-teste para a definição da amplitude de deformação máxima aplicada pelo DSR (15°C), MAF 1	64
Figura 4.12 – Resultado do pré-teste para a definição da amplitude de deformação máxima aplicada pelo DSR (25°C).....	67
Figura 4.13 – Curvas para o cálculo de m	69
Figura 4.14 – Ajuste linear de $\log(C_0 - G^* sen\delta)$ versus $\log(D)$ – MAF 1	70
Figura 4.15 – Ajuste linear de $\log(C_0 - G^* sen\delta)$ versus $\log(D)$ – MAF 2	70
Figura 4.16 – Ajuste linear de $\log(C_0 - G^* sen\delta)$ versus $\log(D)$ – MAF 3	71
Figura 4.17 – Comparação dos dados experimentais com os dados obtidos pela análise utilizando o modelo VECD – MAF 1.....	71
Figura 4.18 – Comparação dos dados experimentais com os dados obtidos pela análise utilizando o modelo VECD – MAF 2.....	72
Figura 4.19 – Comparação dos dados experimentais com os dados obtidos pela análise utilizando o modelo VECD – MAF 3.....	72
Figura 4.20 – Comparação dos dados experimentais para as MAFs 1, 2 e 3	73
Figura 4.21 – Diagrama de tensão versus deformação para o ensaio de varredura linear de deformação.....	74
Figura 4.22 – Comparação dos resultados de varredura de tempo para as MAFs 1, 2 e 3	75
Figura 4.23 – Variação da tensão no ensaio de varredura de tempo conduzido a deformação controlada	77
Figura 4.24 – Variação da rigidez ($ G^* $ normalizado) com a aplicação dos ciclos de carregamento para o ensaio de varredura de tempo conduzido a deformação controlada	77
Figura 4.25 – Comparação dos N_f obtidos a partir dos ensaios de varredura linear de deformação e de varredura de tempo conduzido a deformação controlada	79

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Valores de energia de ativação, E_a , e da constante C encontrados na literatura (adaptado de COUTINHO <i>et al.</i> , 2010).....	15
Tabela 2.2 – Valores de C_1 e C_2 encontrados na literatura (SILVA, 2009)	16
Tabela 3.1 – Matriz experimental.....	33
Tabela 3.2 – Características do CAP 50/70 cedidas pela Lubnor conforme ensaios da especificação ANP realizados na própria refinaria.....	33
Tabela 3.3 – Características do polímero EVA utilizado na pesquisa (dados fornecidos pela empresa Politeno).....	34
Tabela 3.4 – Propriedades dos agregados utilizados no estudo.....	36
Tabela 3.5 – Parâmetros de dosagem	38
Tabela 4.1 – Resultados de MR e de RT para as MACs a 25°C	54
Tabela 4.2 – Constantes C e energias de ativação de fluxo das MACs.....	58
Tabela 4.3 – Parâmetros utilizados na dosagem das MAFs	59
Tabela 4.4 – Resultados do teor de ligante das MAFs utilizando diferentes métodos...	60
Tabela 4.5 – Análise da temperatura do ensaio de fadiga	64
Tabela 4.6 – Resultados dos ensaios de varredura linear de deformação na temperatura de 15°C, MAF 1	65
Tabela 4.7 – Resultados dos ensaios de varredura linear de deformação na temperatura de 25°C, MAF 1	68
Tabela 4.8 – Resultados dos ensaios de varredura linear de deformação a 25°C	68
Tabela 4.9 – Valores dos coeficientes para análise utilizando o modelo VECD	69
Tabela 4.10 – Parâmetros de fadiga do ensaio de varredura linear de deformação e vida de fadiga (N_f) prevista.....	73
Tabela 4.11 – Resultados dos ensaios de varredura de tempo conduzidos a deformação controlada	75
Tabela 4.12 – Resultados dos ensaios de varredura de tempo conduzidos a tensão controlada	75
Tabela 4.13 – Comparação dos resultados dos ensaios de varredura de tempo conduzidos a deformação controlada e de varredura linear de deformação.....	78

LISTA DE ABREVIATURAS

AC	<i>Asphalt Cement</i>
CA	Concreto Asfáltico
CAP	Cimento Asfáltico de Petróleo
CGS	Compactador Giratório Superpave
CNT	Confederação Nacional do Transporte
CP	Corpo de Prova
DNIT	Departamento Nacional de Infraestrutura de Transportes
DSR	<i>Dynamic Shear Rheometer</i>
EVA	Etileno Acetato de Vinila
FAM	<i>Fine Aggregate Matrix</i>
HMA	<i>Hot Mix Asphalt</i>
LAS	<i>Linear Amplitude Sweep</i>
LVDT	<i>Linear Variable Differential Transducer</i>
MAC	Mistura Asfáltica Completa
MAF	Matriz de Agregados Finos
MEF	Método dos Elementos Finitos
MR	Módulo de Resiliência
MTC	Material Termorreologicamente Complexo
MTS	Material Termorreologicamente Simples
PAC	Programa de Aceleração do Crescimento
PIB	Produto Interno Bruto
PNV	Plano Nacional de Viação
PSST	Princípio da Superposição Tempo-Temperatura
RT	Resistência à Tração
TC	Temperatura de Compactação
TMN	Tamanho Máximo Nominal
TU	Temperatura de Usinagem
TUC	Temperaturas de Usinagem e Compactação
UTM 25	<i>Universal Testing Machine 25</i>
VECD	<i>Viscoelastic Continuum Damage</i>
Vv	Volume de vazios
WLF	Willians-Landel-Ferry

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO.....	1
1.1 Considerações iniciais	1
1.2 Objetivos.....	4
1.3 Estrutura do trabalho	5
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	6
2.1 Viscoelasticidade linear e não linear	6
2.2 Efeito da temperatura.....	12
2.2.1 <i>Equação de Arrhenius</i>	14
2.2.2 <i>Equação de Williams-Landel-Ferry (WLF)</i>	16
2.3 Dano por fadiga	16
2.3.1 <i>Dano por fadiga em MAFs</i>	19
2.3.2 <i>Modelo de dano contínuo para a caracterização da fadiga de materiais asfálticos (Johnson, 2010)</i>	20
2.4 Matriz de Agregados Finos – MAF	23
2.5 Dosagem de MAFs	26
2.5.1 <i>Método proposto por Kim et al. (2003)</i>	26
2.5.2 <i>Método proposto por Castelo Branco (2008)</i>	27
2.5.3 <i>Método proposto por Karki (2010)</i>	29
2.5.4 <i>Método proposto por Sousa et al., (2011)</i>	31
3 MATERIAIS E MÉTODOS	33
3.1 Matriz experimental.....	33
3.2 Cimento Asfáltico de Petróleo (CAP)	33
3.2.1 <i>Modificação do CAP com EVA</i>	34
3.2.2 <i>Viscosidade absoluta</i>	34
3.2.3 <i>Ensaio de caracterização viscoelástica linear dos CAPs</i>	35
3.3 Agregados.....	35
3.4 Definição das curvas granulométricas.....	36
3.5 Dosagem das Misturas Asfálticas Completas (MACs)	37
3.6 Caracterização mecânica das MACs	38
3.6.1 <i>Módulo de Resiliência (MR)</i>	39
3.6.2 <i>Resistência à Tração (RT)</i>	39
3.6.3 <i>Vida de fadiga</i>	40
3.6.4 <i>Módulo dinâmico</i>	41

3.7 Dosagem das Matrizes de Agregados Finos (MAFs).....	42
3.7.1 Método proposto.....	42
3.7.2 Moldagem e extração dos Corpos de Prova (CPs).....	44
3.8 Caracterização do comportamento viscoelástico linear das MAFs.....	44
3.9 Caracterização do dano por fadiga em MAFs.....	45
3.9.1 Ensaio de fadiga: varredura linear de deformação.....	45
3.9.2 Ensaio de fadiga: varredura de tempo.....	48
4 RESULTADOS.....	50
4.1 Resultados das análises realizadas no CAP.....	50
4.1.1 Viscosidade absoluta.....	50
4.1.2 Caracterização do comportamento viscoelástico linear para os CAPs.....	51
4.2 Resultados da caracterização mecânica das MACs.....	53
4.2.1 Módulo de Resiliência (MR) e Resistência à Tração (RT).....	53
4.2.2 Resultados dos ensaios de vida de fadiga.....	54
4.2.3 Resultados dos ensaios de módulo dinâmico.....	55
4.3 Resultados da dosagem das MAFs.....	59
4.4 Ensaio de caracterização do comportamento viscoelástico linear para as MAFs....	61
4.5 Resultados da caracterização do dano por fadiga em MAFs.....	63
4.5.1 Resultados dos ensaios de fadiga: varredura linear de deformação a 15°C.....	64
4.5.2 Resultados dos ensaios de fadiga: varredura linear de deformação a 25°C.....	66
4.5.3 Resultados dos ensaios de fadiga: varredura de tempo a 25°C.....	74
5 CONCLUSÕES.....	81
5.1 Novo método para dosagem das MAFs.....	81
5.2 Comportamento viscoelástico linear dos CAPs.....	81
5.3 Comportamento viscoelástico linear das MACs.....	82
5.4 Comportamento viscoelástico linear das MAFs.....	82
5.5 Dano por fadiga em MAFs.....	83
5.6 Comparação da caracterização do dano por fadiga em MAFs e em MACs.....	84
5.7 Sugestões para futuras pesquisas.....	85
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	86

1 INTRODUÇÃO

1.1 Considerações iniciais

De acordo com a pesquisa da Confederação Nacional do Transporte (CNT) de rodovias do ano de 2011 a malha rodoviária brasileira, considerando rodovias federais, estaduais, coincidentes e municipais, possui 1.581.104km de extensão de estradas implantadas. Desse total, apenas 213.909km (13,5%) correspondem a rodovias pavimentadas. No Nordeste brasileiro a situação é semelhante à encontrada no cenário nacional, onde, do total de 420.311km de rodovias apenas 56.309km (13,4%) destas são pavimentadas (CNT, 2011).

Apesar da grande extensão da malha rodoviária brasileira, apenas 46,6% das rodovias avaliadas são classificadas como ótimas, e 48,0% encontram-se com o pavimento considerado como regular, ruim ou péssimo (CNT, 2011). Na região Nordeste, 44,9% das rodovias encontram-se com o pavimento em estado ótimo e 50,0% encontram-se com o pavimento em estado regular, ruim ou péssimo (CNT, 2011).

A má condição de grande parte das rodovias brasileiras eleva os custos de transportes e estes são repassados aos produtos, com impacto negativo na economia nacional. Na última década, foi investido, em média, 0,2% do Produto Interno Bruto (PIB) em infraestrutura de transporte. O aporte de recursos é insignificante, quando comparado ao realizado por outros países como China, Índia e Rússia. Os chineses investiram cerca de 10% do PIB em infraestrutura de transporte em 2010, a Índia, 8%, e a Rússia destinou 7% de seu PIB a esse tipo de investimento. Já o Brasil investiu 0,36% do PIB, já com todos os investimentos do Programa de Aceleração do Crescimento (PAC) considerados (CNT, 2011).

No entanto, vale salientar que nos últimos anos houve uma mudança de perspectiva, onde a infraestrutura e os transportes ganharam nova relevância. Houve um incremento dos recursos orçamentários destinados à infraestrutura de transporte, conforme dados do orçamento fiscal da união, de mais de R\$10 bilhões entre os anos de 2002 (R\$1,3 bilhão) e 2010 (R\$13,2 bilhões). Em média, nos últimos nove anos, 72,2% do total de recursos públicos investidos em infraestrutura de transporte foram destinados a projetos rodoviários (CNT, 2011).

A maioria das rodovias brasileiras é constituída de pavimentos do tipo flexível, como são chamados os pavimentos asfálticos, em contraposição aos pavimentos rígidos com revestimento de concreto de cimento Portland. Os pavimentos asfálticos possuem uma

camada superficial de material asfáltico, sendo que a presença deste material torna seu comportamento dependente do tempo, da taxa de carregamento e da temperatura. Vários trabalhos publicados no Brasil e no exterior afirmam que os materiais asfálticos apresentam comportamento que pode ser bem representado pelo modelo viscoelástico (PINTO, 1991; LEE e KIM, 1998(a); PARK e KIM, 1998; GOODRICH, 2001; MOMM, 2001; TAIRA e FABRI, 2001; DANIEL e KIM, 2002; SOARES e SOUZA, 2002; SOUZA e SOARES, 2002; SILVA, 2009).

De maneira simples, o comportamento dos materiais viscoelásticos pode ser interpretado como uma combinação dos comportamentos de materiais elásticos e viscosos. Isto pode ser feito porque quando materiais viscoelásticos são submetidos a carregamentos rápidos (altas frequências), estes exibem um comportamento próximo ao dos sólidos elásticos. Em contrapartida, quando se aplicam carregamentos a uma taxa lenta (baixas frequências), o material apresenta deformações permanentes com o passar do tempo, assemelhando-se ao comportamento dos fluidos viscosos.

A literatura mostra que a temperatura é um fator que tem grande influência na resposta viscoelástica (LU e WRIGHT, 2000; ELSEIFI *et al.*, 2006). Verifica-se que, o aumento da temperatura aumenta a parcela viscosa do comportamento viscoelástico, enquanto que a redução da temperatura aumenta a parcela elástica, tornando o material mais rígido. Contudo, quantificar a influência da temperatura nas propriedades viscoelásticas é uma tarefa complexa para a maioria dos materiais.

Os materiais viscoelásticos são também caracterizados pelo fato de que a resposta de deformação em um dado instante é determinada não apenas pelo correspondente valor de tensão naquele instante, mas também por todo o histórico de tensão ao qual o material foi submetido (CHRISTENSEN, 1982). Esta hipótese é válida tanto para os materiais viscoelásticos lineares como para os não lineares. No entanto, a teoria da viscoelasticidade linear é restrita a condições de deformabilidade infinitesimal, as quais são satisfeitas em muitos problemas teóricos, mas não deve ser assumida em alguns casos reais (SOARES e SOUZA, 2002). As propriedades viscoelásticas não lineares dependem dos níveis de tensão e de deformação aos quais os materiais são submetidos. Alguns trabalhos representados na literatura indicam que, os ligantes asfálticos se comportam linearmente a baixos níveis de tensão e não linearmente em níveis elevados de tensão (FERRY, 1961; CHEUNG e CEBON 1997 (a, b)).

O dano por fadiga (formação e propagação de micro e macro trincas sob carregamento cíclico) ocasionado pelo carregamento dinâmico repetido é um dos principais

defeitos que ocorre em pavimentos asfálticos. Este tipo de dano é provocado pelo tráfego de veículos e pela constante mudança nas condições climáticas às quais a mistura asfáltica está submetida.

Problemas como fadiga e deformação permanente estão relacionados a fenômenos de pequena escala. Estes são afetados pelo teor de ligante, pelas características dos agregados (forma, tamanho e distribuição das partículas), bem como pelas propriedades da interface ligante-agregado. De acordo com Tebaldi (2012), o trincamento de misturas asfálticas é governado pelas propriedades do CAP e dos fillers que compõem a mistura. A redução do teor de ligante pode reduzir a susceptibilidade da mistura com relação à deformação permanente. O correspondente aumento na fração volumétrica de agregados pode aumentar a susceptibilidade da mistura ao trincamento por fadiga. Um dos desafios no projeto de misturas asfálticas é encontrar a fração volumétrica ótima para cada componente, a fim de fornecer um material com bom desempenho para a aplicação considerada.

O estudo da parte fina de misturas asfálticas como passo intermediário para estimar o comportamento da Mistura Asfáltica Completa (MAC) (composta por Cimento Asfáltico de Petróleo - CAP, agregados graúdos, agregados miúdos e filler) é motivado pela indicação de que o dano por fadiga, ocasionado na mistura completa, inicia-se na parte fina da mistura. Com isso, o conhecimento da resistência ao dano por fadiga da parte fina da mistura e o quanto esta parte pode influenciar no comportamento da MAC auxiliam o processo de escolha/combinção de materiais (CAP, agregados e curva granulométrica) de modo a formar misturas mais resistentes à fadiga. Outro fato relevante é que a Matriz de Agregados Finos (MAF) possui estrutura interna mais uniforme do que a MAC. Isto faz com que os ensaios realizados nas MAFs apresentem menores variações nos resultados para amostras de uma mesma mistura. Além disso, por se utilizar amostras de tamanho reduzido (cilindros de aproximadamente 12mm de diâmetro e 50mm de altura), quando comparado com as amostras de MAC (cilindros de aproximadamente 100mm de diâmetro e de 35 a 150mm de altura), há uma considerável economia de material. Por fim, o ensaio de fadiga comumente utilizado no Brasil pode demandar várias horas (ou até mesmo dias) para ser realizado enquanto que o ensaio que está sendo adaptado para MAFs neste trabalho deve demandar alguns minutos. Desta forma, o procedimento proposto tende a ser mais rápido e menos agressivo ao meio ambiente.

O uso de MAFs vem sendo empregado desde 2003, quando Kim *et al.* (2003) realizaram a caracterização do dano por fadiga e o potencial para regeneração de trincas (*healing*) de MAFs. Zollinger (2005) avaliou a susceptibilidade ao dano por umidade em

MAFs. Masad *et al.* (2007) realizaram a caracterização do dano por fadiga em MAFs através da unificação dos resultados de ensaios de fadiga conduzidos sob diferentes modos de carregamento (deformação e tensão controladas). Arambula *et al.* (2007) avaliaram a susceptibilidade ao dano por umidade induzida de MACs utilizando as correspondentes MAFs. Castelo Branco (2008) usou um modelo baseado na mecânica da fratura, um parâmetro de avaliação da progressão do trincamento e os resultados de testes realizados no reômetro para avaliar o modelo proposto por Masad *et al.* (2007) para diferentes amplitudes de tensão e de deformação. Vasconcelos *et al.* (2009) utilizaram o reômetro para investigar o impacto da redução das Temperaturas de Usinagem e Compactação (TUCs) no comportamento mecânico de seis MAFs distintas. Aragão *et al.* (2008) e Aragão (2011) desenvolveram um modelo para prever o módulo dinâmico de MACs através do uso das propriedades dos seus respectivos componentes: agregados graúdos e MAFs. Sousa *et al.* (2011) desenvolveram um *software* para analisar parâmetros reológicos de MAFs e avaliar a resistência ao dano por fadiga e ao dano por umidade através do uso de conceitos da mecânica do contínuo.

1.2 Objetivos

O objetivo principal deste trabalho é utilizar a parte fina de misturas asfálticas para avaliar o dano por fadiga MACs. Os objetivos específicos da pesquisa são:

- a) Desenvolver um método de dosagem de MAFs que forneça amostras mais representativas (teor de CAP) desta fase da MAC e comparar os resultados com outros métodos já existentes na literatura;
- b) Avaliar as propriedades viscoelásticas lineares de CAPs, MAFs e MACs e comparar diferentes métodos para a construção de curvas mestras;
- c) Adaptar a aplicação do ensaio de varredura linear de deformação para a análise de fadiga em MAFs;
- d) Comparar os resultados de fadiga obtidos a partir do ensaio de varredura linear de deformação com o resultado obtido a partir da realização do tradicional ensaio de varredura de tempo;
- e) Comparar o comportamento em relação ao dano por fadiga das MACs com o comportamento encontrado a partir da caracterização do dano por fadiga de suas respectivas MAFs.

1.3 Estrutura do trabalho

O presente trabalho está assim organizado:

O Capítulo 1 é o presente capítulo de introdução no qual constam a justificativa e os objetivos.

O Capítulo 2 apresenta uma revisão bibliográfica referente a tópicos importantes para o entendimento de conceitos referentes à viscoelasticidade linear e não linear, dano por fadiga e Matrizes de Agregados Finos (MAFs).

O Capítulo 3 trata da obtenção e da caracterização dos materiais utilizados na presente pesquisa. Também são apresentados nesse citado capítulo os procedimentos experimentais relativos à dosagem de MAFs, à caracterização viscoelástica linear e aos métodos para caracterização do dano por fadiga em materiais asfálticos.

O Capítulo 4 apresenta os resultados experimentais e a discussão dos mesmos.

O Capítulo 5 traz as conclusões desta pesquisa e recomendações para trabalhos futuros.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Viscoelasticidade linear e não linear

A teoria da elasticidade afirma que, os materiais elásticos são aqueles que têm capacidade de estocar energia mecânica sem que essa energia dissipe. A tensão (σ) depende apenas da deformação específica instantânea (ϵ), ou seja, o caminho percorrido durante o carregamento em um diagrama de tensão-deformação é superposto pelo caminho inverso durante o descarregamento (CHRISTENSEN, 1982). Na zona elástica ocorre armazenamento total de energia e o análogo mecânico apropriado para este caso é uma mola. Por outro lado, um fluido Newtoniano submetido a um estado de tensão tem capacidade de dissipar toda a energia sem que nenhuma parte desta seja estocada (CHRISTENSEN, 1982). Neste caso (comportamento viscoso linear), a tensão seria ligada à taxa de deformação por uma lei de proporcionalidade linear relacionada ao coeficiente de viscosidade (η). Toda a energia mecânica fornecida ao sistema seria dissipada e o análogo mecânico mais apropriado para este caso seria um amortecedor.

O comportamento mecânico dos materiais é governado por propriedades intrínsecas destes (ZENG, 1997). A teoria da viscoelasticidade é aplicada em materiais que apresentam comportamento que pode ser interpretado como uma combinação do comportamento de materiais elásticos e viscosos. Estes materiais nem armazenam nem dissipam toda a energia mecânica que lhes é fornecida. Desta forma, os materiais viscoelásticos, como o próprio nome sugere, são aqueles que podem ser representados pela combinação destas duas teorias, pois têm capacidade tanto de dissipar como de estocar energia mecânica. Quando materiais viscoelásticos são submetidos a carregamentos rápidos (altas frequências), estes exibem um comportamento próximo aquele encontrado para os sólidos elásticos (armazenamento total da energia mecânica). Em contrapartida, quando se aplicam carregamentos a uma taxa lenta (baixas frequências), o material apresenta deformações permanentes com o passar do tempo, assemelhando-se ao comportamento dos fluidos viscosos (dissipação total da energia mecânica).

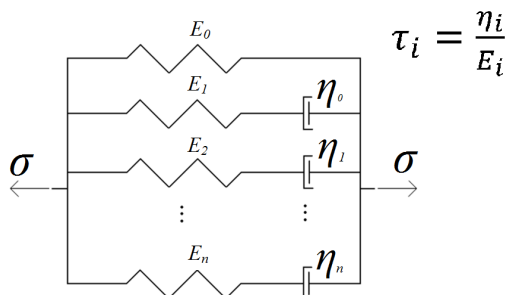
Porém, o relacionamento entre estas duas teorias é uma tarefa complexa, pois os materiais elásticos e os viscosos têm comportamentos constitutivos consideravelmente diferentes. Materiais elásticos deformados retornam facilmente ao seu estado original quando removido o carregamento. O contrário acontece com os materiais viscosos que tendem a não voltar ao estado indeformado quando retirado o carregamento.

De acordo com Zeng (1997), uma grande quantidade de materiais pode ser considerada viscoelástica dependendo da escala de tempo de interesse e das condições ambientais. Por exemplo, é comum tratar o ferro como um material perfeitamente elástico se este for projetado para uma vida útil de poucas décadas e em condições ambientais não severas. Porém, quando este é projetado para uma vida útil de alguns séculos e/ou em condições de temperaturas elevadas, a deformação por fluência do material deve ser levada em consideração.

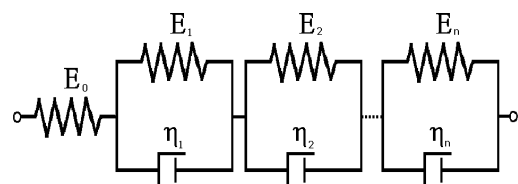
A literatura mostra que a temperatura é um fator que tem grande influência na resposta viscoelástica (LU e WRIGHT, 2000; ELSEIFI *et al.*, 2006). Verifica-se que, em materiais asfálticos, o aumento da temperatura aumenta a parcela viscosa do comportamento viscoelástico, enquanto que a redução da temperatura aumenta a parcela elástica, tornando o material mais rígido. Com isso, os materiais viscoelásticos apresentam comportamento estrutural dependente do tempo e da taxa de aplicação de carga (ou deslocamento) (SCHAPERLY, 1969; CHRISTENSEN, 1982).

Como mencionado anteriormente, os materiais viscoelásticos nem armazenam nem dissipam toda a energia mecânica que lhes é fornecida. No caso deste armazenamento parcial de energia depender unicamente da taxa de carregamento com o tempo (a uma dada temperatura), o modelo é dito linear e o análogo mecânico mais apropriado é uma associação de molas e de amortecedores escolhidos de forma a ajustar os dados experimentais. Os análogos mecânicos ficaram conhecidos com os nomes dos físicos que os desenvolveram, podendo ser associações em paralelo de pares mola-amortecedor ligados em série (modelo de Maxwell, Figura 2.1-a) ou associações em série de pares mola-amortecedor ligados em paralelo (modelo de Kelvin-Voigt, Figura 2.1-b).

Figura 2.1 – Modelos viscoelásticos lineares
(a) Modelo de Maxwell generalizado



(b) Modelo de Kelvin-Voigt generalizado



Onde σ é a tensão nas extremidades do elemento viscoelástico apresentado na Figura 2.1(a), η é a viscosidade do material e E é o módulo de elasticidade do material. A variável $\tau = \frac{\eta}{E}$ é conhecida como tempo de relaxação (modelo de Maxwell) ou de retardação (modelo de Kelvin-Voigt). As funções analíticas (relacionando tensão e deformação) obtidas para as associações de diversas molas e amortecedores ficaram conhecidas como séries de Prony. No caso do modelo de Maxwell, obtém-se uma função analítica para o caso de uma solitação constante de deformação (ensaio conhecido como relaxação). A série de Prony obtida nesse caso é indicada pela Equação (1).

$$E(t) = \frac{\sigma(t)}{\varepsilon} = E_0 + \sum_{i=1}^n E_i \times e^{(-t/\tau_i)} \quad (1)$$

Onde $E(t)$ é o módulo de relaxação; E_0 , E_i , τ_i são os coeficientes da série de Prony; n é o número de termos da série de Prony; t é o tempo absoluto tomado a partir de um referencial qualquer (início do ensaio).

No caso do modelo de Kelvin-Voigt, obtém-se uma função analítica para o caso de uma solitação constante de tensão (ensaio conhecido como *creep* estático, que avalia a fluência). A série de Prony obtida nesse caso é indicada a seguir (Equação (2)) (CHRISTENSEN, 1982).

$$D(t) = \frac{\varepsilon(t)}{\sigma} = \frac{\frac{\sigma}{E_0} + \sum_{j=1}^n \frac{\sigma}{E_j} (1 - e^{-t/\tau_j})}{\sigma} = \frac{1}{E_0} + \sum_{j=1}^n \frac{1}{E_j} (1 - e^{-t/\tau_j}) = D_g + \sum_{j=1}^n D_j (1 - e^{-t/\tau_j}) \quad (2)$$

Onde $D(t)$ é a função fluência (*creep compliance*).

O conjunto de tempos de relaxação (ou de retardação) de todos os elementos $\{\tau_i\}$ associado às magnitudes de relaxação, E (no caso do modelo de Maxwell) ou de compliância D (no caso do modelo de Kelvin-Voigt), é conhecido como espectro viscoelástico discreto de relaxação (FERRY, 1961). Esse espectro pode ser generalizado quando o número de elementos tende a infinito e a função resultante da relação entre módulo (ou compliância) e o tempo é conhecida como espectro de relaxação.

Diante do exposto, os materiais viscoelásticos apresentam resposta de deformação em um dado instante determinada não apenas pelo correspondente valor instantâneo de tensão, mas também por todo o histórico de tensão ao qual o material foi submetido (CHRISTENSEN, 1982). Com a aplicação do princípio da superposição de Boltzmann (BOLTZMANN, 1874), obtém-se a integral de convolução que representa o modelo viscoelástico linear em sua forma integral.

$$\sigma(t) = \int_0^t E(t-u) \cdot \frac{\partial \varepsilon}{\partial u} du \quad \text{ou} \quad \varepsilon(t) = \int_0^t D(t-u) \cdot \frac{\partial \sigma}{\partial u} du \quad (3)$$

Onde, u é o tempo entre duas mudanças de solitação.

Define-se, ainda, o módulo complexo pela relação complexa entre a tensão e a deformação durante uma solitação harmônica. Para os materiais viscoelásticos, o sinal de deformação é sempre defasado do sinal de tensão de uma quantidade conhecida como ângulo de fase (φ). Escreve-se:

$$E^* = \frac{\sigma^*}{\varepsilon^*} = \frac{\sigma_0 e^{i(\omega t - \varphi)}}{\varepsilon_0 e^{i\omega t}} = \frac{\sigma_0}{\varepsilon_0} e^{i\varphi} = E^* e^{i\varphi} = E^* (\cos \varphi + i \sin \varphi) = E_1 + iE_2 \quad (4)$$

Onde, $i = \sqrt{-1}$; $E_1 = |E^*| \cos \varphi$ é conhecido como módulo de estocagem e representa a parcela referente ao armazenamento da energia mecânica; $E_2 = |E^*| \sin \varphi$ é conhecido como módulo de perda e representa a parcela referente à dissipação da energia mecânica. Pode-se mostrar que, assumindo o modelo de Maxwell, para a representação do comportamento viscoelástico linear, os módulos de estocagem e de perda podem ser calculados como indicado a seguir pelas equações (5) e (6), respectivamente.

$$E_1 = E_0 + \sum_{i=1}^n E_i \frac{\omega^2 \tau_i^2}{1 + \omega^2 \tau_i^2} \quad (7)$$

$$E_2 = \sum_{i=1}^n E_i \frac{\omega \tau_i}{1 + \omega^2 \tau_i^2} \quad (8)$$

O módulo dinâmico ($|E^*|$) depende da frequência de carregamento (ω) e da temperatura. Este descreve o comportamento dos materiais viscoelásticos lineares em conjunto com o ângulo de fase (φ), que é também dependente da frequência de carregamento e da temperatura. Para baixas temperaturas, o comportamento dos materiais viscoelásticos lineares tende à elasticidade ($\varphi \approx 0^\circ$). Para altas temperaturas, o comportamento dos materiais viscoelásticos lineares tende ao comportamento viscoso ($\varphi \approx 90^\circ$).

Para que o comportamento de um material, elástico ou viscoelástico, seja considerado linear, este deve obedecer a dois princípios: homogeneidade (ou proporcionalidade) (Equação (9)) e superposição (Equação (10)), sendo este último o princípio da superposição de Boltzmann (BOLTZMANN, 1874). Sendo a deformação representada por ε , a tensão por σ , t é o tempo absoluto, t_1 e t_2 são os tempos de aplicação das tensões σ_1 e σ_2 , respectivamente, e c é uma constante do material.

$$\varepsilon[c\sigma(t)] = c\varepsilon\sigma(t) \quad (9)$$

$$\varepsilon[\sigma_1(t - t_1) + \sigma_2(t - t_2)] = \varepsilon[\sigma_1(t - t_1)] + \varepsilon[\sigma_2(t - t_2)] \quad (10)$$

De acordo com Schapery (1975), o princípio da homogeneidade é automaticamente atendido para qualquer valor racional de c desde que o princípio da superposição seja satisfeito. O contrário não é verdadeiro. No caso das Equações (9) e (10) não serem satisfeitas, o material é dito não linear.

Os materiais asfálticos têm seu comportamento comumente representado por modelos viscoelásticos lineares (LEE e KIM, 1998a; PARK e KIM, 1998; DANIEL e KIM, 2002; SOARES e SOUZA, 2002; SOUZA e SOARES, 2002; SILVA, 2009). O modelo viscoelástico linear, porém, se aplica aos materiais viscoelásticos apenas para determinados níveis de tensão ou de deformação, possivelmente menores do que os valores de tensão admissível (valor mínimo de tensão que leva o material a ruptura com apenas um ciclo de carregamento) característicos dos materiais. No caso dos polímeros, a zona viscoelástica linear é frequentemente pequena comparada aos níveis de tensão (ou de deformação) admissíveis (SCHAPERY, 1969). A partir desse nível, o armazenamento da energia mecânica pode depender da tensão (ou da deformação) além da taxa de carregamento, sendo o comportamento dito não linear.

A principal diferença entre os materiais asfálticos lineares e não lineares está na relação tensão/deformação (ZENG, 1997). Ao contrário do que ocorre com os materiais com resposta linear, nos materiais não lineares a tensão não é proporcional à deformação. Este comportamento não linear pode ser ocasionado por diversos fatores como a natureza do material e a aplicação de amplitudes elevadas de tensão (ocasionando deformações não infinitesimais).

O comportamento do material pode ser linear ou não linear, dependendo de uma combinação de fatores (amplitudes de tensão/deformação, temperatura e taxa de carregamento). Há vários estudos na literatura que se concentram na caracterização viscoelástica não linear para uma variedade de materiais, tais como: madeira, compósitos, polímeros e materiais asfálticos (CASTELO BRANCO, 2008). Smart e Williams (1972) compararam algumas teorias viscoelásticas não lineares. Os dados básicos para a realização das comparações apresentadas podem ser obtidos em testes de relaxação e de fluência, o que torna estas teorias atrativas do ponto de vista da praticidade. Uma das teorias estudadas foi a teoria termodinâmica de Schapery (1969). As Equações (11) e (12), apresentadas a seguir,

representam o modelo viscoelástico não linear em forma integral concebido por Schapery (1969) formulado para tensão e deformação, respectivamente.

$$\sigma = h_e E_e \epsilon + h_1 \int_{0^-}^t \Delta E(\rho - \rho') \frac{\partial h_2 \epsilon}{\partial \tau} d\tau \quad (11)$$

$$\epsilon = g_0 D_0 \sigma + g_1 \int_{0^-}^{\tau} \Delta D(\psi - \psi') \frac{\partial g_2 \sigma}{\partial \tau} d\tau \quad (12)$$

Onde:

$$\rho \equiv \int_0^t \frac{dt'}{a_\epsilon[\epsilon(t)]} \quad (a_\epsilon > 0) \quad (13)$$

$$\rho' \equiv \rho(\tau) = \int_0^\tau \frac{dt'}{a_\epsilon[\epsilon(t)]} \quad (14)$$

$$\psi \equiv \int_0^t \frac{dt'}{a_\sigma[\sigma(t)]} \quad (a_\sigma > 0) \quad (15)$$

$$\psi' \equiv \psi(\tau) = \int_0^\tau \frac{dt'}{a_\sigma[\sigma(t)]} \quad (16)$$

ΔE e ΔD são representados por séries de Prony representando as componentes transientes do módulo de relaxação e da compliância, respectivamente. ρ e ψ são variáveis reduzidas de tempo. a_ϵ e a_σ são os fatores de deslocamento horizontal dependentes do nível de deformação e do nível de tensão, respectivamente, para o caso da existência de não linearidades relativas à aplicação do Princípio de Superposição Tempo Temperatura (PSTT) (este princípio será apresentado no próximo capítulo). h_e , h_1 e h_2 , bem como g_0 , g_1 e g_2 , são propriedades do material relativas à não linearidade e dependentes da tensão (h) ou da deformação (g) (SCHAPERY, 1969). Percebe-se que o modelo viscoelástico não linear apresentado por Schapery se reduz ao modelo viscoelástico linear se as propriedades do material ligadas a não linearidade assumirem valor unitário e os fatores de deslocamento horizontal forem dependentes apenas da temperatura utilizada.

O estudo realizado por Strganac *et al.* (1995) apresentou um método para a caracterização do comportamento viscoelástico não linear em materiais utilizados em balões para altas altitudes. O método baseia-se na teoria de Schapery (1969) estendido para incorporar resultados de testes dinâmicos oscilatórios. Esses autores estenderam a abordagem de Schapery utilizada para a superposição tempo-temperatura e desenvolveram um princípio

de superposição tempo-tensão, identificando fatores de deslocamento dependentes da amplitude de tensão utilizada.

Como apresentado, as propriedades viscoelásticas não lineares dependem dos níveis de tensão (ou de deformação) ao qual o material é submetido. Segundo Christensen (1982), a viscoelasticidade não linear possui aspectos em comum com a teoria da viscoelasticidade linear. Dentre eles, destaca-se a hipótese de memória. O resultado (tensão/deformação) obtido de um material com comportamento linear ou não linear não é determinado apenas pelo valor da sollicitação (deformação/tensão) naquele dado momento, mas por todo o histórico de sollicitações a que o material foi submetido.

Para a correta caracterização dos materiais asfálticos, é necessária a obtenção de parâmetros compatíveis com os efeitos viscoelásticos que permitam a análise de tensões (σ) e de deformações (ε) (HUANG, 2004; EVANGELISTA JR. *et al.*, 2005). A adoção do modelo linear para níveis de tensão (ou de deformação) próximos aos valores de transição da zona linear para a zona não linear pode induzir a erros de análise.

2.2 Efeito da temperatura

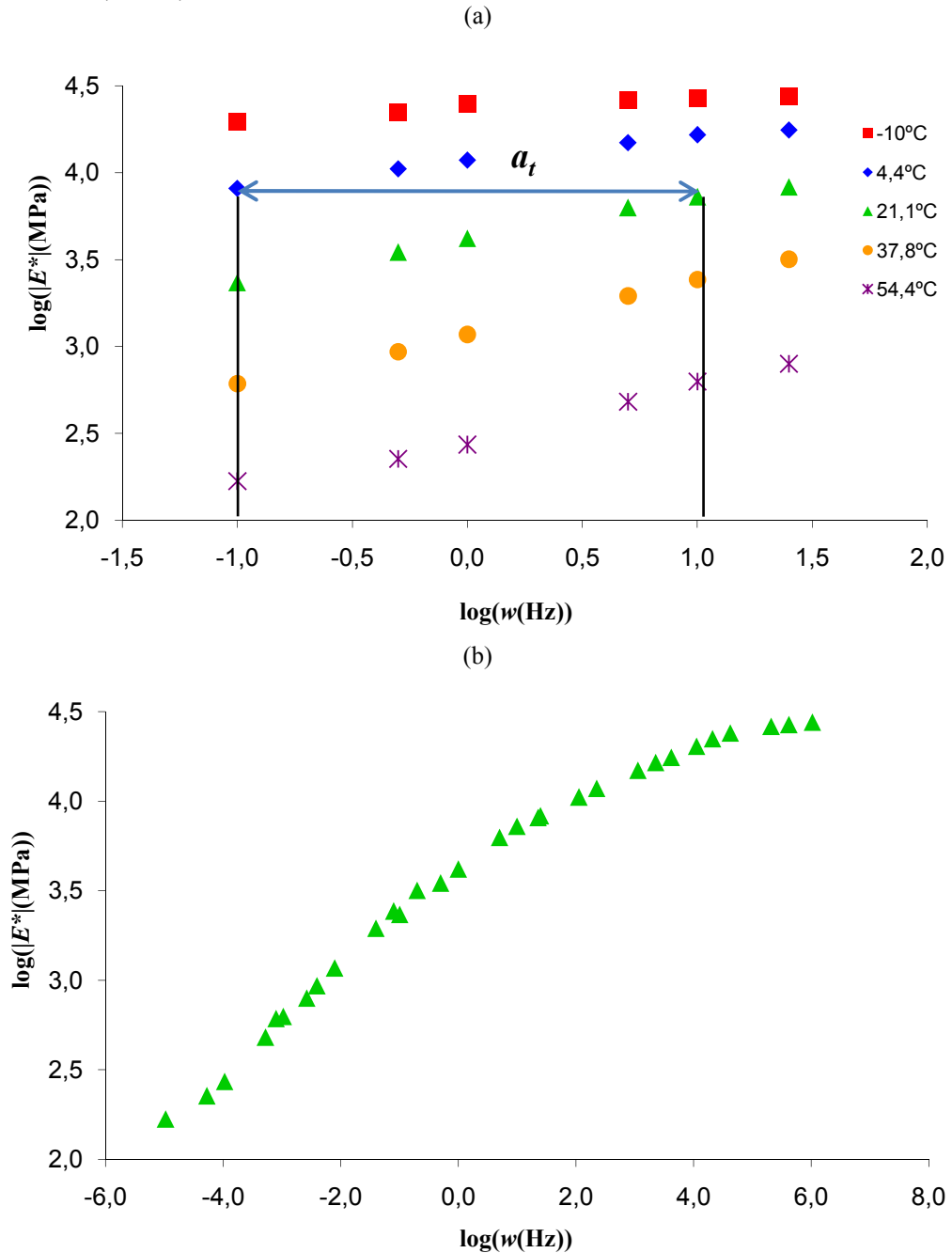
Os materiais asfálticos apresentam comportamento termo-viscoelástico, ou seja, um comportamento mecânico dependente da frequência de carregamento e da temperatura. Baseado nas diferentes respostas reológicas que são obtidas a diferentes temperaturas, esses materiais podem ser classificados como Materiais Termo-reologicamente Simples (MTS) ou Materiais Termo-reologicamente Complexos (MTC).

Se a temperatura afeta principalmente a propriedade do material com relação à dependência do tempo, e caso o efeito da temperatura possa ser incorporado pelo simples uso de um fator de deslocamento, *shift factor* - a_t , na escala de tempo, o material pode ser considerado MTS. Por outro lado, para os MTCs, a temperatura influencia nas propriedades iniciais (elásticas), de longo prazo (equilíbrio) e dependentes do tempo (MULIANA e KHAN, 2008). De acordo com a literatura (SHANES e COZZARELLI, 1997; LAKES, 1998; ROYLANCE, 2001), quando os materiais viscoelásticos se encontram em sua fase linear e o PSTT pode ser aplicado, estes podem ser classificados como MTSS.

O PSTT afirma que, dados de propriedades do material obtidos para diferentes temperaturas podem ser superpostos em uma curva mestra (Figura 2.2). Isto é feito através de deslocamentos horizontais (por meio dos chamados fatores de deslocamento), ao longo do eixo logarítmico da frequência ou do tempo (para MTS). Quando o material é considerado

complexo, é necessário transladar as curvas tanto horizontal quanto verticalmente. Serão tratados neste trabalho apenas os MTSs. Para este tipo de material, a mudança da temperatura deve deslocar a resposta viscoelástica do material sem mudança na forma da curva mestra (CHRISTENSEN, 1982; KLOMPEN e GOVAERT, 1999; CLYNE *et al.*, 2003).

Figura 2.2 – (a) Aplicação do fator de deslocamento - a_t ; (b) Curva mestra para a temperatura de referência (21,1°C)



As curvas mestras servem para avaliar o desenvolvimento de uma propriedade reológica qualquer em função da frequência, ou do tempo de aplicação do carregamento,

descrevendo o comportamento reológico do material para uma única temperatura em um espectro amplo de tempos ou frequências de carregamento. Com base nos fatores de deslocamento obtidos na geração das curvas mestras, é possível deslocar horizontalmente a curva mestra gerada na temperatura de referência e obter uma nova curva, capaz de descrever o comportamento reológico do material ao longo do mesmo espectro de frequências ou tempos de carregamento, na temperatura desejada.

O fator de deslocamento (a_t) pode ser determinado de diferentes formas. As duas formas mais conhecidas na literatura são: (i) equação de Arrhenius e (ii) equação de Williams-Landel-Ferry (WLF). De acordo com Cheung (1995), caso a diferença entre a temperatura a ser deslocada e a temperatura de referência ($T-T_{ref}$) seja menor ou igual a 20°C a equação de Arrhenius fornece um melhor ajuste dos resultados. Por outro lado, quando essa diferença ($T-T_{ref}$) é maior do que 20°C a equação de WLF é a mais indicada.

2.2.1 Equação de Arrhenius

A equação de Arrhenius é, comumente, o método mais utilizado para determinação do fator de deslocamento (a_t) de misturas asfálticas, pois oferece um melhor ajuste nos dados, sendo representada pela Equação (17):

$$\log a_t = C \times \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_{ref}} \right) = \frac{E_a}{2,303 \times R} \times \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_{ref}} \right) \quad (17)$$

Onde C é a constante do material (K), E_a é a energia de ativação (J/mol), R é a constante dos gases ideais (8,314J/mol.K), T é a temperatura experimental (K), T_{ref} é a temperatura de referência (K) e o valor 2,303 corresponde ao logaritmo natural do número 10. Podem ser encontrados na literatura valores distintos para a energia de ativação (E_a) e para a constante C para materiais asfálticos. Alguns destes valores são indicados na Tabela 2.1.

Tabela 2.1 – Valores de energia de ativação, E_a , e da constante C encontrados na literatura (adaptado de COUTINHO *et al.*, 2010)

Material	Ligante	Aditivo	E_a (kJ/mol)	C (K)	Ligante (%)	V_v (%)	Referência
CAP	PG 70-28	2% SBS	70,2	3.666,34	100	*	SALOMON e ZHAI (2002)
	PG 70-28	*	69,0	3.603,61	100	*	SALOMON e ZHAI (2002)
	50/70	*	63,0	3.290,31	100	*	BRINGEL <i>et al.</i> (2009)
	50/70	4,5% SBS	77,0	4.021,49	100	*	BRINGEL <i>et al.</i> (2009)
	50/70	4% EVA + 2% LCC	67,0	3.499,22	100	*	BRINGEL <i>et al.</i> (2009)
	50/70	*	62,5	3.264,20	100	*	NASCIMENTO <i>et al.</i> (2008)
MAC	60/70, 80/100 e 45/60	SBR	*	10.920,00	4,5-8,0	23-2,6	FRANCKEN e CLAUWAERT (1988)
	*	*	261,0	13.631,00	*	*	CHRISTENSEN e ANDERSON (1992)
	*	*	250,0	13.060,00	3,1-6,7	0,2-10,3	LYTTON <i>et al.</i> (1993)
	*	*	147,0	7.680,00	20,7-6,0	0,3-8,3	JACOBS (1995)
	*	*	205,0	10.706,60	*	*	PELLINEN <i>et al.</i> (2002)
	*	SBS	195,5	10.209,40	18,0	1,5	MEDANI e HUURMAN (2003)
	PG 76-22	*	217,0	11.348,00	5,3	5,8	ARAMBULA (2007)
	PG 76-22	*	333,0	17.438,00	6,1	6,9	ARAMBULA (2007)

*Dados não informados pelos autores

De acordo com Ward e Hadley (1993) e Painter e Coleman (1997), a energia de ativação de fluxo (E_a) está diretamente relacionada à viscosidade e à temperatura, como pode ser observado na Equação (18):

$$\eta = A \times e^{\frac{E_a}{R \times T}} \quad (18)$$

Onde η é a viscosidade do material em cP e A é uma constante que depende da natureza de cada fluido. Pode-se concluir, a partir da Equação (19), que o gráfico de $\ln(\eta)$ versus $(1/T)$ gera uma reta com um coeficiente angular $\alpha = E_a/R$. De posse de α , pode-se obter a energia de ativação de fluxo.

$$\ln(\eta) = \frac{E_a}{R \times T} + \ln(A) \quad (19)$$

A energia de ativação de fluxo (E_a), determinada desta maneira, pode ser utilizada para calcular a susceptibilidade térmica dos ligantes, que por sua vez afeta o esforço e a energia de compactação das misturas. Uma energia de ativação de fluxo baixa indica que o ligante asfáltico tem menor sensibilidade à temperatura, enquanto uma energia de ativação de fluxo mais elevada retrata uma maior sensibilidade (COE e CUI, 2001; BRINGEL, 2007).

2.2.2 Equação de Williams-Landel-Ferry (WLF)

A equação de WLF é outra formulação utilizada para o cálculo do fator de deslocamento (a_t) de materiais viscoelásticos, devendo ser usada para temperaturas próximas ou superiores à temperatura vítrea (T_g) do material. Nesta formulação, o fator de deslocamento (a_t) é dado por:

$$\log a_t = \frac{-C_1 \times (T - T_{ref})}{C_2 + (T - T_{ref})} \quad (20)$$

Onde a constante C_1 é adimensional e a constante C_2 tem unidade de temperatura (K). Estas constantes dependem das propriedades de cada material e da temperatura de referência, T_{ref} . Na literatura, diferentes valores para estas constantes podem ser encontrados (Tabela 2.2).

Tabela 2.2 – Valores de C_1 e C_2 encontrados na literatura (SILVA, 2009)

Material	C_1	C_2 (K)	Referência
	9,5	95,0	SAYEGH (1967)
MAC	19,0	92,0	LYTTON <i>et al.</i> (1993)
	12,0	101,9	MEDANI e HUURMAN (2003)

2.3 Dano por fadiga

O dano por fadiga (formação e propagação de micro e macro trincas a partir de carregamentos cíclicos) ocasionado por carregamento dinâmico repetido é um dos principais problemas que ocorre nos materiais asfálticos. Este tipo de dano é provocado pelo tráfego de veículos e pela constante mudança nas condições climáticas às quais a mistura asfáltica está submetida. Existem dois principais mecanismos de trincamento por fadiga em pavimentos

asfálticos: topo-base e base-topo (HUANG, 2004). Trincas do tipo base-topo são iniciadas na parte inferior da camada asfáltica, como resultado de altas deformações associadas com flexões, e se propagam até a superfície do pavimento. Este tipo de trincamento é, supostamente, a forma mais comum de ocorrência do dano por fadiga. O trincamento topo-base se inicia na superfície do pavimento, logo abaixo do percurso da roda e se propaga para baixo. Este tipo de dano é provocado pelas tensões de cisalhamento provocadas pelo tráfego de veículos e pela constante mudança nas condições climáticas às quais a mistura asfáltica está submetida (HINTZ, 2012).

Pavimentos asfálticos são mais suscetíveis ao dano por fadiga quando estão submetidos a temperaturas intermediárias. Nestas temperaturas, a capacidade de suporte de carga do pavimento é reduzida, conduzindo a elevadas tensões e deformações na camada de revestimento (HUANG, 2004).

Tipicamente, os testes de fadiga em misturas asfálticas consistem na aplicação de carregamento cíclico com amplitudes de tensão ou de deformação constantes. Múltiplas configurações de carregamento são utilizadas atualmente para estes testes: tração axial, compressão diametral, vigas biapoiadas, dentre outras. Tradicionalmente, os testes de fadiga de misturas asfálticas são realizados no exterior utilizando-se ensaios de flexão de três ou quatro pontos em amostras retangulares de concretos asfálticos (MONISMITH, 1998). No Brasil, o teste mais comum é o teste de vida de fadiga realizado à compressão diametral, em Corpos de Prova (CPs) cilíndricos, sob tensão e temperatura controladas. Mais recentemente, pesquisadores de universidades norte-americanas (DANIEL e KIM, 2002; KUTAY *et al.*, 2008) têm usado o ensaio de carregamento (tração) uniaxial de amostras cilíndricas de misturas asfálticas para a caracterização do dano por fadiga. O estado uniforme de tensão na seção transversal da amostra simplifica os cálculos usados nas análises e na modelagem do comportamento destes materiais.

Durante o processo de fadiga, a interpretação do comportamento do material é complexa. Este comportamento é comum nos materiais asfálticos, podendo ser abordado basicamente por duas teorias: (i) mecânica da fratura e (ii) mecânica do contínuo. A primeira capta fenômenos ocorrendo na escala das microtrincas para representar o comportamento do material, enquanto a segunda representa globalmente os fenômenos da microescala através do uso de variáveis de estado. Dessa forma, reduz-se a complexidade do problema e os consequentes custos computacionais, ao preço de uma análise menos detalhada e da necessidade de alguns experimentos para a determinação da lei evolutiva das variáveis de estado. De acordo com Teixeira *et al.* (2007), os principais modelos de dano contínuo são

baseados nos estudos de Schapery (1990a e 1990b), Park *et al.* (1996) e Lee e Kim (1998a e 1998b). Estes autores definiriam a lei de evolução das variáveis internas através da energia de deformação (área sob a curva tensão-deformação em um ensaio monotônico que leva à ruptura) e do princípio de correspondência viscoelástica (SCHAPERY, 1984) para caracterizar a evolução do dano sob carregamento monotônico (KIM e LITTLE, 1990; PARK *et al.*, 1996; DANIEL e KIM, 2002).

Quando os materiais viscoelásticos são submetidos a carregamentos cíclicos, frequentemente associados à fadiga, estes dissipam energia através de mecanismos viscosos (deformação permanente), não necessariamente danificando o material. Porém, as mudanças na energia dissipada durante os ciclos podem ser tomadas como indicadores de dano mesmo que estas sejam parcialmente ocasionadas por fenômenos relacionados à viscosidade do material (JOHNSON, 2010). Daniel e Kim (2002) relacionaram o dano medido através de ensaios com carregamento cíclico e monotônico chegando a resultados consistentes quando comparados com resultados de campo. Isso mostra que os modelos baseados na teoria do dano contínuo, aplicados a materiais asfálticos, são capazes de caracterizar a fadiga de materiais submetidos a diferentes condições de carregamento a partir de dados de um único procedimento de curta duração. Kim *et al.* (2006) utilizaram a equação da energia dissipada por um material viscoelástico em testes conduzidos a deformação controlada para realizar a caracterização do dano por fadiga em MAFs. Johnson (2010) utilizou o conceito de dano contínuo em meio viscoelástico (*Viscoelastic Continuum Damage – VECD*) para a análise do dano por fadiga de CAPs através de resultados de ensaios de varredura linear de deformação (*Linear Amplitude Sweep Test – LAS*). Neste estudo, no ensaio LAS foram aplicadas 20 amplitudes de deformação, entre 0,1 e 20%, que aumentavam linearmente a cada 100 ciclos de aplicação de carga. Dessa forma, os experimentos que, com amplitudes de tensão ou deformação constantes (varredura de tempo), duravam de horas a dias, passaram a durar poucos minutos.

Hintz *et al.* (2011) propuseram a alteração no procedimento de ensaio proposto por Johnson (2010), pois, segundo estes autores, alguns CAPs apresentaram pouco dano durante os ensaios. Assim, a alteração do método foi proposta visando aumentar o dano por fadiga sofrido pelo material durante o procedimento de ensaio. Para isso, o número de amplitudes de deformação aplicadas passou de 20 para 30 (entre 0,1% e 30%). Com esta alteração no procedimento de ensaio foram encontrados resultados satisfatórios para todos os CAPs avaliados, pois todos atingiram um nível de dano por fadiga suficiente para que a análise pudesse ser realizada de maneira adequada.

Esse novo método para a caracterização do dano por fadiga em CAPs não aumenta muito o já extenso percurso experimental usado nos Estados Unidos para caracterização de ligantes. O parâmetro $|G^*|sen\delta$ obtido com o auxílio de um *Dynamic Shear Rheometer*, DSR (reômetro de cisalhamento dinâmico), já é comumente utilizado para avaliar a susceptibilidade à fadiga de ligantes asfálticos. A especificação Superpave para a caracterização do dano por fadiga em ligantes asfálticos leva em consideração esse parâmetro (não podendo este ser superior a 5MPa). Porém, Bahia *et al.* (2001; 2002) mostraram que o parâmetro $|G^*|sen\delta$, da forma que é utilizado na caracterização Superpave, falha como critério para caracterização do dano por fadiga, pois é apenas uma medida inicial de uma propriedade viscoelástica linear do material ainda não danificado. Quando esta especificação foi desenvolvida, foi assumido que o ligante asfáltico se apresenta principalmente no regime viscoelástico linear. No entanto, pesquisas posteriores revelaram que este não é o caso quando este material é aplicado em camadas de revestimentos de pavimentos asfálticos (BAHIA *et al.*, 2001).

2.3.1 Dano por fadiga em MAFs

A caracterização do dano por fadiga em MAFs teve início na universidade norte-americana Texas A&M e foi motivada pelo fato de que as MAFs possuem estrutura relativamente mais uniforme do que as MACs e possuem grande influência no fenômeno de formação e propagação de trincas nas MACs (MASAD *et al.*, 2006).

Kim *et al.* (2003) foram os primeiros a realizar a caracterização do dano por fadiga em MAFs. Para realizar esse tipo de caracterização foi utilizado o DSR e o princípio da correspondência elástica-viscoelástica proposto por Schapery (1984). Foram realizados ensaios a deformação controlada na frequência de 10Hz e com temperatura de 25°C. As mudanças no módulo dinâmico, na *pseudo* rigidez e na energia de deformação dissipada foram monitoradas em teste com diferentes amplitudes de deformação.

Zollinger (2005) continuou o estudo iniciado por Kim *et al.* (2003), porém, focando também na caracterização do dano por umidade induzida em amostras de MAFs. Neste trabalho, um parâmetro de fadiga foi desenvolvido baseado no estudo de Kim *et al.* (2003): a energia dissipada na *pseudo*-deformação em um dado ciclo é dividida pela razão entre o módulo dinâmico daquele ciclo e um módulo de referência pré-estabelecido. (O conceito de *pseudo*-deformação foi usado por Schapery (1984) e se baseia na definição de

pseudo-variáveis que possibilitam que o problema viscoelástico possa ser resolvido como um problema elástico correspondente. Essas variáveis não são necessariamente quantidades passíveis de interpretação física, mas estão relacionadas às suas respectivas quantidades físicas através de integrais hereditárias.) Para a caracterização do dano por fadiga em amostras com e sem dano por umidade induzida foram realizados ensaios de varredura de tempo com baixa amplitude de deformação (0,0065%) e com alta amplitude de deformação (0,2 e 0,3%). Através das análises dos resultados foi observada a influência do dano por umidade induzida na caracterização do dano por fadiga em MAFs. O ranqueamento encontrado para as MAFs seguiu a mesma tendência encontrada em campo.

Castelo Branco (2008) utilizou um modelo para avaliação da progressão do trincamento proposto Masad *et al.* (2007) para diferentes modos de carregamento (tensão ou deformação controladas) e amplitudes de tensão e de deformação. O índice de propagação de trincas foi determinado e comparado a partir de diferentes ensaios. Além disso, a variabilidade do índice de crescimento de trincas foi comparado com a variabilidade dos índices convencionais que são normalmente utilizados para a caracterização do dano por fadiga (número de ciclos de carregamento para a ruptura e quantidade de energia dissipada durante o processo de dano). Os resultados deste trabalho mostraram que os valores encontrados para o índice de propagação de trincas são similares para os casos onde este é obtido a partir de ensaios conduzidos a deformação controlada ou a tensão controlada.

2.3.2 Modelo de dano contínuo para a caracterização da fadiga de materiais asfálticos (Johnson, 2010)

A equação formulada para quantificar a energia dissipada em um ciclo de carregamento é equivalente à área do *loop* de histerese e pode ser assim definida:

$$W = \pi \times I_D \times \gamma_0^2 \times |G^*| \times \sin \delta \quad (21)$$

Onde, I_D é o valor numérico inicial do módulo dinâmico de cisalhamento não danificado (MPa) dividido pelo módulo de 1MPa, γ_0 é a amplitude de deformação de cisalhamento, $|G^*|$ é o módulo dinâmico de cisalhamento durante o ciclo de carregamento (MPa) e δ é o ângulo de fase durante o ciclo de carregamento. A energia dissipada é, então, utilizada como potencial de energia (W) na equação desenvolvida por Schapery para a evolução termodinâmica do dano em materiais viscoelásticos (SCHAPERY, 1969):

$$\frac{dD}{dt} = \left(-\frac{\partial W}{\partial D} \right)^\alpha \quad (22)$$

Onde D é a variável de estado para o dano; $\frac{d}{dt}$ é a taxa de variação no tempo; $\alpha = 1 + 1/m$; m é o expoente da lei de potência para o módulo de relaxação em cisalhamento $G(t)$ e pode ser entendido como a taxa de relaxação do material (lei de potência: $G(t) = G_0 + G_1 t^m$).

De acordo com Castelo Branco (2008), α é uma função dependente da zona de fratura e pode ser definida de diferentes formas, quando diferentes modos de carregamentos são utilizados. O valor de α pode ser calculado por $\alpha = 1 + 1/m$ quando se assume que a energia de fratura (*fracture energy*) e a tensão de ruptura (*failure stress*) do material são constantes. Enquanto que, ao assumir que a energia de fratura e o tamanho da zona de processamento de trinca (zona em torno da ponta da trinca) são constantes, α pode ser calculado por $\alpha = 1/m$.

Johnson (2010) utilizou o método aproximado de Schapery e Park (1999) para realizar a conversão entre o módulo de estocagem $G'(\omega)$ e o módulo de relaxação $G(t)$ e para calcular o coeficiente m através da inclinação da curva $\log[G'(\omega)]$ versus $\log(\omega)$.

A quantidade $\frac{dD}{dt}$ pode ser entendida como a força disponível para fazer evoluir o dano. É possível, então, calcular a variável de dano através de uma integral de Riemann como segue:

$$D(t) \cong \sum_{i=1}^N [\pi I_D \gamma_0^2 (|G^*|_{i-1} \text{sen} \delta_{i-1} - |G^*|_i \text{sen} \delta_i)]^{\frac{\alpha}{\alpha+1}} (t_i - t_{i-1})^{\frac{1}{1+\alpha}} \quad (23)$$

Assumindo um ajuste matemático para $|G^*| \text{sen} \delta$, que varia durante os ciclos de ensaio, como indicado a seguir, é possível obter $\frac{\partial W}{\partial D}$.

$$|G^*| \text{sen} \delta = C_0 - C_1 (D)^{C_2} \quad (24)$$

Onde, C_0 , C_1 e C_2 são coeficientes usados no ajuste do modelo.

Pode-se, portanto, calcular $\frac{\partial W}{\partial D}$ como segue.

$$\frac{\partial W}{\partial D} = -\pi I_D C_1 C_2 (D)^{C_2-1} \gamma_0^2 \quad (25)$$

Dessa forma, a equação de Schapery pode ser aplicada para calcular a quantidade de repetições necessárias para atingir um valor determinado para a variável de dano.

Assumindo-se o valor de dano acumulado no momento que o material atinge o critério de ruptura D_f , pode-se calcular o número de ciclos até a ruptura, N_f :

$$N_f = \frac{f(D_f)^k}{k(\pi I_D C_1 C_2)^\alpha} \gamma_0^{-2\alpha} \quad (26)$$

Onde, $k = 1 + (1 - C_2)\alpha$ e f é a frequência de carregamento em Hz.

A Equação (26) pode ser escrita de forma simplificada agrupando-se os seus termos da seguinte forma:

$$A = \frac{f(D_f)^k}{k(\pi I_D C_1 C_2)^\alpha} \quad (27)$$

$$B = 2\alpha \quad (28)$$

$$N_f = A\gamma_0^{-B} \quad (29)$$

Por meio desse procedimento, é possível, em teoria, obter-se parâmetros de fadiga (A e B) para materiais viscoelásticos. Com o uso desses parâmetros, pode-se estimar o número de ciclos (N_f) de carregamento necessários para a ruptura do material para qualquer amplitude (γ_0) e frequência (f) utilizadas. Para isso, é necessário apenas um curto ensaio de carregamento senoidal à frequência constante utilizando-se diversas amplitudes de deformação.

O uso de análises através da teoria do dano contínuo em meios viscoelásticos para caracterizar misturas asfálticas tem sido realizado por pesquisadores há algum tempo. Esta análise tem sido aplicada também com êxito em misturas asfálticas para resultados de ensaios monotônicos ou ensaios com amplitude de carregamento cíclico constante (varredura de tempo). No caso dos ensaios de varredura de tempo, a duração do ensaio é um agente limitante (JOHNSON, 2010). Estes ensaios têm duração indefinida, uma vez que monitora a mudança nas propriedades do material com relação ao número de ciclos de carregamento e alguns materiais podem levar várias horas (ou até mesmo dias) para exibir degradação suficiente para avaliar com precisão as suas propriedades de fadiga.

O modelo descrito acima foi utilizado por Johnson (2010) e Hintz *et al.* (2011) para realizar a caracterização da fadiga em CAPs. A análise dos resultados dos ensaios de varredura linear de deformação utilizando o modelo de dano contínuo em meio viscoelástico em CAPs resultou em estimativas da vida de fadiga (N_f) dos CAPs que apresentaram boa correlação com o desempenho com relação ao dano por fadiga de misturas asfálticas em laboratório e em campo. Este ensaio acelerado utilizado por Johnson (2010) e Hintz *et al.*

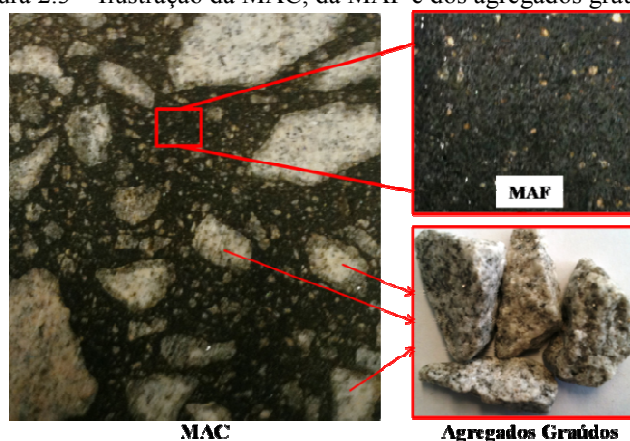
(2011) leva menos do que 15 minutos para ser executado e é capaz de prever a vida de fadiga dos CAPs quando diferentes níveis de deformação são utilizados.

A limitação em prever a fadiga em campo com esse tipo de modelo se torna clara pela ausência de considerações a cerca do envelhecimento do ligante. Em campo o material é continuamente submetido a reações com o oxigênio e a perda de compostos voláteis ocorre. Além disso, deve-se atentar para o fato de que os conceitos de tensão e de deformação utilizados não envolvem contribuições de segunda ordem e são obtidos como se valesse a hipótese das pequenas deformações (HINTZ *et al.*, 2011).

2.4 Matriz de Agregados Finos – MAF

Enquanto uma MAC é constituída de CAP, agregados miúdos e graúdos, e filer, a MAF é constituída, basicamente, de CAP, agregados miúdos e filer (Figura 2.3). O filer exerce influência relevante no comportamento mecânico de uma mistura asfáltica. Geralmente, seus efeitos são de caráter volumétrico ou de interações na interface entre o CAP e o agregado graúdo, fator resultante das dimensões e das composições químicas dos agregados miúdos. As interações na interface são influenciadas pelas propriedades físico-químicas dos dois materiais, tais como a natureza, a geometria, o tamanho e a superfície de contato dos fileres, e resultam em maior ou menor intensidade de adsorção na interface ligante-filer (SOUSA, 2007). Estudos desenvolvidos na universidade norte-americana Texas A&M propuseram procedimentos experimentais que devem ser realizados primeiramente na MAF, a porção fina da mistura asfáltica, que tem uma estrutura interna relativamente mais uniforme em comparação com a MAC (Figura 2.3) (KIM *et al.*, 2003; ZOLLINGER, 2005; ARAMBULA *et al.*, 2007; MASAD *et al.*, 2007; CARO *et al.*, 2008; CASTELO BRANCO, 2008; VASCONCELOS *et al.*, 2009, SOUSA *et al.*, 2011).

Figura 2.3 – Ilustração da MAC, da MAF e dos agregados graúdos



Como foi visto anteriormente, os principais problemas estruturais encontrados em pavimentos asfálticos são o trincamento por fadiga e a deformação permanente. Estes são afetados pelo teor de ligante, pelas características dos agregados, tais como forma, tamanho e distribuição das partículas, bem como pelas propriedades da interface ligante-agregado. Um desafio no projeto de misturas asfálticas é encontrar a fração volumétrica ótima para cada um desses componentes, a fim de fornecer um material com desempenho satisfatório para a aplicação considerada.

A qualidade do mástique (interação físico-química do CAP com material de enchimento, passante na peneira #200) e da MAF exercem grande influência nas características mecânicas das misturas asfálticas. A uniformidade da estrutura interna desses materiais, em relação a MAC, possibilita uma caracterização laboratorial dos mesmos mais precisa. Além disso, por se utilizar amostras de pequeno tamanho, há uma considerável economia de material e de tempo.

Vários pesquisadores têm estudado o comportamento das MAFs para a observação de fenômenos que ocorrem nas MACs. Kim *et al.* (2003) usaram o DSR para caracterizar a resistência ao trincamento por fadiga e o potencial para regeneração de trincas (*healing*) das MAFs. Zollinger (2005) usou o DSR para avaliar a susceptibilidade ao dano causado pela induzida umidade em oito MAFs distintas. A razão entre o número de ciclos que levou as amostras à ruptura em condições seca e condicionada foi usada como indicador da resistência destas misturas ao dano por umidade induzida. Masad *et al.* (2007) desenvolveram um método de análise para unificar resultados de ensaios de fadiga conduzidos sob diferentes modos de carregamento (deformação e tensão controladas) e verificaram a eficácia do método utilizando três diferentes tipos de MAFs.

Arambula *et al.* (2007) avaliaram a susceptibilidade ao dano por umidade induzida de Concretos Asfálticos (CAs) utilizando MAFs, a partir de ensaios realizados no DSR e a aplicação de um modelo baseado na mecânica da fratura. Os resultados deste estudo foram semelhantes (em termos de resistência ao dano por umidade induzida) tanto para os CAs (caracterizados utilizando testes de relaxação e de carregamento uniaxial dinâmico), quanto para as correspondentes MAFs (caracterizadas utilizando os resultados dos ensaios conduzidos no DSR). Caro *et al.* (2008) utilizaram resultados obtidos com o uso do DSR (módulo dinâmico e ângulo de fase) para caracterizar as correspondentes MAFs de quatro misturas asfálticas. Esses autores utilizaram a teoria da probabilidade para verificar a resistência destes materiais antes e após o condicionamento através do contato com a água. Castelo Branco (2008) usou um modelo baseado na mecânica da fratura, um parâmetro de avaliação da progressão do trincamento e os resultados de testes realizados no reômetro para avaliar o modelo proposto por Masad *et al.* (2007) para diferentes amplitudes de tensão e de deformação. Vasconcelos *et al.* (2009) utilizaram o reômetro para investigar o impacto da redução das Temperaturas de Usinagem e Compactação (TUCs) no comportamento mecânico de seis MAFs projetadas a partir de seis misturas asfálticas mornas (*warm mixtures asphalt*, WMAs) que utilizaram zeólitas sintéticas em sua composição. Aragão *et al.* (2008) e Aragão (2011) desenvolveram um modelo baseado na micromecânica e no Método dos Elementos Finitos (MEF) para tentar prever o módulo dinâmico de MACs através do uso das propriedades dos seus respectivos componentes: agregados graúdos e MAFs.

Karki (2010) utilizou um modelo computacional baseado em micromecânica para prever o módulo dinâmico de MACs a partir do módulo dinâmico de cisalhamento das MAFs e do módulo de elasticidade dos agregados graúdos que compõem as MACs. O modelo utilizado define a MAC como um compósito formado por dois componentes homogêneos e isotrópicos, a fase viscoelástica (MAF) e a fase elástica (agregados). Os resultados de módulo dinâmico das MACs obtidos através do uso do modelo forneceram resultados em concordância com aqueles obtidos a partir de experimentos laboratoriais. Sousa *et al.* (2011) propuseram um novo método de dosagem de MAFs com o objetivo de tornar o teor de ligante das MAFs mais representativo com relação à fase fina da MAC e desenvolveram um programa computacional para realizar a análise de dados obtidos a partir da análise de MAFs. O método de dosagem proposto no citado trabalho apresentou boa repetibilidade e gerou valores consistentes para as diferentes MAFs avaliadas. O programa computacional desenvolvido apresentou resultados com o mesmo nível de precisão de dados manipulados a mão e resultados semelhantes com os resultados presentes na literatura.

2.5 Dosagem de MAFs

Apesar do desenvolvimento dos estudos citados anteriormente, ainda existem algumas dúvidas relacionadas ao procedimento de dosagem de MAFs. Isto se deve, principalmente, à falta de normatização de um método ou à inexistência de um procedimento que gere MAFs com características (Vv, percentual de ligante, Tamanho Máximo Nominal - TMN do agregado) semelhantes à parte fina da mistura completa que estas representam. Existem, na literatura, diversos métodos para dosagem de MAFs. Os principais métodos de dosagem de MAFs presentes na literatura estão descritos nos tópicos seguintes.

2.5.1 Método proposto por Kim *et al.* (2003)

Como já foi mencionado anteriormente, o método proposto por Kim *et al.* (2003) é o pioneiro no estudo de MAFs. Este se baseia em um percentual fixo de ligante (8% em massa) independente dos materiais que são utilizados (CAP, agregados e material de enchimento). Este valor de 8% de ligante foi selecionado de maneira arbitrária de modo a se tentar obter uma espessura de filme de ligante constante de aproximadamente 10 μ m. A mistura do ligante com os agregados passantes na peneira #16 (1,18mm) é feita de forma semelhante à mistura realizada para a MAC, tendo como base as TUCs encontradas a partir da norma ASTM D 4402 (2002).

Depois de misturadas, as amostras são compactadas em um molde especialmente fabricado com esse intuito (Figura 2.4). Este processo é diferente daquele empregado na confecção das amostras de MAC. Kim *et al.* (2003) fabricaram esse molde de modo a fornecer superfícies lisas (e suaves) e obter amostras cilíndricas com 12mm de diâmetro e 50mm de altura. Cerca de 11,5g de material foram utilizados para cada amostra.

Figura 2.4 – (a) Esquema representativo do molde para compactação das amostras de MAFs (adaptado de Kim *et al.*, 2003) (b) Molde para compactação utilizado por Kim *et al.* (2003)

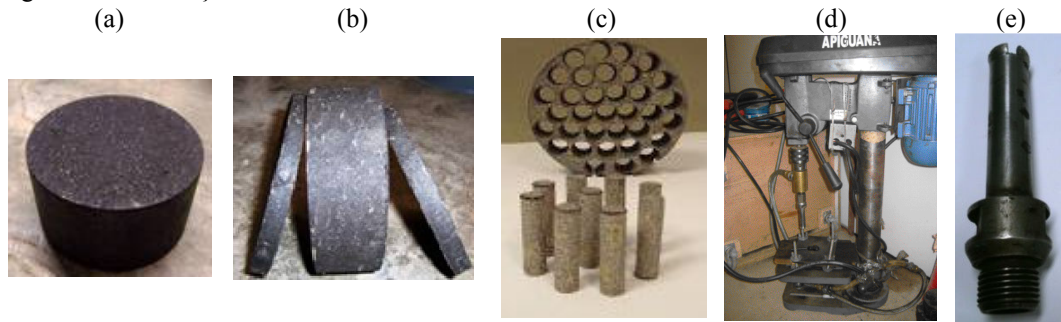


2.5.2 Método proposto por Castelo Branco (2008)

No método de dosagem proposto por Castelo Branco (2008) a percentagem de ligante asfáltico é estimada através do cálculo da quantidade de ligante que é necessária para recobrir na totalidade as partículas granulares (agregados graúdos, agregados miúdos e filer). Vale ressaltar que, neste método, a proporção dos agregados miúdos e do filer utilizada é equivalente àquelas encontradas na MAC correspondente. Desta forma, a partir do uso deste método, as amostras passaram a ser confeccionadas com o intuito de representar a fase fina de uma mistura asfáltica completa e não mais de verificar o efeito do tipo e do teor de filer nas propriedades de misturas asfálticas.

Após a determinação da quantidade de CAP que será utilizada na dosagem da MAF, as amostras são preparadas. O processo de preparação consiste em misturar e compactar as amostras em um CGS, para obter amostras cilíndricas com 150mm de diâmetro e com uma altura de aproximadamente 90mm (Figura 2.5 – (a)). Este processo é similar aquele utilizado na confecção de CPs de MACs, tendo sido originário no estudo conduzido por Zollinger (2005). Para a obtenção dos CPs que serão utilizados na extração das MAFs é necessário serrar o topo e a base das amostras obtidas anteriormente com o objetivo de obter um cilindro com aproximadamente 50mm de altura e 150mm de diâmetro (Figura 2.5 – (b)) e menos heterogêneo no que diz respeito à distribuição de vazios na amostra. O próximo passo é a extração das amostras de MAF (50mm de altura e 12mm de diâmetro – Figura 2.5 – (c)), essa extração é realizada por uma serra copo (Figura 2.5 – (d)) acoplada em uma furadeira de bancada (Figura 2.5 – (e)).

Figura 2.5 – Produção de amostras de MAFs



As etapas da dosagem de MAFs, proposta por Castelo Branco (2008), são resumidas abaixo:

- Obter as informações relativas à MAC (massa da amostra de mistura completa, W_{MAC} , curva granulométrica, percentual de agregados passante na peneira #16, $\%pass\#16$, teor de ligante, $\%P_{b,MAC}$, e massa de ligante, W_b) (Equação (30));
- Identificar a massa, $W_{agg(MAF)}$, de agregados presentes na MAC que passa pela peneira #16 (1,18mm) (Equação (31)) e gerar a curva granulométrica da MAF mantendo-se as mesmas proporções da MAC para cada agregado passante na peneira #16;
- Estabelecer a massa total (W_{CP}) que vai ser utilizada para a confecção das amostras cilíndricas (90×150mm);
- Calcular a massa de cada fração de agregado que é necessária para compor a massa de agregados da amostra de MAF ($W_{agg(MAF)}$);
- Calcular o teor de ligante presente na MAF ($\%P_{b,MAF}$) e a massa de ligante necessária para moldar as amostras cilíndricas de MAF ($W_{b,MAF}$) (Equações (32) e (33)).

$$W_b = W_{MAC} \times \%P_{b,MAC} \quad (30)$$

$$W_{agg(MAF)} = \%pass\#16 \times W_{MAC} \quad (31)$$

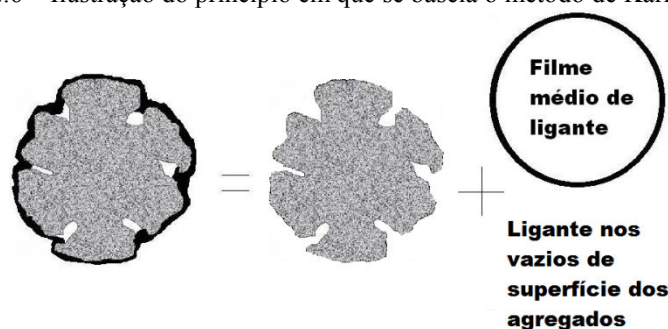
$$\%P_{b,MAF} = \frac{W_b}{W_{agg(MAF)} + W_b} \quad (32)$$

$$W_{b,MAF} = W_{CP} \times \%P_{b,MAF} \quad (33)$$

2.5.3 Método proposto por Karki (2010)

O quarto método de dosagem de MAFs é o método semiempírico concebido por Karki (2010). Este consiste em calcular a massa de ligante que envolve os agregados graúdos (retidos da peneira #16, peneira adotada para separar os agregados graúdos dos agregados miúdos – também conhecida como peneira de corte) e retirá-la da massa total de ligante na mistura. A massa resultante é referente ao ligante que envolve os agregados miúdos (passantes na peneira #16) e, dividida pela massa desses agregados, equivalente ao teor de ligante presente na MAF. A massa de ligante retida nos agregados graúdos é composta por duas quantidades: a que compõe o filme de ligante e a que preenche alguns vazios da superfície dos agregados. Cada uma dessas quantidades pode ser estimada através da consideração das propriedades dos materiais envolvidos e de algumas simplificações. As propriedades dos materiais utilizadas são: densidades real e efetiva dos agregados retidos na peneira de corte, densidade do ligante e área de superfície específica dos agregados retidos na peneira de corte. Dentre as simplificações adotadas, destacam-se a adoção de uma espessura de filme de ligante arbitrária ($12\mu\text{m}$) e a consideração de que os vazios de superfície dos agregados são preenchidos de forma que o agregado passe a apresentar um volume efetivo (tomado como a média entre o volume real e o volume aparente). Esse volume efetivo é obtido através da utilização das densidades real e aparente dos agregados retidos na peneira #16 (utiliza-se a média aritmética). A Figura 2.6 ilustra o princípio que fundamenta o método descrito acima.

Figura 2.6 – Ilustração do princípio em que se baseia o método de Karki (2010)



A massa de ligante que envolve os agregados graúdos consiste no filme de ligante disponível para conectar os agregados da mistura somados à quantidade de ligante que penetrou parcialmente os vazios da superfície do agregado. Para o cálculo da massa de ligante absorvida nos vazios superficiais $W_{ba,Ret}$, consideram-se diferentes parâmetros, como as

densidades real ($G_{sb,Ret}$) e efetiva ($G_{se,Ret}$) do agregado retido na peneira de corte e a densidade do ligante (G_b). Calcula-se:

$$W_{ba,Ret} = \frac{W_b}{\%P_b} \times G_b \times \left(\frac{1}{G_{sb,Ret}} - \frac{1}{G_{se,Ret}} \right) \times 100 \quad (34)$$

$$\%P_{ba,Ret} = \%P_b \times \frac{W_{ba,Ret}}{W_b} \quad (35)$$

Onde, W_b é a massa de ligante utilizada, $\%P_b$ é o percentual de ligante na mistura completa e $\%P_{ba,Ret}$ é o percentual de ligante absorvido nos vazios superficiais.

Para o cálculo da massa $W_{ba,Ret}$ de ligante contida no filme envolvendo os agregados graúdos e seu percentual em massa em relação à mistura, $\%P_{bf,Ret}$, faz-se:

$$W_{bf,Ret} = SA_{Ret} \times W_{s,Ret} \times T_{f,Ret} \times G_b \times \gamma_w \quad (36)$$

$$\%P_{bf,Ret} = \%P_b \times \frac{W_{bf,Ret}}{W_b} \quad (37)$$

Onde SA_{Ret} é a área de superfície específica dos agregados retidos na peneira de corte, $W_{s,Ret}$ é a massa desses agregados, $T_{f,Ret}$ é a espessura do filme de ligante e γ_w é a massa específica da água. SA_{Ret} é calculada pela ponderação das frações de agregados graúdos por um coeficiente de superfície específica associado a cada peneira, segundo o Asphalt Institute MS-2 (1994). Através desse método, é possível calcular a superfície específica referente ao material passante em uma determinada peneira. A fim de se calcular a área de superfície específica do material retido SA_{Ret} , utilizou-se a Equação (38), deduzida a partir da consideração de que a superfície total dos agregados é constituída pela soma das superfícies dos materiais passante e retido e de que a massa total é igual à soma das massas passante e retida em uma determinada peneira.

$$SA_{Ret} = \frac{SA_{total} - SA_{pass} \times \%pass}{\%ret} \quad (38)$$

Para obter as densidades real e efetiva dos agregados retidos na peneira #16, Karki (2010) adotou uma média ponderada das densidades de cada fração acima da peneira #16. As densidades foram obtidas utilizando o método Rice (ASTM D2041, 2000) em misturas contendo apenas os agregados retidos em cada peneira, de abertura maior do que 1,18mm, misturados com ligante.

Ao mesmo tempo, Karki (2010) utilizou os coeficientes de área de superfície específica citado pelo Asphalt Institute MS-2 (1984) diretamente para a obtenção da área de

superfície específica dos agregados retidos. Para a MAC possuindo teor de ligante igual a 6,0%, Karki (2010) obteve teor de 8,2% de ligante para a MAF correspondente.

2.5.4 Método proposto por Sousa et al. (2011)

Sousa et al. (2011) propuseram um novo método de dosagem de MAF. Neste método, assim como nos métodos descritos anteriormente, o proporcionamento dos agregados finos que compõem a MAF é mantido igual aquele encontrado para a curva granulométrica da MAC. Porém, estes são normalizados com respeito à maior peneira utilizada na dosagem da MAF (#16). O método realiza uma separação experimental da porção fina, passante na peneira #16 (menor do que 1,18mm), da porção graúda e determina o teor de ligante presente na porção fina. Esta separação é feita a partir dos seguintes passos: (i) três misturas soltas da MAC são preparadas; (ii) as misturas são submetidas a um período de envelhecimento de 2hrs em estufa a $135\pm 5^{\circ}\text{C}$; (iii) as misturas soltas são retiradas da estufa e resfriadas por 30min; (iv) os possíveis grumos de material existentes nas misturas soltas são separados com as mãos e as misturas são colocadas em uma superfície lisa para que estas resfriem por mais 30min; (v) usa-se um fracionador mecânico para peneirar as misturas soltas nas peneiras #4, #8 e #16; (vi) após o fracionamento, o material é separado nos grupos 1 (material retido na peneira #4), 2 (material passante na peneira #4 e retido na peneira #8), 3 (material passante na peneira #8 e retido na peneira #16) e 4 (material passante na peneira #16); (vii) cada grupo de material é submetido a um processo de secagem na temperatura de 110°C ; (viii) cada grupo de material é colocado em um recipiente (registra-se a massa do recipiente, W_p , e a massa do recipiente com cada grupo de materiais, W_{Mi}); (ix) os recipientes com os materiais são colocados em uma estufa de ignição para extrair o ligante (a extração do ligante é considerada completa quando a variação de massa é menor do que 0,01%); (x) a nova massa do recipiente com cada grupo de material é registrada (W_{Ai}); (xi) calcula-se o teor de ligante $P_{Bi} = \frac{W_{Mi} - W_{Ai}}{W_{Mi} - W_p}$ de cada grupo. O teor de ligante encontrado para o grupo 4 é utilizado para a moldagem das amostras de MAF.

Depois de obter o teor de ligante da MAF, as amostras foram compactadas em um CGS de modo a ficar com 85mm de altura e 100mm de diâmetro (aproximadamente 1.800g de material). A compactação deve ser realizada até que não ocorra mudança na altura do CP. Ao final deste processo, são serrados topo e base do CP de modo a produzir um CP com 50mm de altura e 100mm de diâmetro, de onde são extraídos os CPs de MAF (50mm de

altura e 12mm de diâmetro). Apesar deste método produzir amostras representativas da parte fina das misturas completas, este apresenta como fator limitante a necessidade de utilização de uma estufa de ignição, equipamento que não é comumente encontrado em laboratórios de misturas asfálticas no Brasil e, por este motivo, este método de dosagem não será utilizado neste trabalho.

3 MATERIAIS E MÉTODOS

3.1 Matriz experimental

No presente trabalho foi realizada a caracterização de diferentes fases de materiais asfálticos (CAPs, MAFs e MACs). Para o melhor entendimento dos ensaios utilizados para realizar a caracterização de cada uma destas fases, a Tabela 3.1 apresenta a matriz experimental do trabalho.

Tabela 3.1 – Matriz experimental

Método	Material			Temperatura (°C)
	CAP	MAF	MAC	
Viscosidade absoluta	X			130, 150 e 175
Dosagem		X	X	-
Caracterização viscoelástica linear	X	X	X	-
Módulo de resiliência			X	25
Resistência à tração			X	25
Vida de fadiga			X	25
Varredura linear de deformação		X		15 e 25
Varredura de tempo: deformação controlada		X		25
Varredura de tempo: tensão controlada		X		25

3.2 Cimento Asfáltico de Petróleo (CAP)

O CAP utilizado para o desenvolvimento deste trabalho é um produto derivado do petróleo brasileiro proveniente do Campo Fazenda Alegre, no Espírito Santo e processado na refinaria Petrobras/Lubnor, a partir da destilação a vácuo do petróleo. Este CAP foi caracterizado por penetração como sendo CAP 50/70 e de acordo com a classificação Superpave como PG 70-28, e suas características são apresentadas na Tabela 3.2.

Tabela 3.2 – Características do CAP 50/70 cedidas pela Lubnor conforme ensaios da especificação ANP realizados na própria refinaria

Característica	Método	Especificação	Resultado	Unidade
Penetração	D 5	50 a 70	59	0,1 mm
Ponto de Amolecimento	D 36	46 min	51,2	°C
Viscosidade Saybolt Furol a 135°C	E 102	141 min	226	s
Viscosidade Brookfield 135°C SP21	D 4402	274 min	444	cP
Viscosidade Brookfield 150°C SP21	D 4402	112 min	215	cP
Viscosidade Brookfield 177°C SP21	D 4402	57 a 285	77	cP
RTFOT – Penetração Retida	D 5	56 min	75	%
RTFOT – Aumento do Ponto de Amolecimento	D 36	8 max	4,8	°C
RTFOT – Ductilidade 25°C	D 113	20 min	>150	cm
RTFOT – Variação % Massa	D 2872	0,5 max	0,050	%
Ductilidade 25°C	D 113	60 min	>150	cm
Solubilidade no Tricloroetileno	D 2042	99,5 min	100,0	% massa
Ponto de Fulgor	D 92	235 min	294	°C
Suscetibilidade Térmica	X 018	-1,5 a 0,7	-0,5	N/A

Além do CAP convencional supracitado, também foi utilizado o mesmo CAP modificado com 4% em massa do copolímero Etileno e Acetato de Vinila (EVA). Este percentual foi escolhido a partir dos resultados obtidos por Alencar (2009). O agente modificador foi utilizado para avaliar a aplicabilidade das metodologias propostas também em misturas com ligantes modificados. O copolímero EVA (Figura 3.1) foi fornecido pela empresa Politeno, com teor de acetato de vinila de 28% e aditivado com antioxidante. As características do polímero utilizado estão apresentadas na Tabela 3.3.

Figura 3.1 – Polímero EVA na forma granular



Tabela 3.3 – Características do polímero EVA utilizado na pesquisa (dados fornecidos pela empresa Politeno)

Propriedades Físicas	Valor Típico
Massa específica	0,95g/cm ³
Dureza	80ShoreA
Ponto de Amolecimento Anel e Bola	135°C
Resistência à Quebra sob Tensão Ambiental	>300 h/ F50

3.2.1 *Modificação do CAP com EVA*

A mistura de CAP com o copolímero EVA foi preparada em um misturador de alto cisalhamento de escala laboratorial, Silverson L4R[®]. A mistura foi realizada em porções de 2.000g de CAP e 83,33g de EVA (4% em massa), utilizando rotação de 3.000 RPM para o impelidor cisalhante e temperatura de $160 \pm 5^\circ\text{C}$ por um período de 2h.

3.2.2 *Viscosidade absoluta*

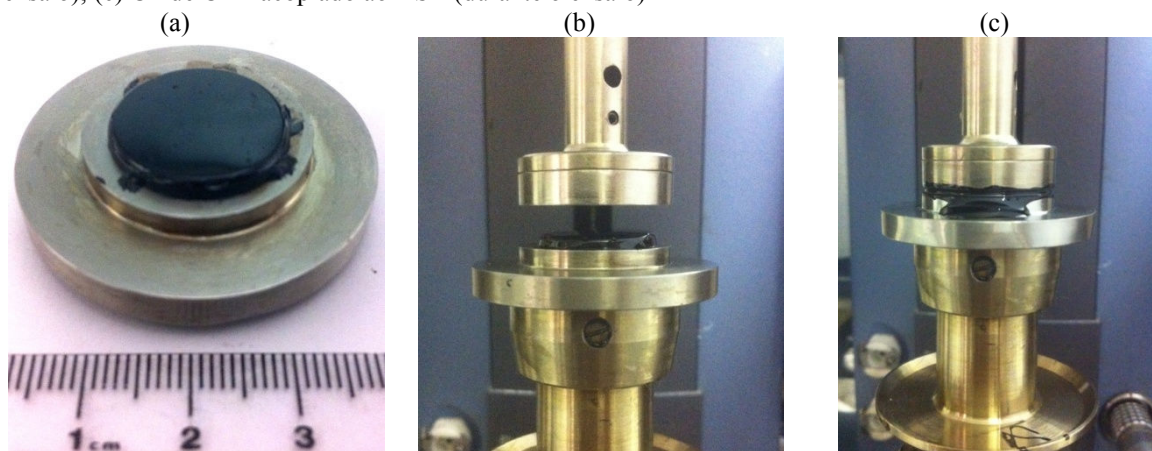
A viscosidade absoluta dos CAPs estudados foi determinada utilizando o viscosímetro Brookfield modelo DVII+ conforme a ASTM D4402 (2002) nas temperaturas de

135, 150 e 175°C e com diferentes taxas de cisalhamento (tensão de cisalhamento entre 20 e 120Pa). Os dados coletados para a avaliação da curva viscosidade-temperatura de cada ligante foram obtidos a uma rotação de 20RPM.

3.2.3 Ensaio de caracterização viscoelástica linear dos CAPs

O ensaio de caracterização viscoelástica linear dos CAPs foi realizado em amostras de CAP convencional e modificado com EVA. Para cada um desses materiais foram feitos, em molde de silicone, dois diferentes tipos de CPs, sendo um para ser testado a baixas temperaturas e outro para altas temperaturas. Estes CPs devem ter, aproximadamente, 2mm de espessura e 8mm de diâmetro (para temperaturas abaixo de 40°C) e 1mm de espessura e 25mm de diâmetro (para temperaturas acima de 40°C). Eles foram testados em *spindles* de placas paralelas com diâmetros de, respectivamente, 8 e 25mm (Figura 3.2).

Figura 3.2 – (a) Amostra de CAP com 25mm de diâmetro; (b) CP de CAP acoplado ao DSR (antes do ensaio); (c) CP de CAP acoplado ao DSR (durante o ensaio)



Com estas amostras foram realizados ensaios de varredura de frequência com uma tensão controlada de 120Pa. Estes experimentos foram divididos em duas etapas, sendo a primeira realizada para temperaturas no intervalo de 15 a 40°C e a segunda para temperaturas no intervalo de 50 a 90°C. Para cada uma dessas temperaturas foram utilizadas frequências no intervalo de 0,01 a 15Hz.

3.3 Agregados

Os agregados utilizados são naturais e provenientes de diferentes pedreiras no estado do Ceará: (i) Pedreira MFT Ltda.; (ii) Pyla Pedreira Yolita Ltda. e (iii) OCS Kibrita

Mineração e Empreendimentos. Foram utilizados como agregados graúdos as britas 3/4” e 3/8”, como agregados miúdos o pó de pedra e a areia de campo proveniente do sítio Maninho na cidade de Maracanaú - CE e como material de enchimento o filer natural. As propriedades dos materiais utilizados são mostradas na Tabela 3.4.

Tabela 3.4 – Propriedades dos agregados utilizados no estudo

Propriedade	Pedreira MFT			Pedreira OCS		Pedreira Pyla	Maninho
	3/4"	3/8"	Pó de pedra	1/2"	3/8"	Pó de pedra	Areia de campo
Natureza geológica	Granítica			Fonolítica		Gnáissica	-
Abrusão Los Angeles (%)	44,20	42,00	-	19,76	19,16	-	-
Absorção (%)	0,99	1,20	-	0,87	0,81	-	-
Adesividade	Insatisfatória		-	Insatisfatória		-	-
Densidade real	2,65	2,66	2,64	2,48	2,49	2,72	2,64
Densidade aparente	2,58	2,58	-	2,43	2,43	-	-
Densidade real – filer	-	-	2,61	-	-	-	-
Índice de forma	0,92	0,66	-	0,91	0,80	-	-

Os agregados foram submetidos aos ensaios de caracterização segundo as normas do DNIT: granulometria (DNER-ME 83/98), densidade real do agregado miúdo (DNER-ME 84/95), absorção e densidade de agregado graúdo (DNER-ME 81/98), índice de forma (DNER-ME 086/94); adesividade a ligante betuminoso (DNER-ME 078/94) e abrasão *Los Angeles* (DNER-ME 035/98).

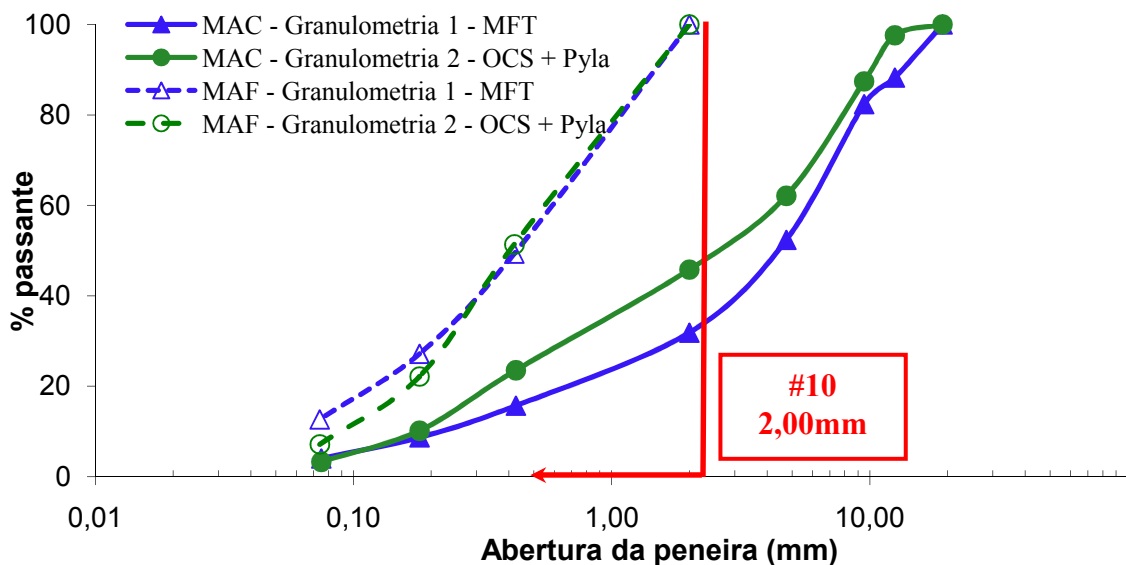
3.4 Definição das curvas granulométricas

As misturas utilizadas neste trabalho são do tipo CA com graduação densa e enquadrada na faixa C do DNIT (DNIT-ES 031/2004). Foram utilizadas duas composições granulométricas obtidas através da mistura dos agregados apresentados no item 3.3 nas seguintes proporções em massa:

- a) Granulometria 1: 20% de brita 3/4”, 44% de brita 3/8” e 36% de pó de pedra, todos os agregados provenientes da pedreira MFT (origem: granítica);
- b) Granulometria 2: 20% de brita 1/2” e 30% de brita 3/8” provenientes da OCS Kibrita Mineração (origem: fonolítica), 25% de pó de pedra proveniente da Pyla Pedreira Yolita (origem: gnáissica) e 25% de areia de campo proveniente do sítio Maninho na cidade de Maracanaú - CE.

As distribuições granulométricas das MACs e suas respectivas MAFs utilizadas estão representadas na Figura 3.3. As curvas granulométricas das MAFs foram obtidas a partir das equivalentes MACs, mantendo-se a proporção entre os agregados miúdos ali contidos. A peneira de corte (peneira que separa os agregados considerados graúdos daqueles considerados miúdos para o projeto das MAFs) usada neste trabalho foi escolhida tomando como base os principais trabalhos desenvolvidos com MAFs (KIM *et al.*, 2003; ZOLLINGER, 2005; MASAD *et al.*, 2007; ARAMBULA *et al.*, 2007; CARO *et al.*, 2008; CASTELO BRANCO, 2008; VASCONCELOS *et al.*, 2009; ARAGÃO, 2011), que utilizaram a peneira #16 (1,18mm). Porém, a peneira #16 não pertence à série de peneiras utilizada no Brasil. Dessa forma, foi usada a peneira #10 (2,00mm) por ser a mais próxima da peneira #16.

Figura 3.3 – Distribuição granulométrica dos agregados para as MACs e suas respectivas MAFs



3.5 Dosagem das Misturas Asfálticas Completas (MACs)

Neste trabalho foram utilizadas três MACs:

- MAC 1: granulometria 1 + CAP convencional;
- MAC 2: granulometria 2 + CAP convencional;
- MAC 3: granulometria 1 + CAP modificado por 4% de EVA.

A dosagem das três misturas completas do tipo CA foi feita seguindo a metodologia Superpave que pode ser verificada com detalhes em Bernucci *et al.* (2007). A premissa principal da dosagem Superpave é que a quantidade de ligante usada deve ser tal que a

mistura atinja 4% de vazios no número de giros de projeto (para este estudo, 100 giros). Durante toda a pesquisa, as misturas foram feitas em um misturador de escala laboratorial (Figura 3.4 – (a)) e compactadas em um CGS da marca Troxler (Figura 3.4 – (b)).

Figura 3.4 – (a) Misturador de escala laboratorial; (b) Compactador Giratório Superpave (CGS)



Os parâmetros resultantes destas dosagens estão presentes na Tabela 3.5. Os resultados das faixas de Temperaturas de Usinagem (TU) e de Compactação (TC) foram obtidos por Alencar (2009) através da realização de ensaios de viscosidade nos CAPs estudados (ASTM D2493 (2001)) e são apresentados na Tabela 3.5.

Tabela 3.5 – Parâmetros de dosagem

Parâmetro	MAC		
	1	2	3
CAP (%)	5,5	5,0	5,7
Vv (%)	4,0	4,3	3,9
G_{mm}	2,433	2,374	2,427
TU (°C)	157 – 164	157 – 164	187 – 191
TC (°C)	145 – 150	145 – 150	177 – 181

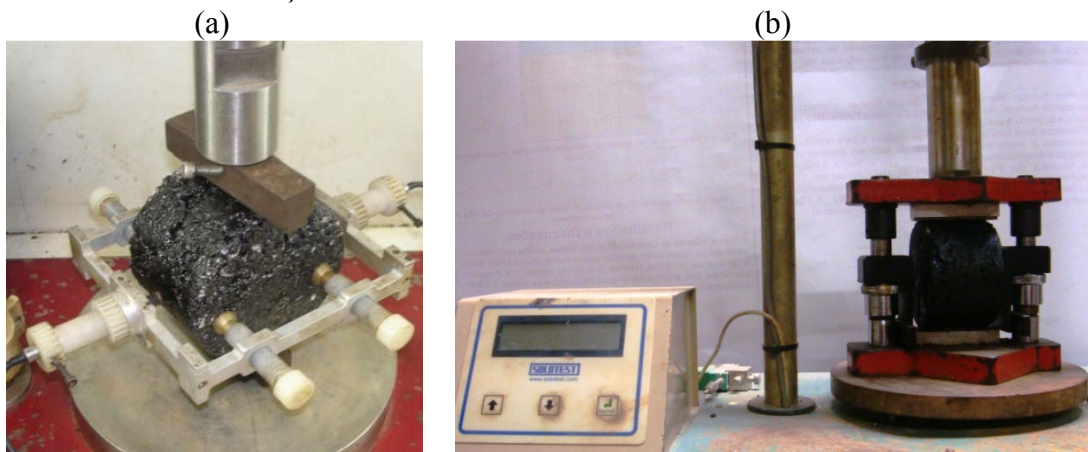
3.6 Caracterização mecânica das MACs

A avaliação do comportamento mecânico de misturas asfálticas pode ser realizada por intermédio de ensaios de laboratório, como os ensaios de Módulo de Resiliência (MR), vida de fadiga, Resistência à Tração (RT) e módulo dinâmico.

3.6.1 Módulo de Resiliência (MR)

O MR é definido como a relação entre a tensão de tração gerada em um CP e a deformação de tração recuperável correspondente. Os ensaios de MR foram realizados em CPs cilíndricos mantidos na temperatura de $25^{\circ}\text{C} \pm 0,5$. Durante o ensaio, uma carga é aplicada repetidamente no plano diametral vertical do CP. Essa carga gera uma tensão de tração transversalmente ao plano de aplicação da carga. Mede-se, então, o deslocamento diametral recuperável na direção horizontal correspondente à tensão de tração. Os deslocamentos são medidos através de dois transdutores de variáveis diferenciais lineares (*Linear Variable Differential Transducer* - LVDT). A frequência de aplicação das cargas é de 1Hz com tempo de carregamento de 0,1s e 0,9s de descarregamento. A imagem deste ensaio é apresentada na Figura 3.5 (a). Os ensaios de MR no Brasil são normatizados pela DNER-ME 133 (1994).

Figura 3.5 – (a) Ensaio de módulo de resiliência; (b) Prensa mecânica utilizada para realização de ensaios de resistência à tração



3.6.2 Resistência à Tração (RT)

O ensaio de tração estática tem por objetivo determinar a resistência à tração de CPs cilíndricos de misturas betuminosas. O ensaio é feito colocando-se o CP em uma prensa Marshall (Figura 3.5 - b), sendo o CP apoiado ao longo de suas geratrizes por dois frisos de carga posicionados na parte superior e inferior do CP. O CP cilíndrico é posicionado diametralmente em relação à direção da compressão resultando em tração no eixo horizontal. Aplica-se um deslocamento progressivo a uma razão de 0,8mm por segundo, até que se dê a ruptura do CP segundo um plano diametral vertical (DNER-ME 138, 1994). A RT é calculada de acordo com a Equação (39).

$$RT = \frac{2F'}{\pi dh} \quad (39)$$

Onde RT é a Resistência à Tração indireta (kgf/cm^2); F' é a carga de ruptura (kgf); d é o diâmetro do CP (cm) e h é altura do CP (cm).

3.6.3 Vida de fadiga

A vida de fadiga de uma mistura é definida em termos de vida de fratura ou vida de serviço. Embora ainda não normatizado e apresentando claras limitações na caracterização do dano por fadiga, como pode ser visto no relatório apresentado por Monismith (1998) sobre os vários tipos de ensaio de fadiga usados no dimensionamento de pavimentos com misturas asfálticas, o ensaio de vida de fadiga de misturas asfálticas mais utilizado no Brasil é o ensaio de compressão diametral sob tensão e temperatura controladas. Este ensaio é realizado utilizando uma frequência de 60 aplicações por minuto (1Hz) com 0,10 segundo de duração do carregamento repetido. Determina-se o número de repetições necessárias à ruptura completa do CP correspondente geralmente aos níveis de carregamento de 10, 20, 30, 40 e 50% da RT. Traçam-se gráficos das curvas de fadiga relacionando o número de repetições do carregamento até a ruptura completa da amostra (N) e a diferença de tensões chegando-se a relações, conforme a Equação (40):

$$N = K' \left(\frac{1}{\Delta\sigma} \right)^n \quad (40)$$

Onde $\Delta\sigma$ é a diferença algébrica entre as tensões horizontais (tração) e verticais (compressão); K' e n são constantes obtidas através de regressão linear de $\log(N)$ e $\log(\Delta\sigma)$.

De acordo com Monismith (1998), o ensaio à tensão controlada realizado por compressão diametral não é satisfatório para um método preciso de dimensionamento devido a seis grandes fatores: (i) a alta incidência de inaceitáveis tipos de fratura, ou seja, acontece formação de cunhas de diferentes tipos e tamanhos em cada ensaio; (ii) a concentração de tensões nos frisos de carga; (iii) as limitações nas condições para carregamento à tensão controlada; (iv) o inconstante estado biaxial de tensão; (v) a impossibilidade de inverter os campos de tensão e (vi) a confusa influência de deformações permanentes na resistência dos CPs durante o ensaio.

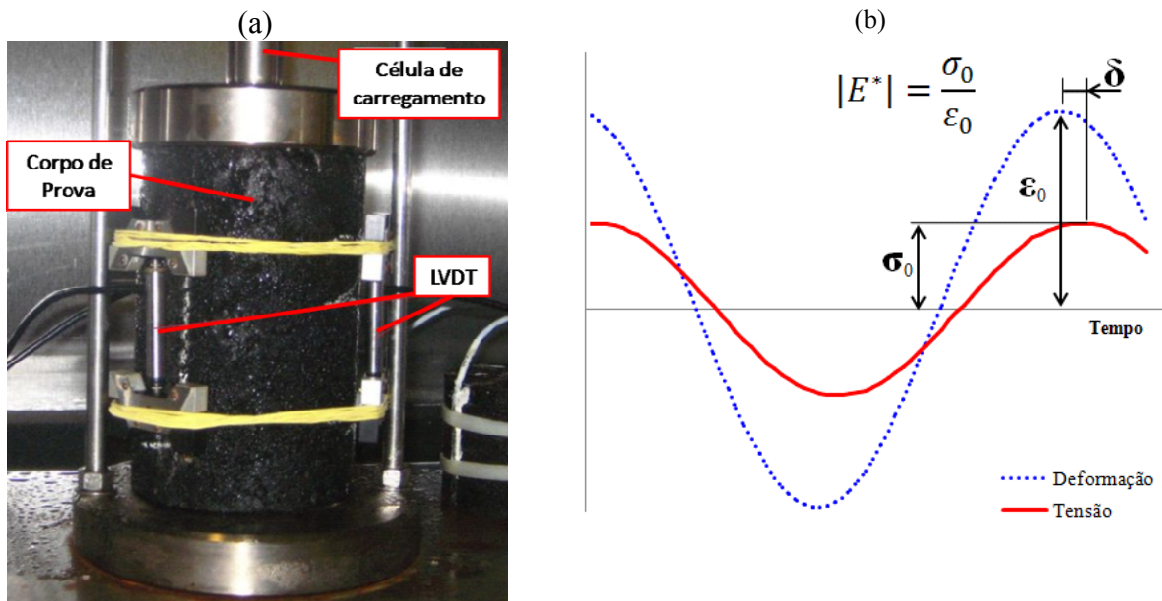
Durante todo o ensaio de compressão diametral existe a presença de tensões cisalhantes que ocasionam deformações permanentes que dificultam a interpretação dos modelos de fadiga (SOUZA, 1991). No entanto, a grande vantagem do ensaio de vida de

fadiga por compressão diametral é que este utiliza os mesmos corpos de prova usados no projeto de misturas através da metodologia Marshall dando assim uma dinâmica maior ao procedimento de caracterização de materiais e de dimensionamento de pavimentos no Brasil.

3.6.4 Módulo dinâmico

Os ensaios de módulo dinâmico foram realizados em uma *Universal Testing Machine 25* (UTM 25) baseados na norma AASHTO TP 62-03 (2005). Neste ensaio é aplicada uma tensão axial compressiva na forma semi-senoidal sobre o CP a diferentes frequências e temperaturas. As deformações axiais são medidas por três LVDTs com um intervalo de posicionamento de 120° entre eles. Na Figura 3.6(a) pode ser observada uma foto da amostra preparada para a execução deste ensaio. Neste caso, serão utilizadas cinco temperaturas: -10; 4,4; 21,1; 37,8 e 54,4°C e seis frequências: 25; 10; 5; 1; 0,5 e 0,1Hz.

Figura 3.6 – (a) Ensaio de módulo dinâmico; (b) Esquema do comportamento viscoelástico sob carregamento harmônico



A Figura 3.6(b) apresenta o esquema de aplicação da tensão e da resposta de deformação do material no ensaio de módulo dinâmico em misturas asfálticas. Neste esquema pode ser observado que o módulo dinâmico axial ($|E^*|$) é calculado pela razão entre a tensão máxima de carregamento (σ_0) e a deformação máxima (ϵ_0).

3.7 Dosagem das Matrizes de Agregados Finos (MAFs)

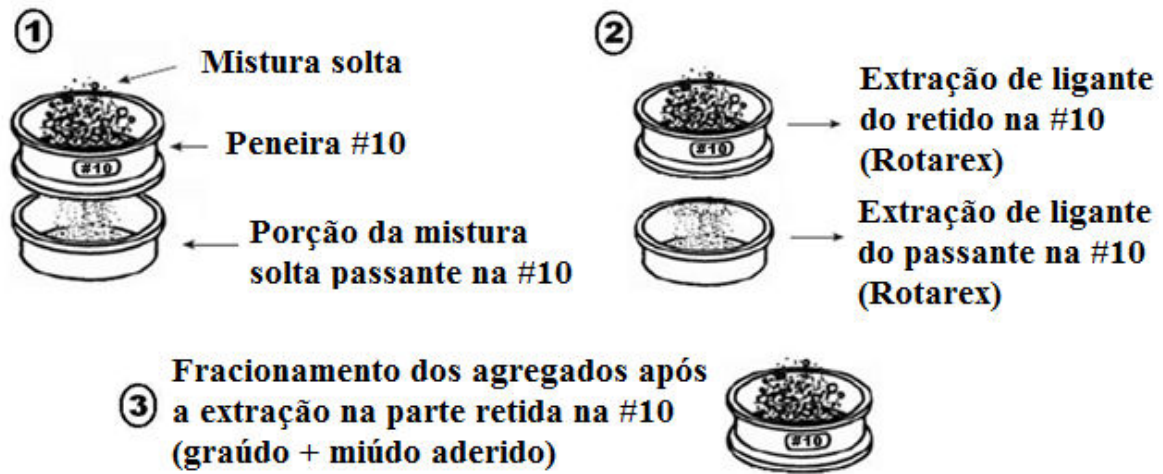
A seguir será descrito o método proposto no presente trabalho, assim como três métodos de dosagem de MAFs encontrados na literatura. Os materiais apresentados anteriormente foram avaliados através desses quatro métodos e, posteriormente, os resultados foram comparados.

3.7.1 Método proposto

Nesta seção, propõe-se um método empírico simples para dosagem de amostras de MAF baseado nos ensaios de granulometria de agregados graúdos e miúdos (DNER-ME 035-95) e de extração de ligante (DNER-ME 053-94). A partir das MACs previamente dosadas, uma amostra de MAC no teor de ligante de projeto foi preparada e resfriada até a temperatura ambiente. Durante o resfriamento, a mistura foi revolvida cuidadosamente de forma a desfazer a maior quantidade possível de grumos de agregados miúdos com ligante e de agregados graúdos envolvidos por agregados miúdos aderidos. O objetivo dessa etapa foi tornar a porção de agregados graúdos (recoberta por mástique) separável da porção de agregados miúdos (também recoberta por mástique) através do peneiramento. A fim de determinar o teor de ligante da fase MAF que representa a porção fina da mistura completa, procedeu-se com as seguintes etapas para as amostras soltas:

- a) Fracionamento da mistura solta resfriada na peneira de 2,00mm (#10) em duas massas distintas: (i) porção da mistura solta retida na peneira #10 (agregados graúdos envoltos por mástique e agregados miúdos envoltos por ligante e aderidos aos agregados graúdos) e (ii) porção passante na peneira #10 (agregados miúdos envoltos por ligante);
- b) Extração de ligante de cada uma das duas massas. Obtém-se: a massa total retida na peneira #10 ($M_{\#10ret}$), a massa de ligante ali contida (M_{ligret}), a massa total passante na peneira #10 ($M_{\#10pass}$) e a massa de ligante ali contida ($M_{ligpass}$). A $M_{pass<2,00mm}$ representa a diferença entre a massa total e a massa de ligante, ambas contidas no material passante na peneira #10, ou seja, $M_{pass<2,00mm} = M_{\#10pass} - M_{ligpass}$;
- c) Fracionamento da massa de agregados contidos na porção da mistura retida na peneira #10 para obtenção de duas massas: massa de agregados graúdos ($M_{ret>2,00mm}$) e massa de agregados miúdos aderida aos agregados graúdos ($M_{ret<2,00mm}$). A Figura 3.7 ilustra este procedimento.

Figura 3.7 – Ilustração do procedimento de determinação do teor de ligante na MAF



Essas massas podem ser equacionadas segundo a massa total de agregados e a massa total de ligante da seguinte forma:

$$M_{\text{agregados}} = \text{miúdo passante na \#10} + \text{grão retido na \#10} + \text{miúdo retido na \#10} =$$

$$= M_{\text{pass} < 2,00\text{mm}} + M_{\text{ret} > 2,00\text{mm}} + M_{\text{ret} < 2,00\text{mm}} \quad (41)$$

$$M_{\text{ligante}} = \text{ligante retido na \#10} + \text{ligante passante na \#10} = M_{\text{ligret}} + M_{\text{ligpass}} \quad (42)$$

O teor de ligante na porção que passa na peneira #10 (T_{pass}), que é considerado o teor de ligante presente na MAF (T_{MAF}), é definido como segue:

$$T_{\text{MAF}} = T_{\text{pass}} = \frac{\text{massa de ligante passante na \#10}}{\text{massa total passante na \#10}} = \frac{M_{\text{ligpass}}}{M_{\#10\text{pass}}} \quad (43)$$

A massa de ligante envolvendo os agregados miúdos aderidos à massa retida na peneira #10 ($M_{\text{lig} < 2,00\text{mm}}$) é então estimada por:

$$M_{\text{lig} < 2,00\text{mm}} = (\text{massa de agregados miúdos aderidos aos grãos}) \div (1 - \text{teor de CAP passante na \#10})$$

$$= \frac{M_{\text{ret} < 2,00\text{mm}}}{1 - T_{\text{MAF}}} \quad (44)$$

Assim, o percentual de ligante, presente na mistura completa, que envolve os agregados grãos ($\%Lig_{\text{env.grãos}}$) pode ser calculado da seguinte forma:

$$\%Lig_{env.graúdos} = 100 \times \frac{(massa \ de \ ligante \ retido \ nos \ agregados \ graúdos)}{(massa \ total \ de \ ligante)} \quad (45)$$

$$\%Lig_{env.graúdos} = 100 \times \frac{(M_{ligante} - M_{ret<2,00mm} - M_{ligpass})}{M_{ligante}}$$

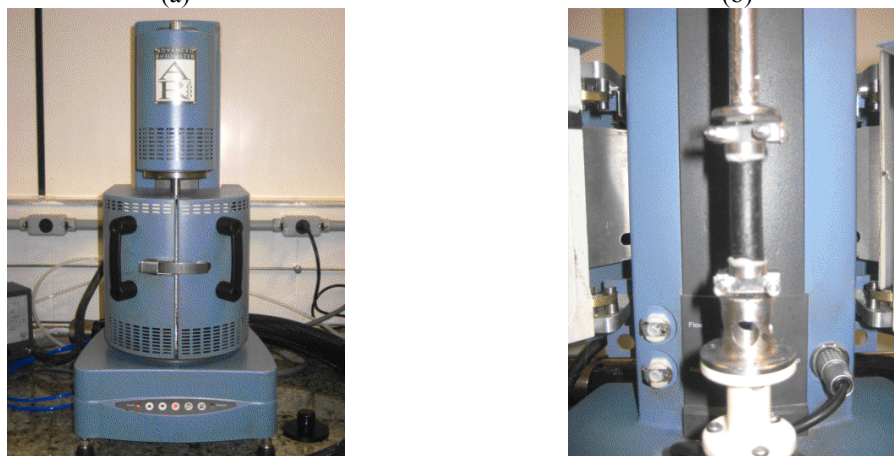
3.7.2 *Moldagem e extração dos Corpos de Prova (CPs)*

Para a moldagem dos CPs, os agregados foram misturados com o CAP utilizando um misturador de bancada (Figura 3.4(a)) em uma temperatura de mistura na qual o ligante atingiu uma viscosidade de 160 ± 20 cP (JUNG, 1994). Antes da compactação, cada mistura foi envelhecida em estufa por 2 horas. A compactação dos CPs foi feita em um CGS com o objetivo de produzir amostras com Vv de $4 \pm 0,5\%$. O processo de extração dos CPs de MAF (50mm de altura e 12mm de diâmetro) é semelhante ao que foi utilizado por Castelo Branco (2008), previamente explicado no tópico 2.5.2.

3.8 **Caracterização do comportamento viscoelástico linear das MAFs**

Para realizar a caracterização viscoelástica linear das três MAFs estudadas neste trabalho foi utilizado o DSR modelo TA AR 2000[®], Figura 3.8(a). Este reômetro é capaz de aplicar torques de $0,1 \mu\text{N.m}$ até 200 mN.m , frequências entre $1,2 \times 10^{-7}$ e 100 Hz , e controlar a temperatura dentro do intervalo de -160 até 600°C . Através deste experimento foram obtidas propriedades viscoelásticas lineares das misturas, como o módulo dinâmico de cisalhamento ($|G^*|$) e o ângulo de fase (δ), submetendo o CP a tensões de cisalhamento oscilatórias. Estes ensaios foram realizados em triplicata para cada uma das três misturas de MAF.

Figura 3.8 – (a) Reômetro de Cisalhamento Dinâmico TA AR 2000[®]; (b) CP de MAF acoplado ao DSR



Para estes ensaios, foram utilizados os CPs de MAF com dimensões de aproximadamente 12mm de diâmetro de 50mm de altura que foram previamente extraídos das amostras compactadas no CGS. Estes CPs foram colados a “holders” metálicos e em seguida acoplados ao DSR (Figura 3.8 – (b)). Foram utilizadas as temperaturas de 5, 15, 35 e 50°C e as frequências de 0,01 a 25Hz, para cada uma das citadas temperaturas. Este ensaio foi realizado a deformação controlada com o nível de deformação de 0,0065%.

3.9 Caracterização do dano por fadiga em MAFs

A caracterização do dano por fadiga nas MAFs foi realizada a partir de dois métodos diferentes. O primeiro método utiliza o ensaio de varredura linear de deformação e o conceito de dano contínuo em meios viscoelásticos (JOHNSON, 2010; HINTZ *et al.*, 2011), que foi adaptado, neste trabalho, para a análise de fadiga em MAFs. O segundo método foi o tradicional ensaio de varredura de tempo a tensão e a deformação controladas.

3.9.1 Ensaio de fadiga: varredura linear de deformação

O ensaio de varredura linear de deformação para a análise de fadiga foi inicialmente proposto por Johnson (2010) como um ensaio acelerado para a caracterização de fadiga em CAPs. Este método é considerado acelerado por utilizar o crescimento sistemático das amplitudes de carregamento para induzir o aumento da taxa de dano. Originalmente, o ensaio é realizado com a aplicação de uma deformação inicial de 0,1% durante 100 ciclos de carregamento para determinar as propriedades viscoelásticas do CAP na zona linear

(indeformado). Após o carregamento inicial, são aplicadas 20 amplitudes de deformação, variando de 1% a 20%, com 100 ciclos de aplicação de carga para cada amplitude.

De acordo com Hintz *et al.* (2011), o método proposto por Johnson (2010) apresenta algumas limitações, dentre elas, o procedimento de ensaio. De acordo com estes autores, o procedimento de ensaio proposto por Johnson (2010) não apresenta boa aplicabilidade, pois, alguns CAPs apresentaram baixo nível de dano durante os ensaios. Com isso, a alteração do procedimento de ensaio foi proposta com o intuito de aumentar o nível de dano por fadiga ao qual as amostras são submetidas durante o ensaio. O número de amplitudes de deformação aplicadas foi aumentado de 20 para 30 e estas amplitudes de deformação devem iniciar em 0,1% e evoluir até a deformação máxima de 30%. Com esta alteração no procedimento de ensaio foram obtidos níveis de degradação (dano por fadiga) satisfatórios para todos os CAPs estudados, pois, todos atingiram um nível de dano por fadiga suficiente para que a análise fosse feita de maneira adequada.

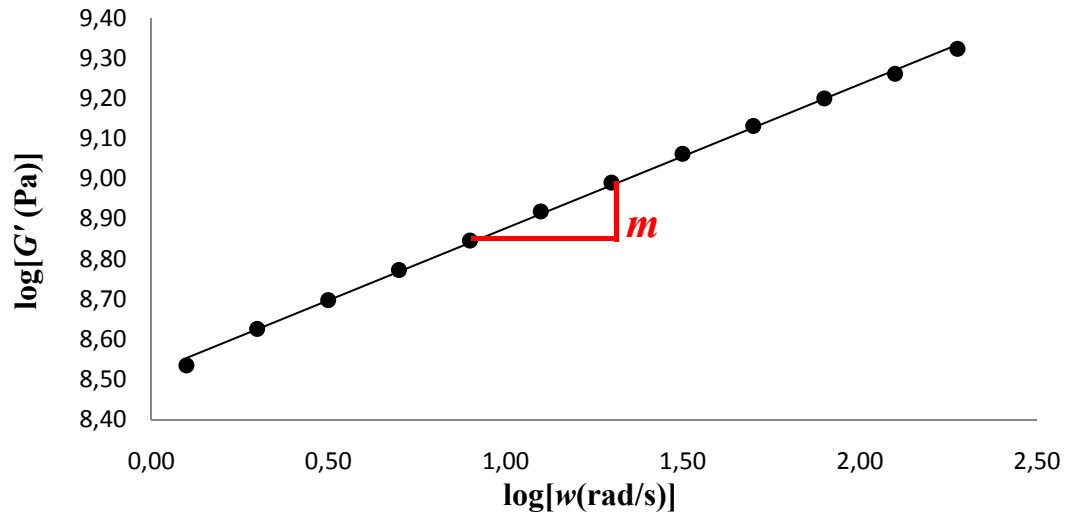
Hintz (2012) observou que durante os ensaios de varredura linear de deformação em CAPs ocorria a formação de uma macro trinca na borda da amostra. Foi observado que um dos motivos para a formação desta macro trinca é a variação grande e abrupta entre as amplitudes de deformação aplicadas no ensaio. Hintz (2012) salientou ainda que os DSRs típicos não são projetados para mudanças abruptas (e severas) de amplitudes de carregamento. Para amenizar o efeito causador da formação da macro trinca durante as mudanças de amplitudes, Hintz (2012) propôs um novo procedimento de ensaio de varredura de deformação.

O novo procedimento proposto por Hintz (2012) consiste na aplicação do mesmo número de ciclos de carregamento (3.000 ciclos) e o mesmo intervalo de amplitudes de deformação (0,1 a 30%) que o procedimento proposto por Hintz *et al.* (2011). Durante este procedimento, o incremento de amplitude de deformação é feito de forma linear em cada ciclo de carregamento.

Para realizar a aplicação do ensaio de varredura linear de deformação em MAFs foram necessárias algumas adaptações nos métodos propostos anteriormente, por se tratar de materiais com características diferentes (as MAFs apresentam $|G^*|$ aproximadamente 300 vezes maior se comparados aos CAPs). Os ensaios para as MAFs também foram realizados utilizando o DSR. Primeiramente, foi realizada uma varredura de frequência (ensaio para a obtenção das propriedades viscoelásticas lineares) para determinar o valor de $\alpha = 1 + \frac{1}{m}$, onde m é a inclinação da reta $\log(G')$ versus $\log(\omega)$ (Figura 3.9). Esta varredura de frequência

foi realizada na mesma temperatura do ensaio de varredura linear de deformação, com as frequências utilizadas por Johnson (2010) de (0,02 a 30Hz) e com o nível de deformação para a zona viscoelástica linear de 0,0065% (CASTELO BRANCO, 2008).

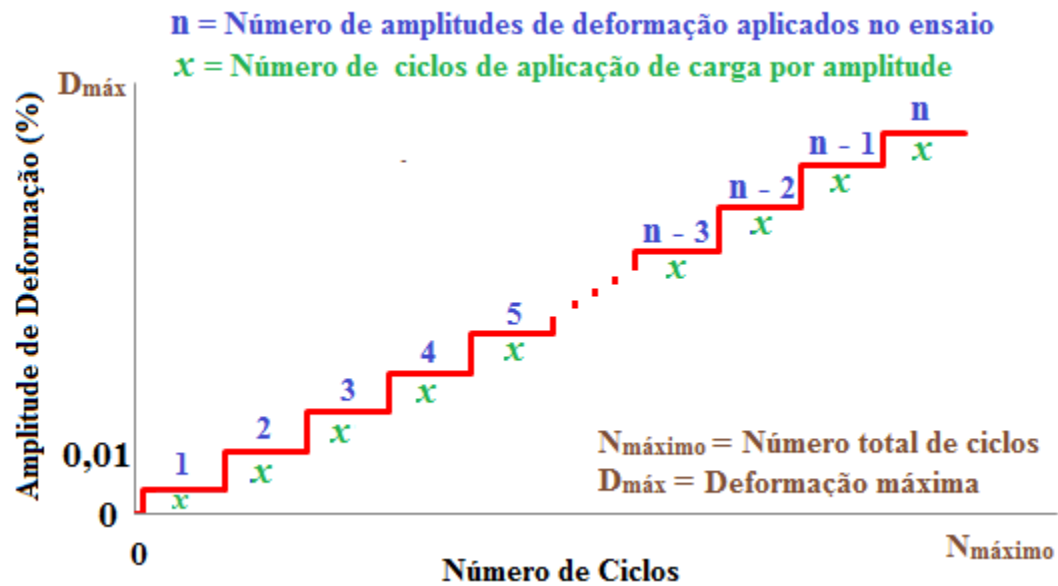
Figura 3.9 – Curva para o cálculo de m a partir do ensaio de varredura de frequência em MAFs



Depois da varredura de frequência, foi realizado um ensaio de varredura de deformação, que consiste em um experimento onde são aplicados diferentes amplitudes de deformação a uma frequência constante de 10Hz para cada amplitude, até que o material atinja o critério de ruptura (para este estudo a ruptura equivale a queda de 50% do valor de $|G^*|$). Este ensaio deve ser iniciado com uma amplitude de deformação pequena (0,0065%) que assegure que o ensaio de fato inicie na zona viscoelástica linear do material e deve ser finalizado com uma amplitude de deformação elevada a ponto de atingir o critério de ruptura.

A partir dos resultados obtidos nos experimentos de varredura de frequência e varredura de deformação, o modelo de dano contínuo é ajustado e, com o tratamento dos resultados, deve-se chegar aos valores finais de A e de B e ao número de ciclos para ruptura (N_f) para determinadas frequências e amplitudes solicitantes. O ajuste do modelo foi feito utilizando a ferramenta *Solver* do *Excel*. A planilha foi elaborada, ajustada e testada com algumas amostras de MAF confeccionadas para este fim. A Figura 3.10 representa as amplitudes de deformação utilizadas em um ensaio de varredura de deformação. A escolha do número de amplitudes de deformação e da amplitude máxima de deformação utilizada para a análise das MAFs será feita mais adiante, na seção dos resultados encontrados para este método.

Figura 3.10 – Ilustração do ensaio de varredura linear de deformação



3.9.2 Ensaio de fadiga: varredura de tempo

O ensaio de varredura de tempo é realizado no DSR com amostras de MAFs de 50mm×12mm e consiste na aplicação de uma frequência de carregamento constante (10Hz, para este caso) com uma amplitude de tensão (para o caso de tensão controlada) ou de deformação (para o caso de deformação controlada) constantes e intermitentes por um determinado intervalo de tempo (considerado 24h para este trabalho) ou até atingir o critério de ruptura do material. Nos ensaios a tensão controlada, as amostras são submetidas à mesma tensão durante o ensaio, enquanto a deformação é medida. Com relação aos ensaios conduzidos a deformação controlada, a tensão precisa ser ajustada durante o ensaio para que a amplitude de deformação seja mantida constante. Como o material sofre dano durante o ensaio, a tensão é diminuída com relação à condição inicial. Tanto a rigidez da mistura como a quantidade de dano ao qual o material foi induzido exercem grande influência sobre os resultados destes testes. É comum que a vida de fadiga de MAFs aumente com a diminuição da rigidez da mistura para ensaios conduzidos a deformação controlada (CASTELO BRANCO, 2008).

O critério de ruptura considerado para os ensaios realizados a tensão controlada foi a ruptura completa da amostra e para os ensaios realizados a deformação controlada foi queda de 50% no valor inicial da rigidez ($|G^*$) do material indeformado (zona viscoelástica linear). Isto porque no ensaio a deformação controlada, a diferença de tensões pode diminuir a ponto de não ultrapassar o limite de resistência do material e necessitar de muito tempo para a

completa ruptura do mesmo, o que pode esbarrar na capacidade de aquisição de dados do reômetro utilizado neste estudo.

Durante o ensaio, as amostras foram submetidas ao carregamento torsional de forma senoidal. Todos os ensaios foram realizados na temperatura de 25°C e com a mesma amplitude de tensão (ou deformação) para as diferentes misturas. Os dados foram coletados a cada 100 ciclos e para cada ciclo de carregamento foram coletados 62 pontos.

Para que se possa conhecer o valor do $|G^*|$ inicial (indeformado) de cada amostra é necessário que, antes do ensaio de varredura de tempo, seja realizado um ensaio de varredura de frequência (ensaio para a obtenção das propriedades viscoelásticas lineares). Esta varredura de frequência foi realizada na temperatura de 25°C, frequências variando de 0,02 a 30Hz e com o nível de deformação de 0,0065%.

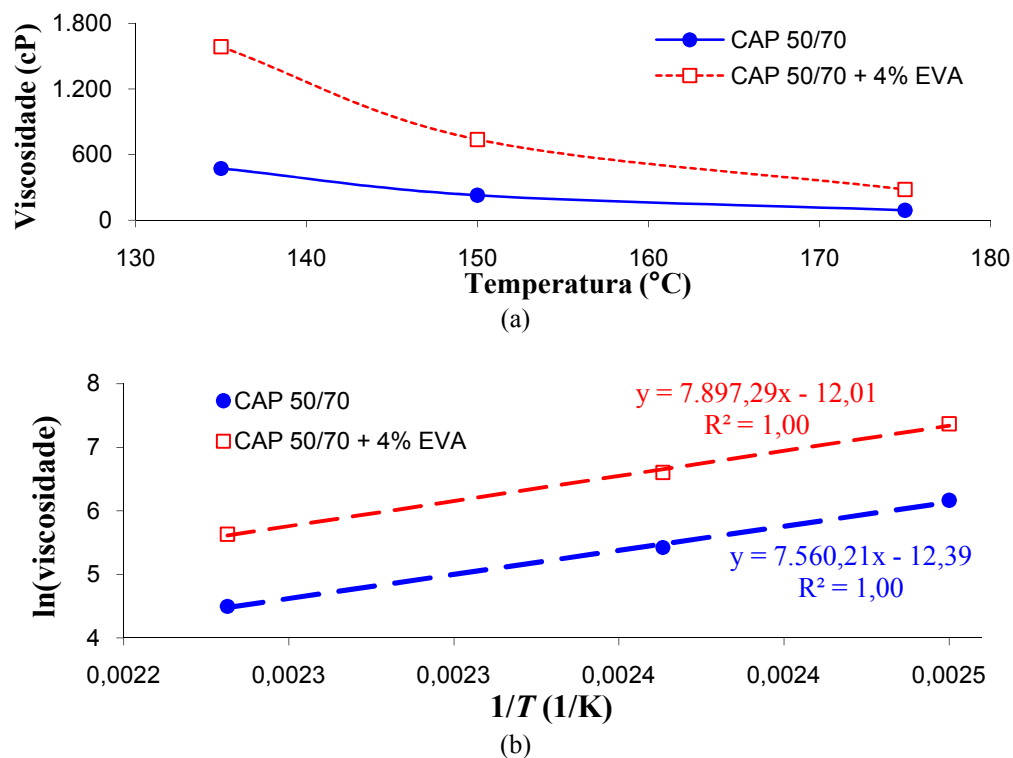
4 RESULTADOS

4.1 Resultados das análises realizadas no CAP

4.1.1 Viscosidade absoluta

Foram feitos três ensaios de viscosidade absoluta para cada CAP utilizado no trabalho (convencional e modificado). A partir dos resultados obtidos neste experimento foi gerada a Figura 4.1(a), que apresenta a relação da viscosidade (η) com a temperatura (T) para o CAP 50/70 e para o CAP 50/70 + 4% EVA. Com os resultados de viscosidade foram traçados dois gráficos (um para cada CAP) de $\ln(\eta)$ versus ($1/T$), Figura 4.1(b). A partir do coeficiente angular (α) da reta, é calculada a energia de ativação de fluxo de cada ligante, sabendo-se que $E_a = \alpha R$. Conhecendo-se a E_a , pode-se calcular a constante C através da Equação (17).

Figura 4.1 – (a) Viscosidade do CAP 50/70 e do CAP 50/70 + 4% EVA em função da temperatura; (b) Logaritmo neperiano da viscosidade versus o inverso da temperatura



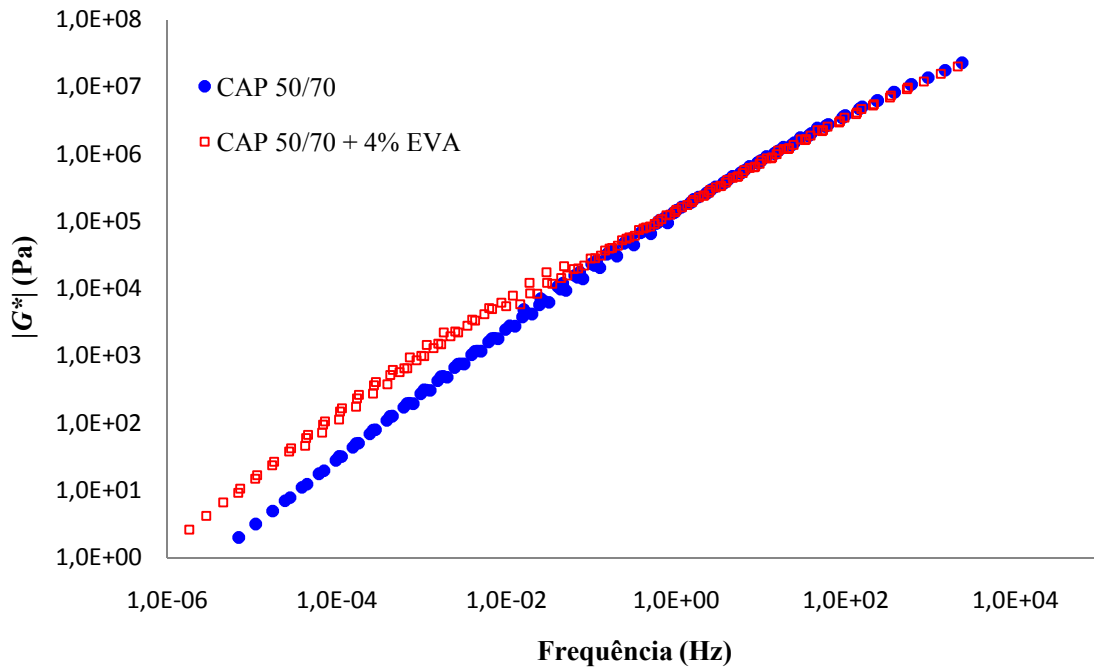
Como pode ser observado na Figura 4.1(a), o CAP modificado com 4% do copolímero EVA apresenta, como já era esperado, viscosidade maior do que aquela encontrada para o CAP convencional. Observa-se ainda que a viscosidade dos CAPs diminui com o aumento da temperatura, sendo que para o CAP modificado o decaimento do valor da viscosidade foi mais acentuado. A partir da Figura 4.1(b) foram calculados os valores da E_a e da constante C para o CAP convencional ($E_a = 62,85\text{kJ/mol}$ e $C = 3.282,77\text{K}$) e para o CAP modificado ($E_a = 65,65\text{kJ/mol}$ e $C = 3.429,13\text{K}$).

De acordo com Salomon e Zhai (2002), os valores para a energia de ativação de fluxo de ligantes asfálticos podem variar de 44 a 90kJ/mol. Isto indica que o valor de E_a encontrado no presente trabalho é compatível com valores encontrados na literatura. Uma energia da ativação de fluxo baixa indica que o ligante asfáltico tem menor sensibilidade à temperatura, enquanto uma energia da ativação de fluxo mais elevada demonstra uma maior sensibilidade (COE e CUI, 2001; BRINGEL, 2007), isto indica que o CAP modificado é mais sensível ao efeito da temperatura (na faixa de temperatura em questão). Este mesmo comportamento foi encontrado por Bringel (2007) ao comparar o CAP convencional (50/70) com CAPs modificados pelos polímeros SBS e EVA.

4.1.2 Caracterização do comportamento viscoelástico linear para os CAPs

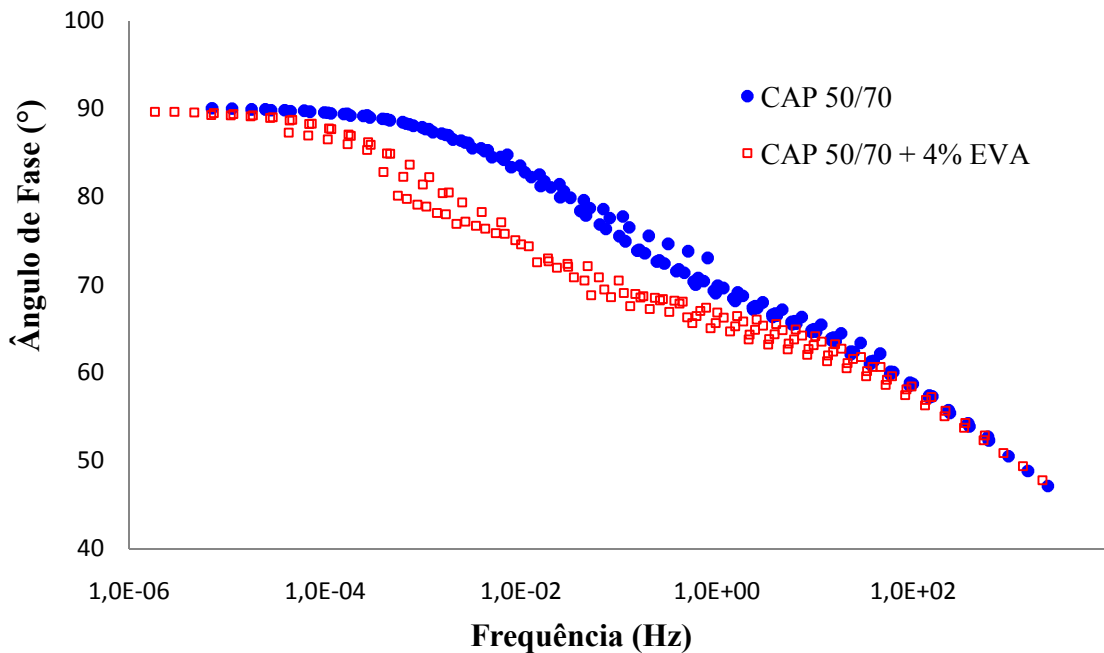
Foram realizados ensaios de varredura de frequência para o CAP convencional e para o CAP modificado com 4% do copolímero EVA. Os resultados de módulo dinâmico de cisalhamento estão representados na Figura 4.2 e os resultados de ângulo de fase estão representados na Figura 4.3. Para a construção destas curvas foi escolhido 35°C como a temperatura de referência. Os fatores de deslocamento foram calculados utilizando os resultados de viscosidade absoluta que foram apresentados no item 4.1.1 e a equação de Arrhenius. É importante salientar que o módulo dinâmico de cisalhamento, $|G^*|$ (utilizado neste trabalho na caracterização dos CAPs e das MAFs), não pode ser diretamente comparado com o módulo dinâmico axial, $|E^*|$ (utilizado neste trabalho na caracterização das MACs). Para fazer essa comparação é necessário converter o $|G^*|$ em $|E^*|$. Christensen *et al.* (2003) propuseram a Equação (46) para realizar esta conversão, a partir da correlação (ajuste linear) entre valores experimentais de $|G^*|$ e $|E^*|$.

$$|G^*| = 0,0603 |E^*|^{1,0887} \quad (46)$$

Figura 4.2 – Curva mestra do $|G^*|$ para os CAPs, T_{Ref} de 35°C

Pode ser observado nas curvas representadas na Figura 4.2 que a curva do CAP convencional fica abaixo da curva do CAP modificado nas frequências baixas (temperaturas altas). Isso implica que o CAP modificado apresenta uma maior rigidez e, conseqüentemente, uma tendência a apresentar também maior resistência à deformação permanente. Em contrapartida, nas frequências altas (temperaturas baixas) as duas curvas apresentam valores semelhantes, o que mostra que o agente modificador não alterou significativamente a rigidez do material para este ramo da curva, o que indica que a resistência do material para danos causados por baixas temperaturas (trincamento térmico) não foi alterada. Nas frequências intermediárias (temperaturas intermediárias), entre 0,001 e 1 Hz, o CAP modificado apresenta rigidez superior (cerca de três vezes maior) e comparado à rigidez do CAP convencional. Este comportamento pode influenciar de maneira negativa na resistência deste material ao dano por fadiga, no caso de baixa rigidez do substrato de apoio, ou seja, das subcamadas abaixo do revestimento mais rígido.

Figura 4.3 – Curva mestra do ângulo de fase para os CAPs, T_{Ref} de 35°C



Na Figura 4.3 pode-se observar que nas frequências altas (temperaturas baixas) e baixas (temperaturas altas) os CAPs apresentam comportamento semelhantes sendo um comportamento próximo ao viscoso ($\delta \sim 90^\circ$) nas frequências baixas e um comportamento mais elástico nas frequências altas. Nas frequências intermediárias observa-se que o ligante modificado apresenta comportamento mais elástico se comparado ao ligante convencional.

A Figura 4.3 mostra que a adição do copolímero EVA favorece o aumento da elasticidade, com a redução dos valores do ângulo de fase ao longo do espectro de frequências. Este mesmo comportamento foi encontrado por Alencar (2009). De acordo com Faxina *et al.* (2011), tal fato é vantajoso em termos de durabilidade da camada asfáltica, já que a maior elasticidade favorece tanto a resistência à deformação permanente quanto à fadiga e ao trincamento térmico.

4.2 Resultados da caracterização mecânica das MACs

4.2.1 Módulo de Resiliência (MR) e Resistência à Tração (RT)

Os resultados dos ensaios de MR e de RT das três misturas estudadas estão apresentados na Tabela 4.1. Comparando estes resultados, pode-se verificar que a mistura com o CAP modificado (MAC 3) possui valores de MR e de RT maiores do que aqueles encontrados para as misturas com o CAP não modificado (MAC 1 e MAC 2). Este resultado

pode ser explicado pelo fato de que o CAP modificado com o copolímero EVA é mais viscoso se comparado ao CAP não modificado (como pode ser visto na Figura 4.1). Esta diferença de viscosidade pode acarretar uma diferença na rigidez da MAC (quanto mais viscoso o CAP, conseqüentemente, maior tende a ser a rigidez da MAC).

Tabela 4.1 – Resultados de MR e de RT para as MACs a 25°C

Mistura	MR (MPa)	RT (MPa)	MR/RT
MAC 1	3.698	1,47	2.516
MAC 2	3.901	1,51	2.582
MAC 3 (CAP + 4% de EVA)	4.912	1,56	3.151

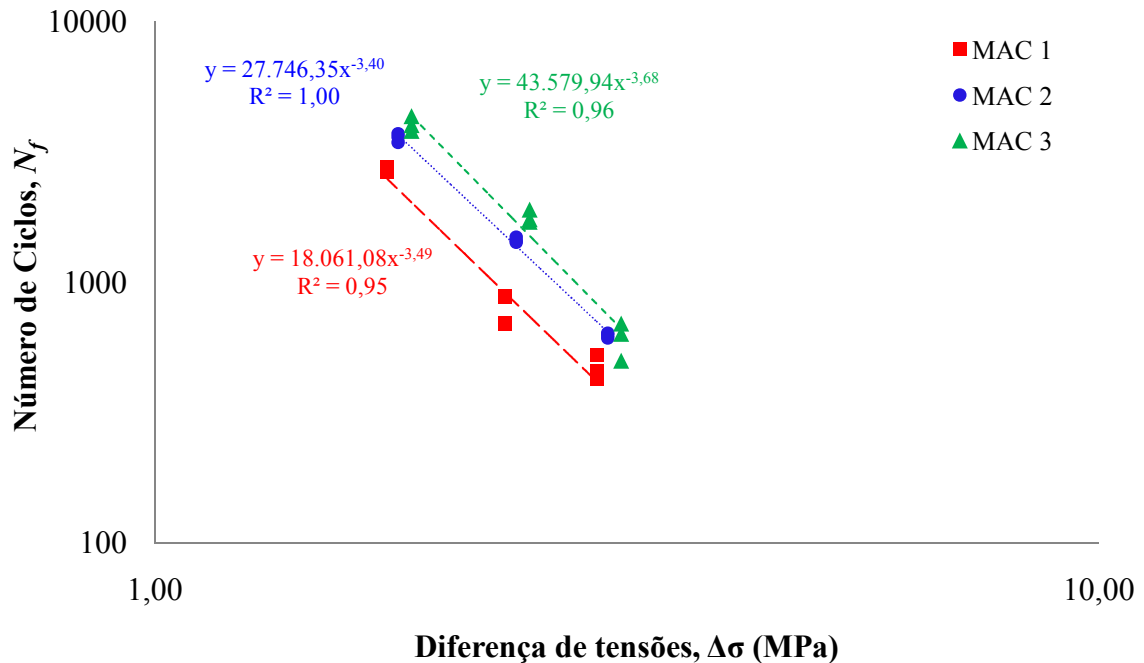
Na última coluna da Tabela 4.1 é apresentada a razão entre os valores de MR e de RT. Mais uma vez as MAC 1 e 2 (com CAPs não modificados) apresentaram resultados semelhantes e a MAC 3 (com CAP modificado por EVA) apresentou valor mais elevado. É desejado que o parâmetro (MR/RT) apresente um valor pequeno, dado que, com frequência, busca-se uma baixa rigidez para evitar elevada absorção de tensões que levem ao trincamento prematuro do revestimento e uma alta resistência à tração, uma vez que a mistura vai resistir mais a esforços de tração. Alguns pesquisadores acreditam que, quanto menor for o valor dessa razão, maior será a vida de fadiga obtida para esse mesmo tipo de mistura asfáltica. A relação, porém, foi concebida para ser utilizada por universidades que na época não dispunham do equipamento para ensaio de MR (sendo necessária uma análise para cada caso particular) (VASCONCELOS, 2004). Porém, este fato não foi verificado por Vasconcelos (2004), que, para as três MACs estudadas, a razão MR/RT variou de 2.400 a 4.400 e não houve a correlação dos valores inferiores com uma conseqüente maior vida de fadiga. As MACs 1 e 3 possuem a mesma granulometria, se diferenciando apenas pelo uso do CAP modificado e, conseqüentemente, pelo teor de ligante (diferença de 0,2%). Portanto, entende-se que de fato houve ganho de rigidez e da resistência à tração do material devido à incorporação do agente modificador. Tal acréscimo de MR e de RT é confirmado na literatura (MOMM e SALINI, 2000; BERTOLLO *et al.*, 2002; ALENCAR, 2009).

4.2.2 Resultados dos ensaios de vida de fadiga

Os ensaios de vida de fadiga conduzidos nas amostras de MACs foram realizados a tensão controlada, com os níveis de tensão de 30, 40 e 50% do valor de RT. Para cada nível de tensão foram ensaiados três CPs. O nível de tensão aqui referido diz respeito à tensão de

tração no centro do CP não danificado submetido à compressão diametral. Os resultados obtidos nos ensaios de vida de fadiga constam na Figura 4.4, em escala logarítmica.

Figura 4.4 – Vida de fadiga das MACs



Os resultados apresentados na Figura 4.4 mostram que a MAC 1 foi a mistura asfáltica que apresentou a menor vida de fadiga e a MAC 3 foi a que apresentou maior vida de fadiga para todas as diferenças de tensões avaliadas. Estas duas misturas possuem o mesmo esqueleto mineral (curva granulométrica e tipo de agregados), sendo diferenciadas apenas pelo tipo de CAP (a MAC 1 foi dosada com CAP convencional e a MAC 3 com CAP modificado). Isto indica que, a adição do agente modificador (EVA) melhorou a resistência da mistura ao dano por fadiga quando o ensaio foi conduzido a tensão controlada. Ao comparar as MACs 1 e 2 (misturas com o mesmo ligante e diferentes esqueletos minerais) observa-se que a MAC 2 é mais resistente ao dano por fadiga para ensaios conduzidos a tensão controlada. Este comportamento indica que o esqueleto mineral da MAC 2 pode ter favorecido a resistência da mistura ao dano por fadiga.

4.2.3 Resultados dos ensaios de módulo dinâmico

Os resultados de módulo dinâmico para os três MACs estudadas são apresentados nas Figuras 4.5, 4.6 e 4.7. Cada figura apresenta os resultados de uma mistura (MACs 1, 2 e

3, respectivamente), a partir dos seguintes diferentes métodos de obtenção do fator de deslocamento (a_i):

Arrhenius

- (1) $C = 10.920\text{K}$ (Franken e Clauwaert, 1988);
- (2) $C = 13.060\text{K}$ (Lytton *et al.*, 1993);
- (3) $C = 7.680\text{K}$ (Jacobs, 1995);
- (4) $C = 12.000\text{K}$ para as MACs 1 e 3 e $C = 11.000\text{K}$ para a MAC 2.

WLF

- (5) $C_1 = 9,5$ e $C_2 = 95$ (Sayegh, 1967);
- (6) $C_1 = 19$ e $C_2 = 92$ (Lytton *et al.*, 1993).

Figura 4.5 – Curvas mestra do $|E^*|$ para a MAC 1, T_{Ref} de $21,1^\circ\text{C}$

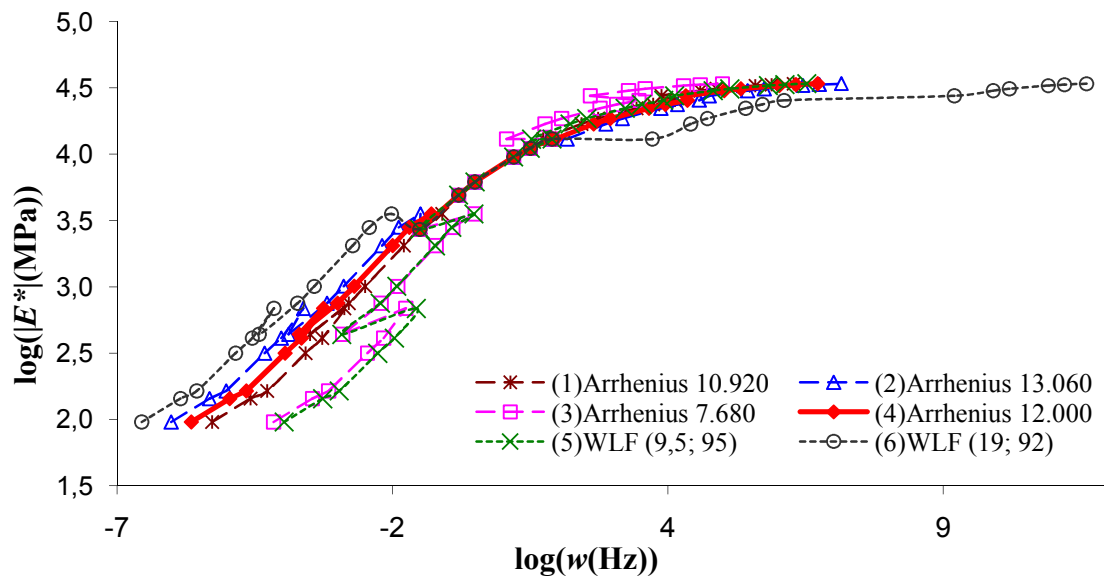
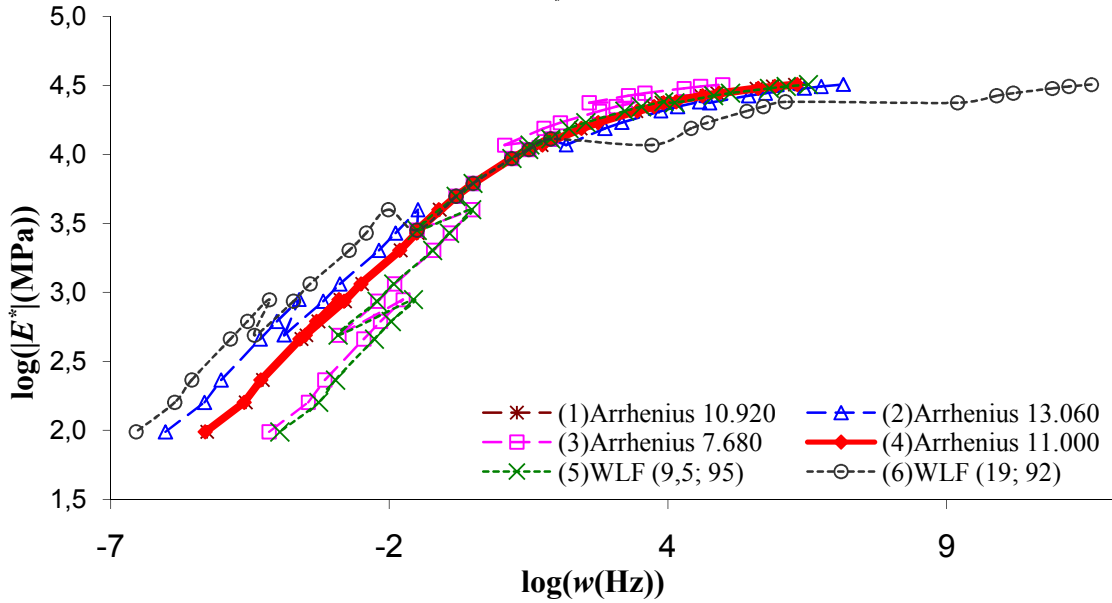
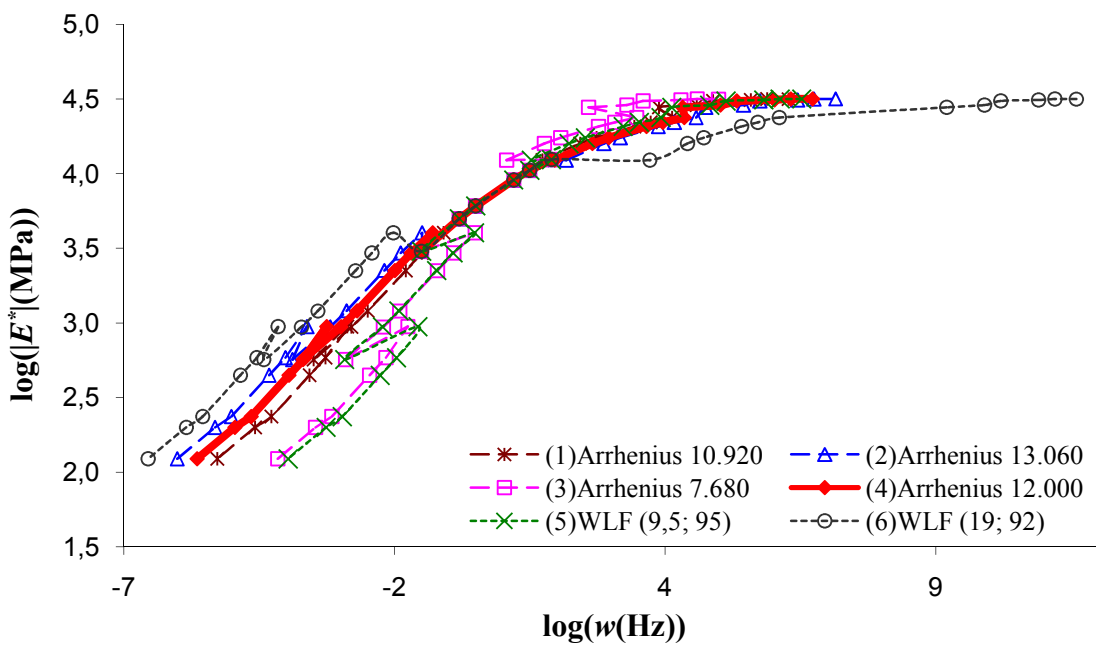


Figura 4.6 – Curvas mestra do $|E^*|$ para a MAC 2, T_{Ref} de 21,1°CFigura 4.7 – Curvas mestra do $|E^*|$ para a MAC 3, T_{Ref} de 21,1°C

É importante salientar que os valores de 12.000K e 11.000K para a constante C foram encontrados a partir da interpolação de dados experimentais. Este procedimento foi feito aplicando-se a equação de Arrhenius aos dados, variando-se valores para C e verificando-se qual valor oferecia o melhor ajuste para cada uma das misturas estudadas. Com isso foi concluído que, o melhor valor para as MACs 1 e 3 foi 12.000K e para a MAC 3 foi 11.000K, como pode ser visto nas Figuras 4.5, 4.6 e 4.7.

Nas Figuras 4.5, 4.6 e 4.7 observa-se que as curvas construídas utilizando a equação de WLF (curvas 5 e 6) apresentam desníveis relevantes que podem ser claramente notados nas frequências elevadas. No caso das curvas construídas utilizando-se a equação de Arrhenius, as curvas 1, 2 e 3 apresentam um ajuste melhor do que as curvas 5 e 6. Porém, elas também possuem desníveis que podem ser melhor observados quando se comparam os dados que antecedem e sucedem a transição entre as frequências altas e baixas (0 a 2Hz). Por outro lado, analisando-se a curva 4 observa-se que, que é contínua e suave, características importantes para curvas mestras de materiais que se encontram na zona linear e que são considerados MTS (materiais termoreologicamente simples). A partir desta constatação, foram construídas as curvas mestras apresentadas na Figura 4.8. Os valores das constantes C estão condizentes com os valores encontrados na literatura (Tabela 2.1) e são apresentados na Tabela 4.2.

Figura 4.8 – Curva mestra do $|E^*|$ para as MACs, T_{Ref} de 21,1°C

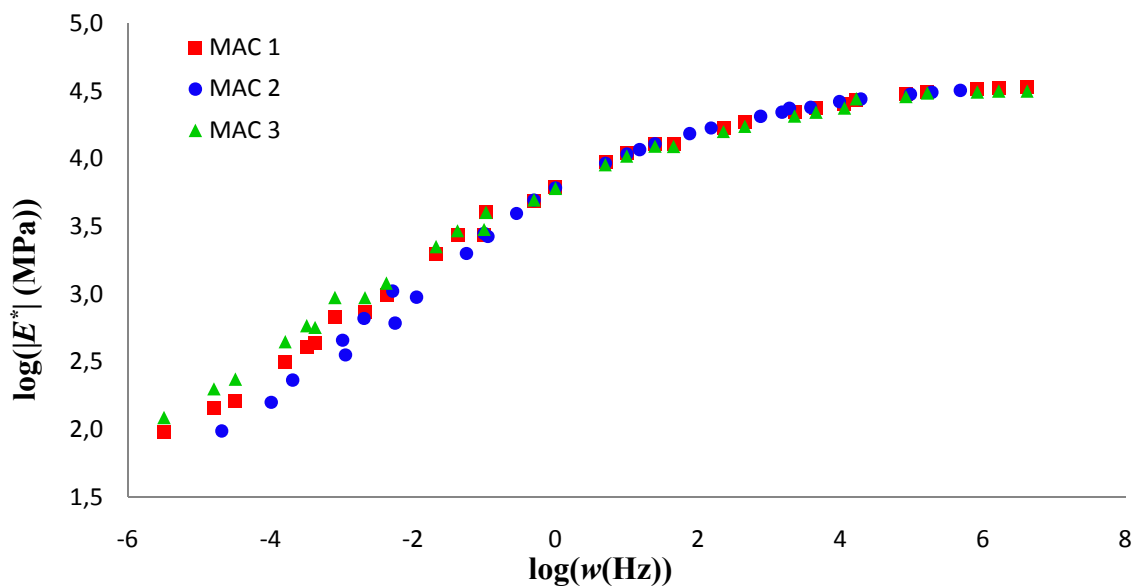


Tabela 4.2 – Constantes C e energias de ativação de fluxo das MACs

MAC	C	E_a (kJ/mol)
1	12.000	229,8
2	11.000	210,6
3	12.000	229,8

Na Figura 4.8 pode-se verificar que para as três MACs o comportamento encontrado nas frequências altas (temperaturas baixas) é o mesmo. Porém, para as frequências baixas (temperaturas altas) observa-se que a MAC 2 é a aquela que apresenta menor $|E^*|$, a MAC 1 apresenta $|E^*|$ intermediário e a MAC 3 é a aquela que apresenta maior $|E^*|$. A

diferença no valor de $|E^*|$ entre as MACs 1 e 3 e a MAC 2 pode ter sido provocada pelo fato de que essas misturas são compostas por diferentes agregados (esqueleto mineral). Já a diferença apresentada entre as MAC 1 e 3 pode ser explicada pelo fato de que a MAC 3 foi dosada com CAP modificado e este, em frequências baixas, possui maior (de duas a quatro vezes) rigidez ($|G^*|$). A diferença na rigidez (módulo dinâmico) entre as escalas (CAP e MAC Figuras Figura 4.2 e Figura 4.8) pode ser atribuída à rigidez dos agregados.

4.3 Resultados das dosagens das MAFs

As MAFs foram obtidas a partir de suas respectivas MACs, e são denominadas da seguinte forma:

- MAF 1: granulometria 1 + CAP convencional;
- MAF 2: granulometria 2 + CAP convencional;
- MAF 3: granulometria 1 + CAP modificado por 4% de EVA.

Nos ensaios realizados para o método de dosagem proposto, foram obtidos, para a massa de CAP retida nos agregados graúdos (em relação à massa total de ligante), os resultados apresentados na terceira coluna da Tabela 4.3. Além disso, são expostas algumas propriedades dos esqueletos minerais estudados. Posteriormente, serão apresentados os resultados de dosagem de MAFs utilizando-se o método proposto por Karki (2010), que faz uso dos resultados apresentadas nas demais colunas da Tabela 4.3.

Tabela 4.3 – Parâmetros utilizados na dosagem das MAFs

Mistura (MAF)	% Agregados Graúdos	% Ligante envolvendo os agregados graúdos	SA_{RET} (m ² /kg)	$G_{sb,Ret}$	$G_{se,Ret}$
1	68,2	43	1,62	2,58	2,66
2	54,2	22	2,88	2,44	2,49
3	68,2	43	1,62	2,58	2,66

Como pode ser visto na Figura 3.3 e na Tabela 4.3, as misturas que utilizam a granulometria 1 contêm maior quantidade de agregados graúdos (68,2% retido na peneira #10) se comparadas à mistura que utiliza a granulometria 2 (54,2%). De maneira geral, os agregados miúdos consomem maior quantidade de ligante quando comparados com os agregados graúdos. Nesse caso, porém, a maior quantidade de agregados graúdos presente na curva granulométrica levou a um maior consumo de ligante na parte graúda da mistura. Isso explica, parcialmente, os resultados apresentados na Tabela 4.4, onde as MAFs 1 e 3 (que

utilizaram a granulometria 1) apresentaram maior teor de ligante envolvendo os agregados graúdos. Outro fator que pode ter influenciado esse resultado são as propriedades físico-químicas dos agregados e dos ligantes (absorção, espessura do filme de ligante, afinidade ligante-agregado e área de superfície específica das frações de agregados).

Tabela 4.4 – Resultados do teor de ligante das MAFs utilizando diferentes métodos

MAF	% CAP / Método				MAC
	1 Proposto	2 Kim <i>et al.</i> (2003)	3 Castelo Branco (2008)	4 Karki (2010)	
1	9,6	8,0	15,5	10,8	5,5
2	8,2	8,0	10,3	5,5	5,0
3	9,8	8,0	16,0	11,5	5,6

É importante notar que, apesar de conter maior volume relativo de agregados graúdos, a granulometria 1 possui agregados graúdos de área de superfície específica média igual a $1,62\text{m}^2/\text{kg}$, ou seja, menor (cerca de 40%) do que aquela relativa aos agregados graúdos da granulometria 2 ($2,88\text{m}^2/\text{kg}$). Essas duas características dessa granulometria contribuem de forma antagônica na retenção de ligante. No caso dos resultados apresentados, a maior percentagem de agregados graúdos prevaleceu sobre a menor área de superfície específica destes, pois a MAF 1 apresentou maior percentual de ligante retido na porção graúda.

De posse dos resultados apresentados na Tabela 4.3, foi possível calcular o teor de ligante presente na parte fina das misturas (MAFs) utilizando as Equações de (39) a (43) do método proposto. Os resultados encontrados para este método, juntamente com os resultados obtidos usando-se os outros métodos avaliados, são apresentados na Tabela 4.4.

A partir dos resultados encontrados através da utilização do método proposto (Método 1) apresentados na Tabela 4.4, pode-se verificar que as MAFs 1 e 3, que utilizam a granulometria 1, apresentaram resultados de teor de ligante semelhantes. Um fator interessante a ser observado é que a mesma diferença no teor de ligante (0,2%) também foi encontrada na MAC (Tabela 3.5). Com isso, pode-se concluir que a modificação do ligante asfáltico com o copolímero EVA não influenciou os resultados do método de dosagem de MAFs proposto neste trabalho.

Ao comparar os resultados encontrados para as MAFs 1 e 3 com aqueles encontrados para a MAF 2, observa-se que a MAF 2 apresentou teor de ligante cerca de 15% inferior. Isso já era esperado, pois essa MAF representa uma MAC também com menor teor de ligante (Tabela 3.5). Isso mostra que o método proposto, diferente do Método 2 (KIM *et*

al., 2003), é sensível às variações no teor de ligante na mistura completa. Outro ponto importante é o fato de que a consideração da real quantidade de ligante retida nos agregados graúdos (Método 1) reduz bastante o teor de ligante na MAF em relação a não consideração (Método 3), apresentando diferença considerável (em alguns casos mais do que 6% de CAP a menos) no teor de ligante a ser utilizado no projeto de MAFs.

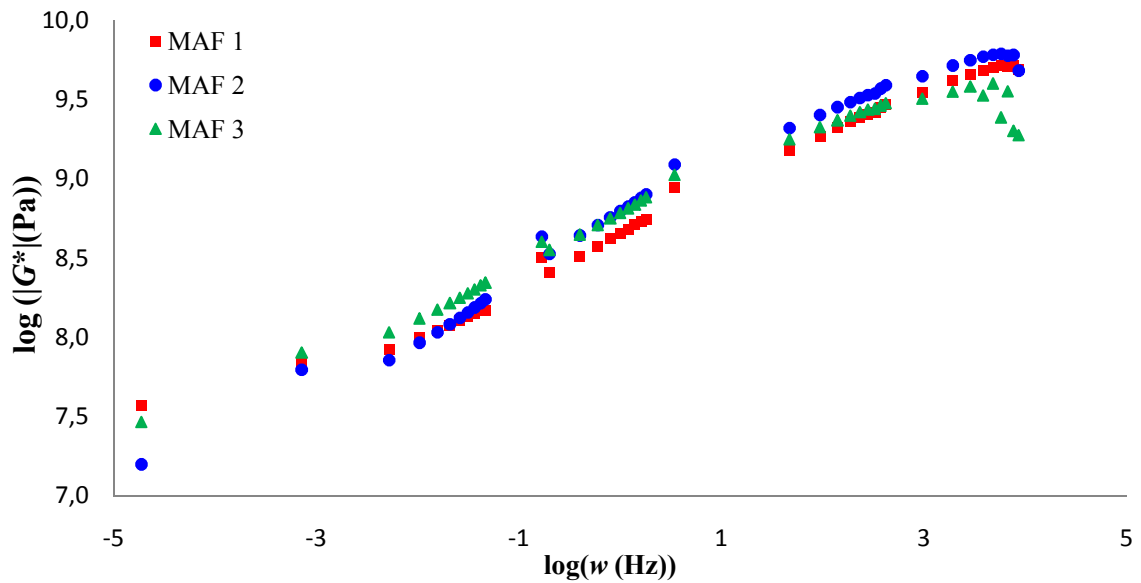
Ao comparar os resultados dos Métodos 3 (que leva em consideração toda a massa de ligante da MAC incorporada à MAF) e 4, para as diferentes misturas, percebe-se que a tendência na diferença entre os teores de ligante das MAFs encontrados para os dois métodos é similar: 4,7%, 4,8% e 4,5% para as MAFs 1, 2 e 3, respectivamente. Dessa forma, entende-se que, para as misturas estudadas, o teor de ligante das MACs originais governou o teor de ligante das MAFs dosadas segundo esses dois métodos.

4.4 Ensaio de caracterização do comportamento viscoelástico linear para as MAFs

As curvas mestras de módulo dinâmico para as três MAFs estão apresentadas na Figura 4.9. As curvas do módulo dinâmico mostram que as MAFs 1 e 2 (mesmo CAP e diferente composição de agregados) apesar de possuírem rigidezes semelhantes, apresentam comportamentos distintos. Em altas frequências, a MAF 2 possui uma rigidez levemente maior (25% maior) se comparada a MAF 1 e esse comportamento se inverte para as frequências baixas. Esta mudança de comportamento pode ser explicada pelo fato de que, em altas temperaturas, o esqueleto pétreo apresenta maior influência na rigidez da mistura se comparado ao CAP.

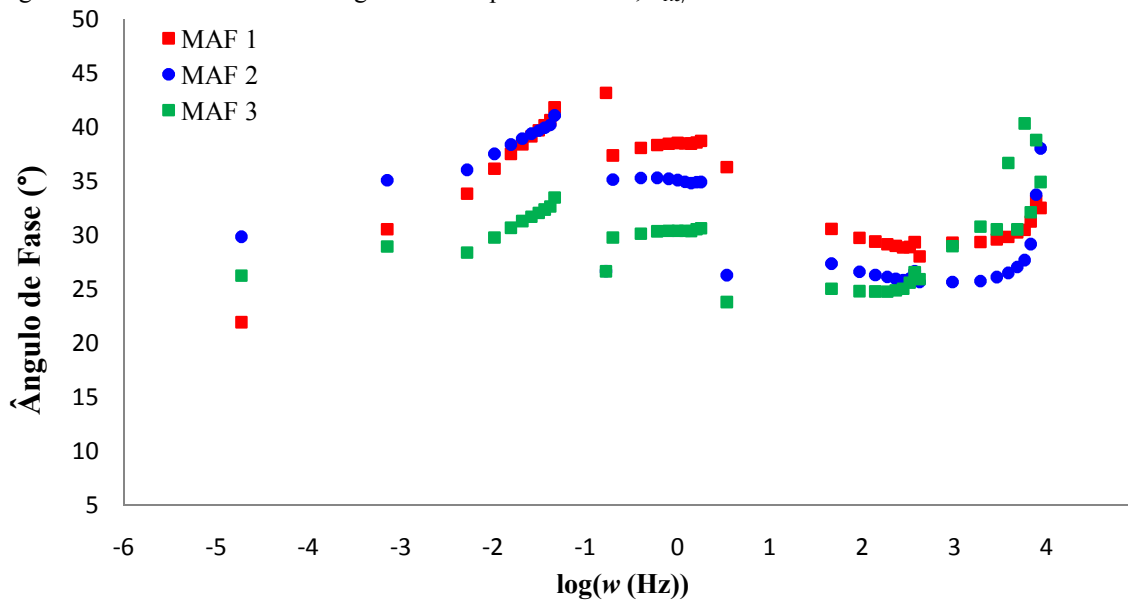
Ao comparar as MAFs 1 e 3, pode-se observar que, a MAF 3 possui rigidez maior nas frequências baixas e intermediárias. Este comportamento pode ser justificado pelo uso do CAP modificado com EVA (MAF 3) que é mais rígido se comparado ao CAP convencional (MAF 1) em frequências baixas e intermediárias. Nas frequências altas, as MAFs 1 e 3 apresentam resultados semelhantes, o mesmo ocorre com a rigidez de seus respectivos CAPs.

Figura 4.9 – Curva mestra do $|G^*|$ para as MAFs, T_{Ref} de 25°C



A Figura 4.10 mostra que os resultados encontrados para o parâmetro ângulo de fase possuem maior dispersão dos dados experimentais se estas curvas forem comparadas aquelas encontradas para o módulo dinâmico e, como pode ser visto, isto é mais acentuado em frequências baixas (principalmente para 0,01Hz). Assim, acredita-se que, não se trata de uma característica do material e sim de uma limitação do método/equipamento (combinação frequência/tensão).

Figura 4.10 – Curva mestra do ângulo de fase para os CAPs, T_{Ref} de 25°C



Outro fato importante que pode ser observado é que, nas curvas de módulo dinâmico (Figura 4.9) e de ângulo de fase (Figura 4.10), existem intervalos de frequência que possuem poucos dados experimentais ($\log(\omega)$ entre -3 e -2 e entre 1 e 2). Estes intervalos, com poucos dados, acabam gerando descontinuidades nas curvas e podem levar a erros de interpretação. Estas descontinuidades poderiam ter sido evitadas se o ensaio tivesse sido realizado com um maior número de temperaturas (e menor intervalo entre as temperaturas).

Pode-se observar na Figura 4.10 que, a MAF 3 (com CAP modificado) apresenta menor ângulo de fase (comportamento mais elástico) se comparada as MACs 1 e 2 (com CAP convencional) nas frequências baixas e intermediárias (temperaturas altas e intermediárias). Este comportamento mostra que, a adição do polímero EVA fez com que a elasticidade da mistura aumentasse nas temperaturas altas e intermediárias (frequências baixas e intermediárias), o que pode indicar uma mistura que tende a ser mais resistente à deformação permanente.

As curvas mestras geradas com os resultados dos ângulos de fase mostram ainda que, as MAFs 1 e 2 possuem comportamento semelhante nas frequências baixas (temperaturas altas), porém, nas frequências intermediárias e altas a MAF 2 apresenta comportamento menos elástico se comparada a MAF 1. Esta diferença de comportamento é causada pela diferença existente nos esqueletos minerais (Figura 3.3) das MAFs 1 e 2 e nos seus respectivos teores de ligante (Tabela 4.4).

4.5 Resultados da caracterização do dano por fadiga em MAFs

O primeiro ponto a ser analisado nesta seção é a temperatura que os ensaios puderam ser realizados. Por questões práticas de comparação de resultados, os ensaios de varredura de tempo e de varredura linear de deformação devem ser realizados na mesma temperatura. De acordo com Johnson (2010), para CAPs, a temperatura para o ensaio de varredura linear de deformação deve ser aquela em que o parâmetro $|G^*| \sin(\delta) = 5 \text{ MPa}$ (limite da especificação Superpave para ligantes). Neste caso, para os dois tipos de CAP utilizados neste trabalho, a temperatura ideal seria de 15°C, como pode ser visto na Tabela 4.5 (resultados obtidos na seção 4.1.2). Este resultado indica que, a adição do polímero EVA aparentemente não influenciou na escolha da temperatura.

Tabela 4.5 – Análise da temperatura do ensaio de fadiga

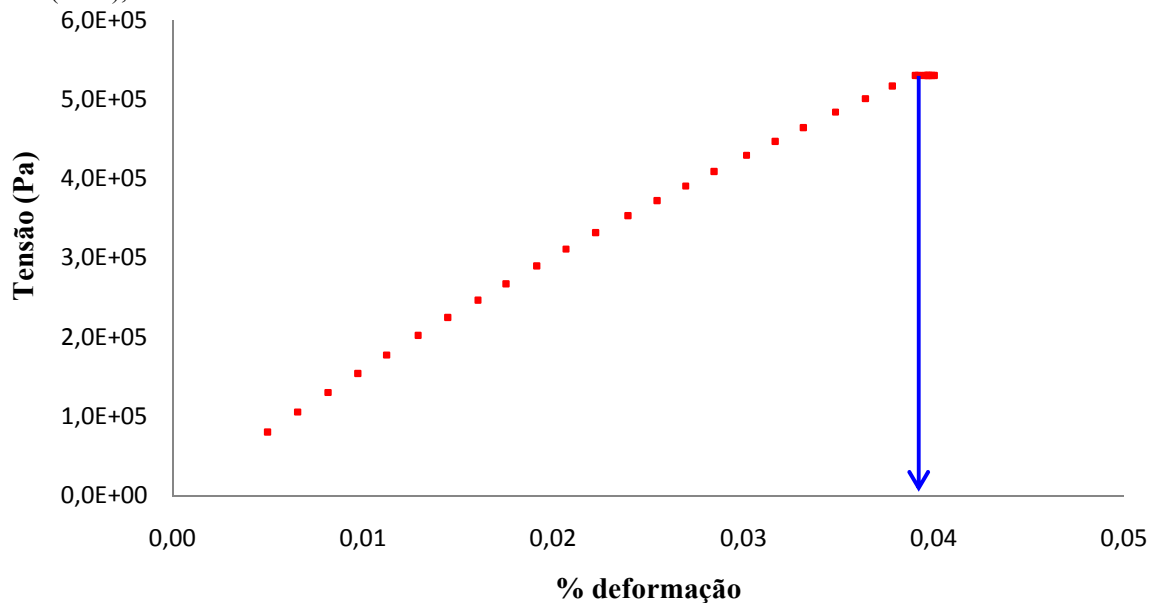
CAP	$ G^* \sin(\delta)$ (MPa)	Temperatura (°C)
50/70	4,9	15
50/70 + EVA	4,8	15

Uma vez definida a temperatura de ensaio, foram realizados ensaios de varredura linear de deformação e os resultados estão apresentados na próxima seção. Todos os resultados obtidos a partir de ensaios realizados para a caracterização do dano por fadiga em MAFs foram obtidos através da média de pelo menos três resultados referentes a amostras distintas.

4.5.1 Resultados dos ensaios de fadiga: varredura linear de deformação a 15°C

O passo inicial para a utilização dos ensaios de varredura linear de deformação a 15°C foi definir a amplitude de deformação máxima que o reômetro é capaz de aplicar nas amostras de MAFs. Sabe-se que a tensão máxima aplicada pelo reômetro nesta geometria de amostra é de $5,31 \times 10^5$ Pa. Para definir a amplitude máxima de deformação foram realizados pré-testes no DSR, onde foi realizado um ensaio de varredura linear de deformação com 30 amplitudes variando de 0,0065% a 0,05% (15°C e 10Hz) (Figura 4.11).

Figura 4.11 – Resultado do pré-teste para a definição da amplitude de deformação máxima aplicada pelo DSR (15°C), MAF 1



A Figura 4.11 mostra que a amplitude de deformação máxima que o DSR pode aplicar na MAF 1 (MAF que apresenta menor rigidez – mais deformável) nas condições de

ensaio (15°C e 10Hz) é de 0,04%. Uma vez definida a amplitude máxima de deformação foram realizados os ensaios de varredura linear de deformação até esta amplitude específica.

Inicialmente, por se tratar de uma nova abordagem para a análise de fadiga em MAFs, os ensaios foram realizados de forma semelhante à proposta por Hintz *et al.* (2011). Antes de cada ensaio de varredura linear de deformação foi realizado um ensaio de varredura de frequência a deformação controlada (0,0065%) na temperatura de 15°C e com frequências variando de 0,02 a 30Hz. Nos ensaios de varredura linear de deformação foram aplicadas 30 amplitudes de deformação, variando de 0,0065 a 0,04% (150 ciclos de aplicação de carga por amplitude), na frequência de 10Hz e com temperatura de ensaio de 15°C. Os resultados destes testes estão apresentados na Tabela 4.6.

Tabela 4.6 – Resultados dos ensaios de varredura linear de deformação na temperatura de 15°C, MAF 1

Número de Amplitudes de Deformação	$ G^* _{Inicial}$ (MPa)	$ G^* _{Final}$ (MPa)	% Perda de $ G^* $	Tempo de Ensaio (min)
30	2,4	1,8	25	7,5
150	2,2	1,7	24	37,5
300	2,5	1,6	36	75,0
600	2,2	1,4	36	150,0
1.200	2,6	1,7	36	300,0

Como pode ser visto na Tabela 4.6, ao aplicar-se 30 amplitudes de deformação não foi possível atingir o critério de ruptura para o ensaio conduzido a deformação controlada (perda de 50% da rigidez inicial). Por não ter atingido o critério de ruptura, a metodologia proposta por Hintz *et al.* (2010) para CAPs não pôde ser replicada diretamente para a avaliação do comportamento de MAFs.

Para tentar ajustar a metodologia para a análise de MAFs foram realizados ensaios de varredura linear de deformação com maior quantidade de amplitudes (150, 300, 600 e 1.200 amplitudes). O objetivo principal, em aumentar a quantidade de amplitudes de deformação, foi tentar causar maior dano no material conhecendo-se as limitações do equipamento com relação ao valor máximo de amplitude de deformação que poderia ser aplicado. Os resultados destas análises estão apresentados na Tabela 4.6 e mostram que, mesmo aplicando-se 1.200 amplitudes de deformação (300min de ensaio) com amplitudes variando de 0,0065 a 0,04% não foi possível atingir o critério de ruptura do material. Além disso, pode ser observado que, para 300, 600 e 1.200 aplicações de amplitudes de deformação não houve variação na perda de rigidez (houve uma estabilização em 36% de perda de rigidez). Com isso, pode ser constatado que, não é possível atingir o objetivo do ensaio de

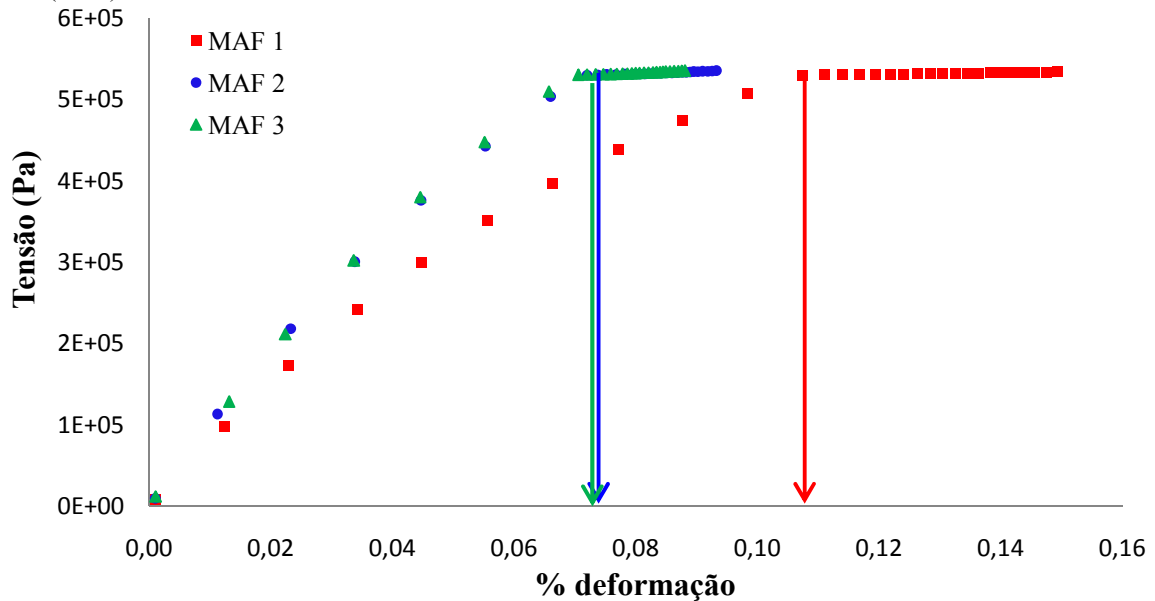
varredura linear de deformação para a MAF analisada nestas condições de ensaio e utilizando o DSR disponível para a realização deste trabalho.

Com o objetivo de dar continuidade à pesquisa, foi estabelecida uma nova temperatura de ensaio, temperatura essa deveria ser maior do que 15°C para tornar as MAFs menos rígidas e, conseqüentemente, mais deformáveis. Apesar de saber que, em temperaturas intermediárias pode ocorrer deformação permanente e este comportamento pode dificultar a análise e a caracterização do dano por fadiga, a temperatura de ensaio estabelecida foi de 25°C e esta foi escolhida levando em consideração outros trabalhos relativos à análise de fadiga em MAFs presentes na literatura (KIM *et al.*, 2003; CASTELO BRANCO, 2008). Na temperatura de 25°C, os valores do parâmetro $|G^*|sen(\delta)$ para o CAP convencional e o modificado são, respectivamente, 3,3MPa e 3,2MPa.

4.5.2 Resultados dos ensaios de fadiga: varredura linear de deformação a 25°C

Da mesma forma que foi realizado para os ensaios conduzidos a 15°C, o primeiro passo para a execução dos ensaios de varredura linear de deformação a 25°C foi definir a amplitude de deformação máxima que o reômetro é capaz de aplicar para as amostras a serem avaliadas. Para definir esta amplitude, foram realizados pré-testes com 30 amplitudes variando-se as amplitudes de deformação de 0,0065 a 0,3% (com 150 ciclos de aplicação de carga por amplitude). Este pré-teste foi realizado para as três MAFs estudadas e os resultados são apresentados na Figura 4.12.

Figura 4.12 – Resultado do pré-teste para a definição da amplitude de deformação máxima aplicada pelo DSR (25°C)



Na Figura 4.12 é possível perceber que, as MAFs 2 e 3 apresentam menor deformação máxima atingida. Esta resposta já era esperada, dado que estas duas MAFs são mais rígidas se comparadas à MAF 1. Com isso, a amplitude de deformação máxima para o ensaio de varredura linear de deformação a 25°C foi determinada pelos testes realizados nas MAFs 2 e 3 (MAFs que apresentam maior rigidez – menos deformáveis) e é de, aproximadamente, 0,08%. Uma vez definida a amplitude máxima de deformação foram realizados os ensaios de varredura linear de deformação.

Os ensaios foram divididos em duas etapas: (i) ensaio de varredura de frequência a deformação controlada (0,0065%) na temperatura de 25°C e com frequências variando de 0,02 a 30Hz; (ii) ensaio de varredura linear de deformação com aplicação de 30 amplitudes de deformação, variando de 0,0065 a 0,08% (150 ciclos de aplicação de carga por amplitude), na frequência de 10Hz e na temperatura de 25°C. Os resultados destes testes estão apresentados na Tabela 4.7. Inicialmente este ensaio foi realizado apenas para a mistura de referência (MAF 1). Como pode ser visto na Tabela 4.7, não foi possível atingir o critério de ruptura do material (perda de 50% da rigidez) aplicando-se apenas 30 amplitudes de deformação. Para atingir o critério de ruptura do material o ensaio de varredura linear de deformação foi repetido alterando-se apenas o número de amplitudes de deformação de 30 para 150. Os resultados também estão apresentados na Tabela 4.7 e mostram que, com o uso de 150 aplicações de amplitudes de deformação, foi possível atingir o critério de ruptura do material.

Tabela 4.7 – Resultados dos ensaios de varredura linear de deformação na temperatura de 25°C, MAF 1

Número de Amplitudes	$ G^* _{Inicial}$ (MPa)	$ G^* _{Final}$ (MPa)	% Perda de $ G^* $	Tempo de Ensaio (min)
30	1,11	0,66	40	7,5
150	1,14	0,47	59	37,5

Assim, ficou definido que, para as MAFs estudadas no presente trabalho o ensaio de varredura linear de formação foi realizado da seguinte maneira: (i) ensaio de varredura de frequência a deformação controlada (0,0065%) na temperatura de 25°C e com frequências variando de 0,02 a 30Hz; (ii) ensaio de varredura linear de deformação com aplicação de 150 amplitudes de deformação, variando de 0,0065 a 0,08% (150 ciclos de aplicação de carga por amplitude), na frequência de 10Hz e com a temperatura de ensaio de 25°C. Seguindo esta metodologia foram realizadas as análises das três MAFs estudadas e os resultados são apresentados na Tabela 4.8.

Tabela 4.8 – Resultados dos ensaios de varredura linear de deformação a 25°C

MAF	Número de Amplitudes	$ G^* _{Inicial}$ (MPa)	$ G^* _{Final}$ (MPa)	% Perda de $ G^* $
1	150	1,14	0,47	59
2		1,58	0,76	52
3		1,45	0,69	52

A Tabela 4.8 mostra que, o valor de $|G^*|$ da zona viscoelástica linear a 25°C e com frequência de aplicação de carga de 10Hz variou de 1,14 a 1,58MPa. Karki (2010) apresentou valores entre 0,8 e 1,2MPa, ou seja, os valores encontrados neste trabalho apresentam a mesma ordem de grandeza de valores encontrados na literatura. A Tabela 4.8 mostra ainda que, todas as MAFs atingiram o critério de ruptura, o que indica que a metodologia aplicada pode ser analisada utilizando o conceito de VECD. Com isso, foi dado prosseguimento à metodologia de análise. O primeiro passo desta metodologia é o cálculo do parâmetro $\alpha = 1 + \frac{1}{m}$ (como indicado por Johnson (2010)), onde m é a inclinação da curva de $\log[G'(w)]$ versus $\log(w)$. Os resultados destas análises estão apresentados na Figura 4.13 e na Tabela 4.9.

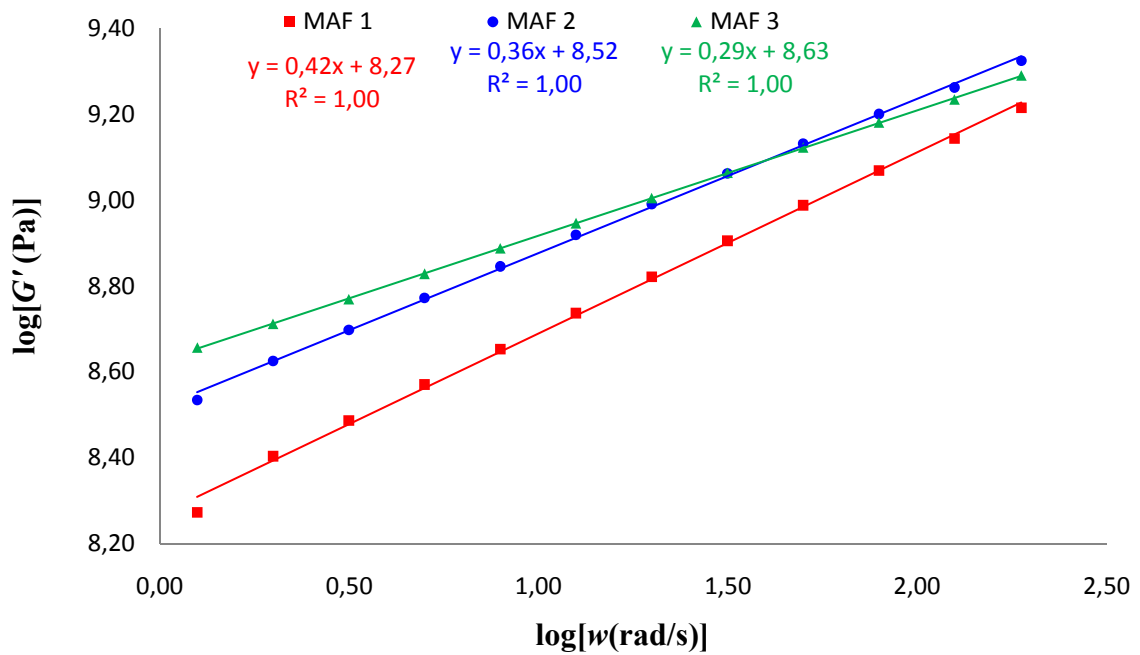
Figura 4.13 – Curvas para o cálculo de m 

Tabela 4.9 – Valores dos coeficientes para análise utilizando o modelo VECD

MAF	C_0	C_1	C_2	m	α
1	785,00	236,89	0,30	0,42	3,37
2	887,50	253,18	0,37	0,36	3,78
3	725,67	233,16	0,36	0,29	4,43

O coeficiente α tem relação inversamente proporcional à taxa de relaxação do material (m) (quanto maior α menos o material deve relaxar). Os valores de α apresentados na Tabela 4.9 mostram que a MAF 1 possui maior relaxação, enquanto que a MAF 3 possui menor relaxação. Ao comparar os valores de α obtidos para as MAFs com os resultados obtidos por Johnson (2010) e Hintz *et al.* (2011) para os CAPs (valor de α entre 2,39 e 2,42), pode-se concluir que, os CAPs apresentam maior relaxação comparadas as MAFs, como era de se esperar. Após ser determinado o valor de α , foi estimado o valor de C_0 (Equação (24)). O valor de C_0 deve ser tal que a curva $\log(C_0 - |G^*| \text{sen} \delta)$ versus $\log[D(t)]$ seja uma reta com o R^2 o mais próximo de 1,00 possível (Figuras 4.14, 4.15 e 4.16). Vale salientar que, a determinação de um valor de C_0 apropriado é importante para o ajuste do modelo. Caso o valor de C_0 seja superestimado ou subestimado não serão encontrados bons resultados.

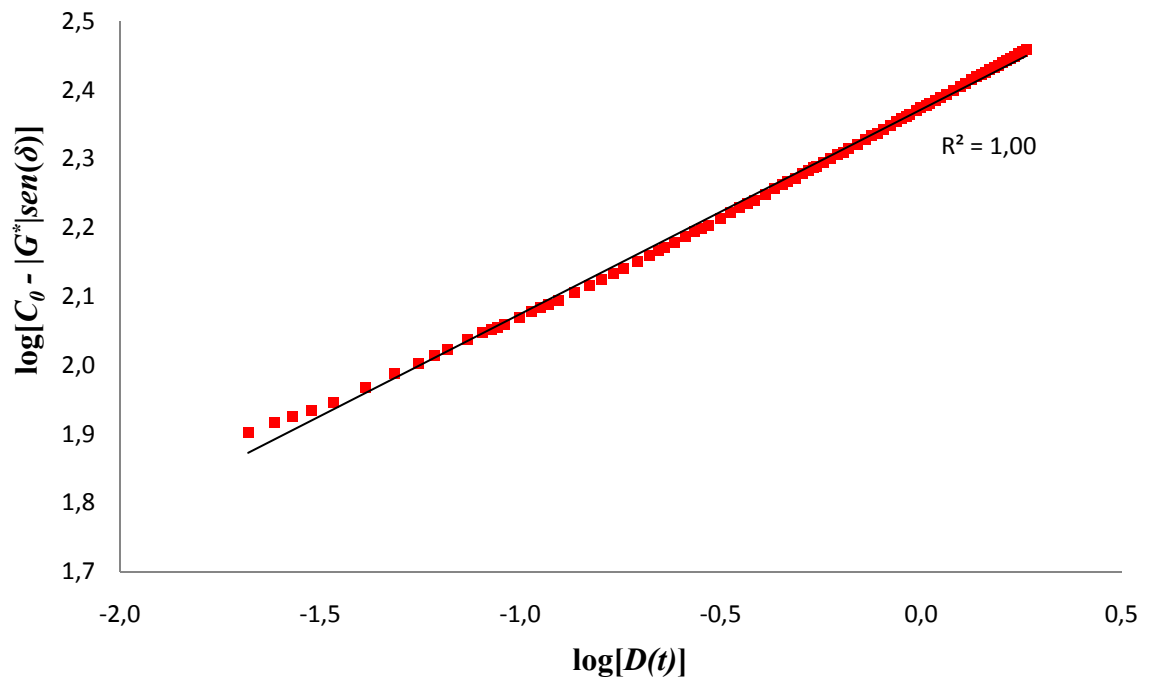
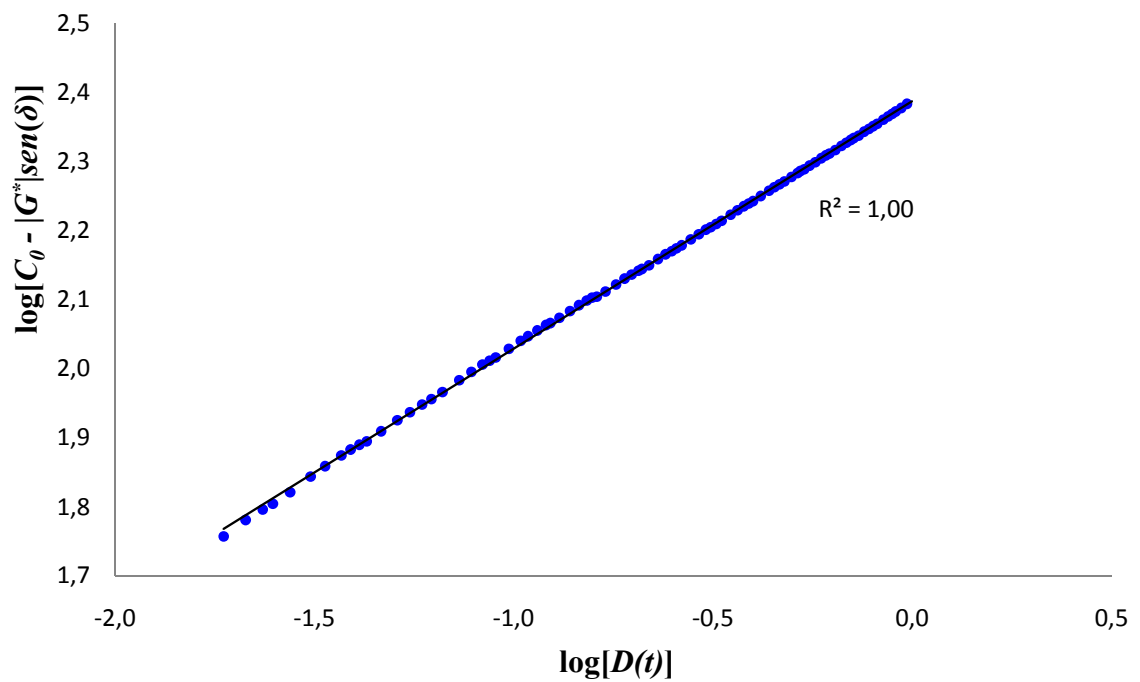
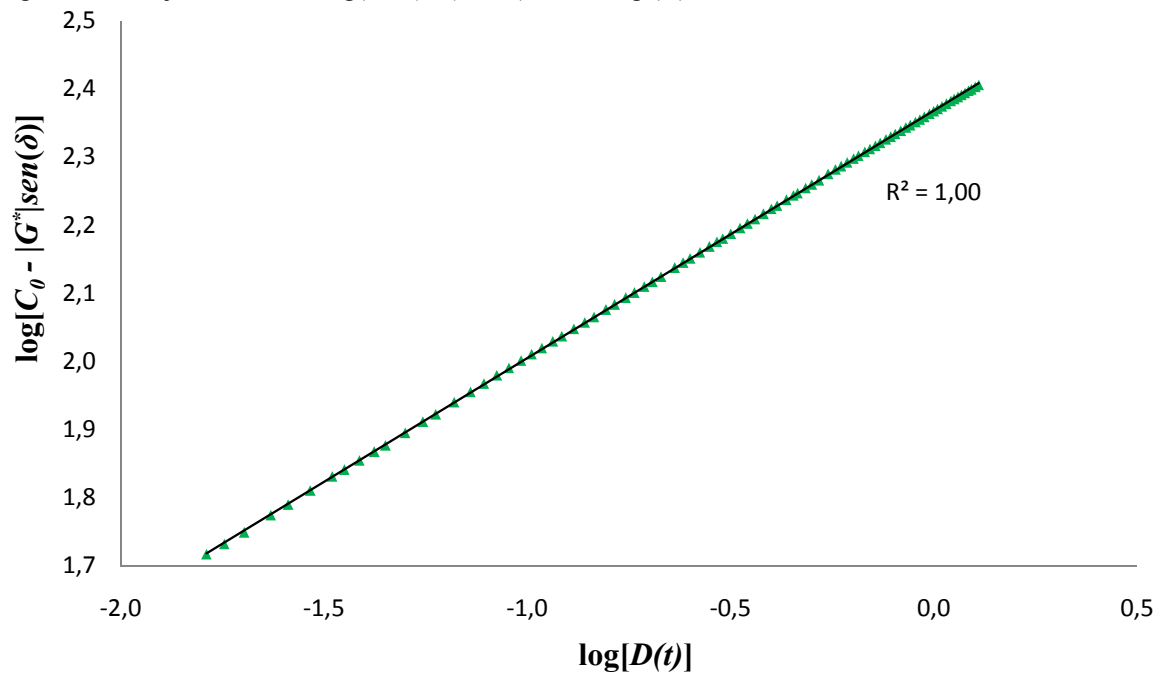
Figura 4.14 – Ajuste linear de $\log(C_0 - |G^*| \text{sen } \delta)$ versus $\log(D)$ – MAF 1Figura 4.15 – Ajuste linear de $\log(C_0 - |G^*| \text{sen } \delta)$ versus $\log(D)$ – MAF 2

Figura 4.16 – Ajuste linear de $\log(C_0 - |G^*| \text{sen } \delta)$ versus $\log(D)$ – MAF 3



As Figuras 4.14, 4.15 e 4.16 mostram que, para todas as MAFs foram utilizados valores de C_0 adequados ($R^2=1,00$). Estes valores estão listados na Tabela 4.9, assim como os valores de C_1 e de C_2 que foram calculados a partir do ajuste da equação do modelo de dano (Equação (24)). As curvas de comparação dos dados experimentais com os dados obtidos a partir do modelo de dano descrito anteriormente são apresentadas nas Figuras 4.17, 4.18 e 4.19.

Figura 4.17 – Comparação dos dados experimentais com os dados obtidos pela análise utilizando o modelo VECD – MAF 1

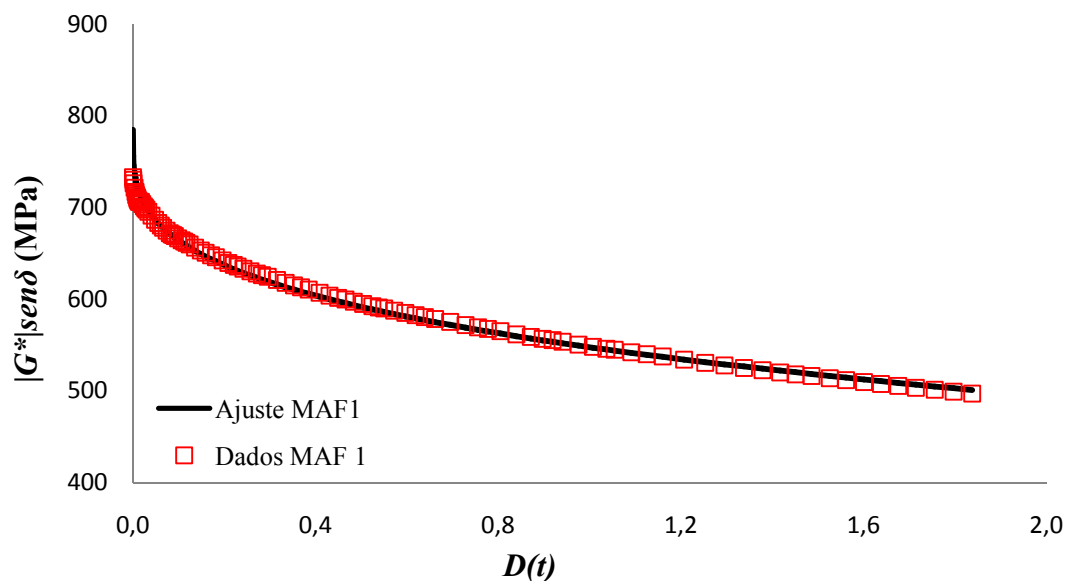


Figura 4.18 – Comparação dos dados experimentais com os dados obtidos pela análise utilizando o modelo VECD – MAF 2

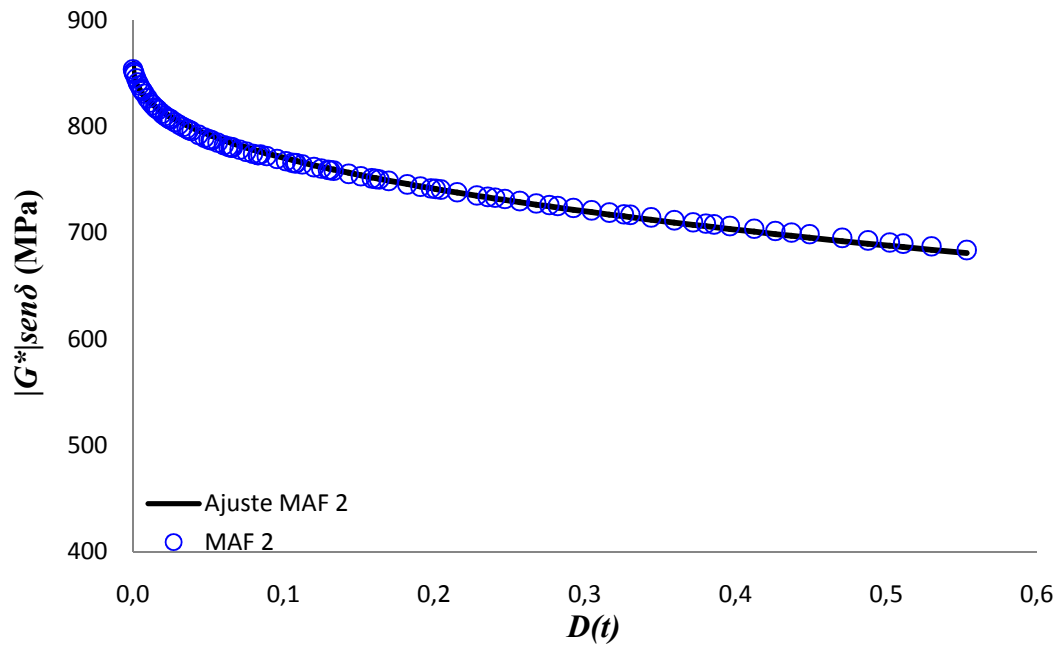
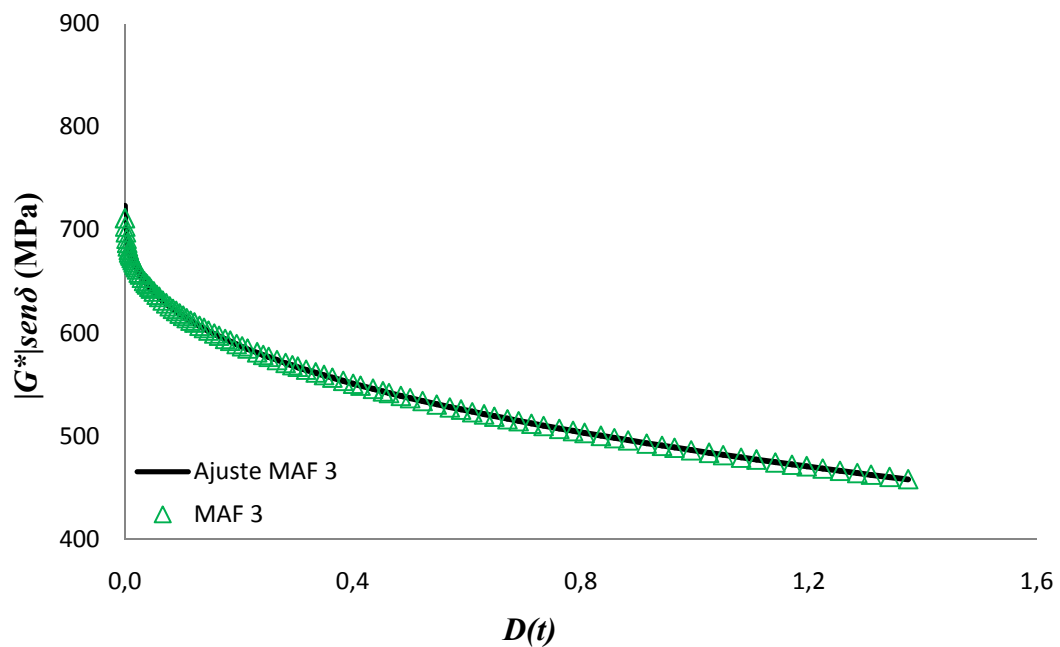


Figura 4.19 – Comparação dos dados experimentais com os dados obtidos pela análise utilizando o modelo VECD – MAF 3



Como pode ser visto nas Figuras 4.17, 4.18 e 4.19, o modelo utilizado para a análise de dano por fadiga em MAFs resultou em curvas semelhantes (sobrepostas) às curvas geradas pelos dados experimentais. Isto indica que o modelo apresentou bom ajuste da curva

característica de dano para as três MAFs estudadas no presente trabalho. De posse dos valores de C_0 , C_1 e C_2 foram calculados os parâmetros A e B , a partir das Equações (27) e (28) (Tabela 4.10).

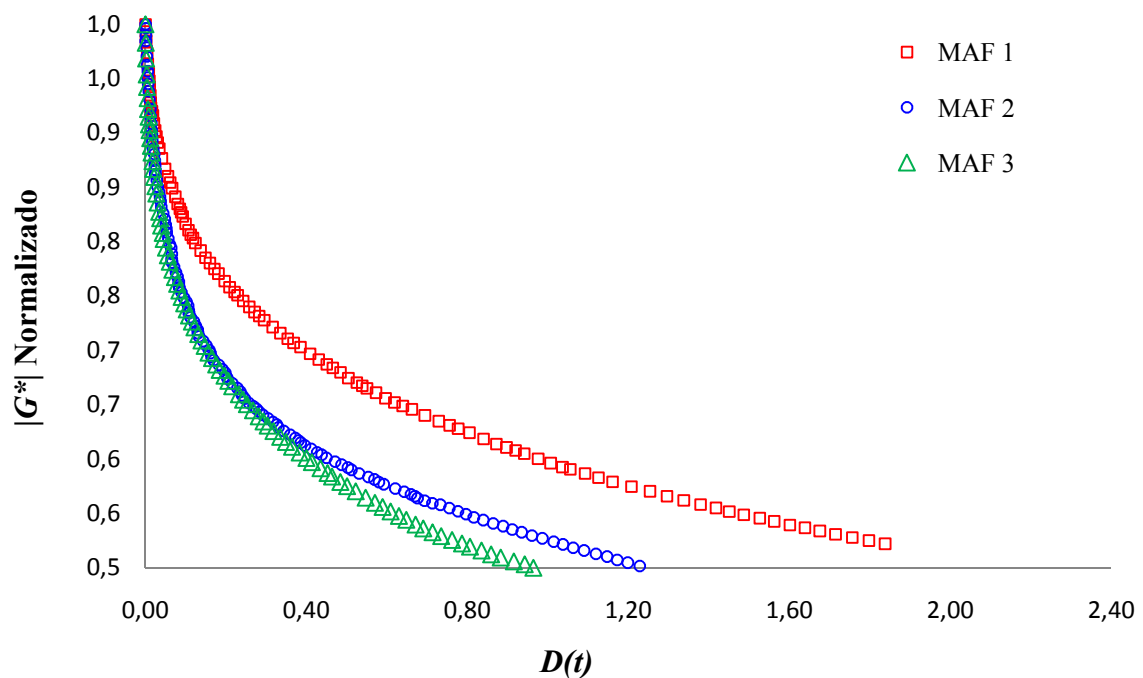
Tabela 4.10 – Parâmetros de fadiga do ensaio de varredura linear de deformação e vida de fadiga (N_f) prevista

MAF	A	B	γ_0 (%)	N_f
1	4,02E-17	-6,73	0,043	$9,77 \times 10^5$
2	2,04E-20	-7,56	0,043	$2,78 \times 10^5$
3	3,17E-25	-8,85	0,043	$2,55 \times 10^5$

Com os valores de A e B é possível estimar o número de ciclos (N_f) de carregamento necessários para a ruptura (perda de 50% da rigidez) do material para qualquer amplitude de deformação (γ_0) (Equação (29)). Com isso, considerando a amplitude de deformação de 0,043% (amplitude a ser utilizada no ensaio de varredura de tempo a deformação controlada), foram calculados os N_f das MAFs 1, 2 e 3 (Tabela 4.10).

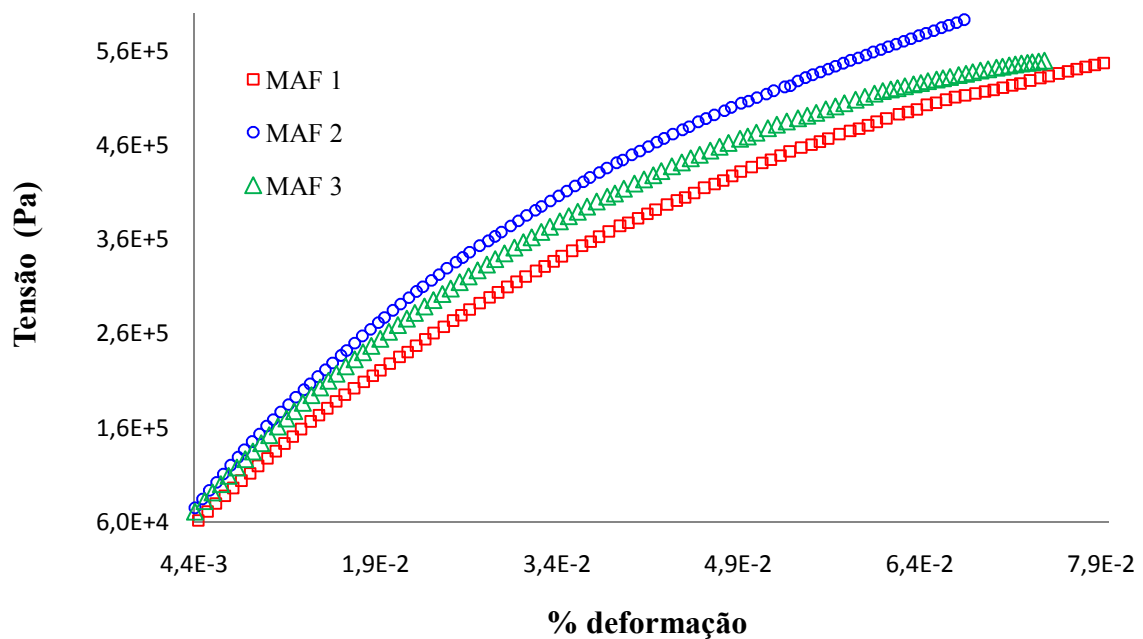
Os resultados de N_f apresentados na Tabela 4.10 mostram que, dentre as MAFs estudadas, a MAF 1 é a que possui maior resistência à fadiga (N_f), mais do que três vezes superior se comparada às outras MAFs. As MAFs 2 e 3 possuem resistência à fadiga semelhantes, sendo a MAF 2 um pouco (diferença de 8% no valor de N_f) mais resistente.

Figura 4.20 – Comparação dos dados experimentais para as MAFs 1, 2 e 3



A Figura 4.20 apresenta as curvas de acúmulo de dano $[D(t)]$ versus $|G^*|$ normalizado. Em teoria, a relação apresentada na Figura 4.20 representa a capacidade do material de resistir ao dano. De acordo com a Figura 4.20, as MAFs 2 e 3 apresentam maior perda de rigidez ($|G^*|$) com o acúmulo de dano se comparadas à MAF 1. Este comportamento já era esperado, tendo em vista que a MAF 1 apresentou maior resistência ao dano por fadiga. Na Figura 4.21 estão representadas as curvas de tensão versus deformação para o ensaio de varredura linear de deformação. Pode-se verificar que, à medida que a deformação aumenta é necessária uma menor variação de tensão (diferença entre tensão atual e tensão anterior) para causar a mesma variação de deformação (diferença entre deformação atual e deformação anterior) no material. Este comportamento indica que, o material está se tornando mais deformável devido ao acúmulo de dano por fadiga. Caso o DSR utilizado neste estudo fosse capaz de aplicar maiores níveis de tensão, estas curvas iriam atingir um pico de tensão e depois apresentariam uma diminuição neste valor máximo.

Figura 4.21 – Diagrama de tensão versus deformação para o ensaio de varredura linear de deformação



4.5.3 Resultados dos ensaios de fadiga: varredura de tempo a 25°C

Os ensaios de varredura de tempo em MAFs foram realizados com frequência de carregamento de 10Hz, temperatura de 25°C e, no caso dos ensaios conduzidos a tensão controlada, com amplitude de tensão de $4,42 \times 10^5$ Pa ou, no caso dos testes conduzidos a

deformação controlada, com amplitude de deformação de 0,043%. Os valores de tensão e de deformação utilizados nos ensaios de varredura de tempo foram escolhidos empiricamente de forma que fosse respeitado o limite de aplicação de torque do DSR e que se conseguisse provocar dano por fadiga considerável (a ponto do material atingir o critério de ruptura) nas MAFs. Foi estipulado que, para este estudo, os ensaios de varredura de tempo teriam duração máxima de 24h ou até atingir o critério de ruptura adotado para o material (50% de perda de $|G^*|$ para os ensaios conduzidos a deformação controlada e ruptura completa para os ensaios conduzidos a tensão controlada). Os resultados encontrados para esses ensaios podem ser vistos nas Tabelas 4.11 (deformação controlada) e 4.12 (tensão controlada) e na Figura 4.22.

Tabela 4.11 – Resultados dos ensaios de varredura de tempo conduzidos a deformação controlada

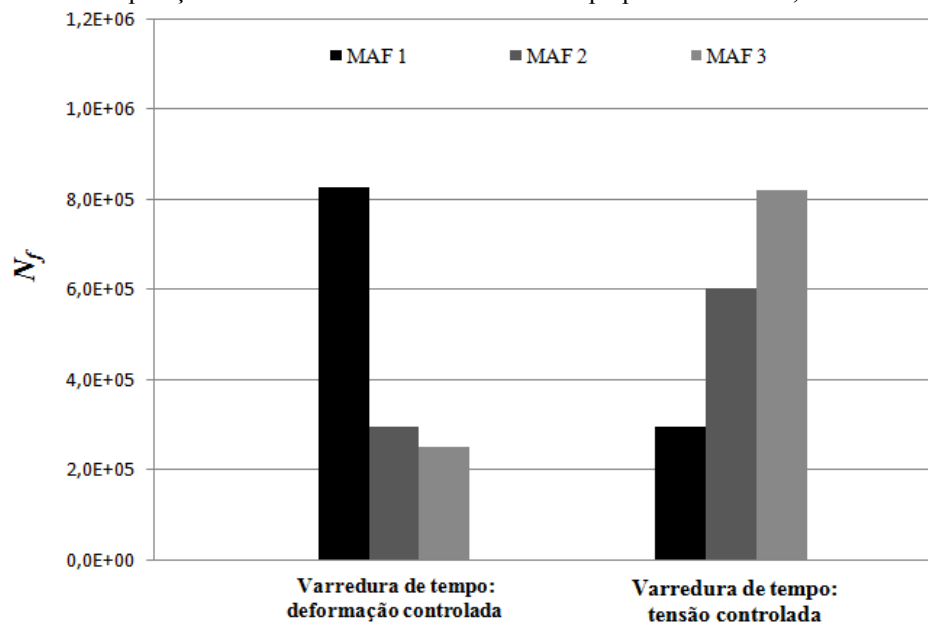
MAF	N_f (Médio)	Desvio Padrão	CV (%)
1	$8,6 \times 10^5$ *	$4,2 \times 10^2$	0
2	$2,9 \times 10^5$	$1,4 \times 10^4$	5
3	$2,5 \times 10^5$	$2,3 \times 10^4$	9

*material não atingiu o critério de ruptura

Tabela 4.12 – Resultados dos ensaios de varredura de tempo conduzidos a tensão controlada

MAF	N_f (Médio)	Desvio Padrão	CV (%)
1	$2,9 \times 10^5$	$3,4 \times 10^4$	12
2	$6,0 \times 10^5$	$2,6 \times 10^4$	4
3	$8,2 \times 10^5$	$2,4 \times 10^4$	3

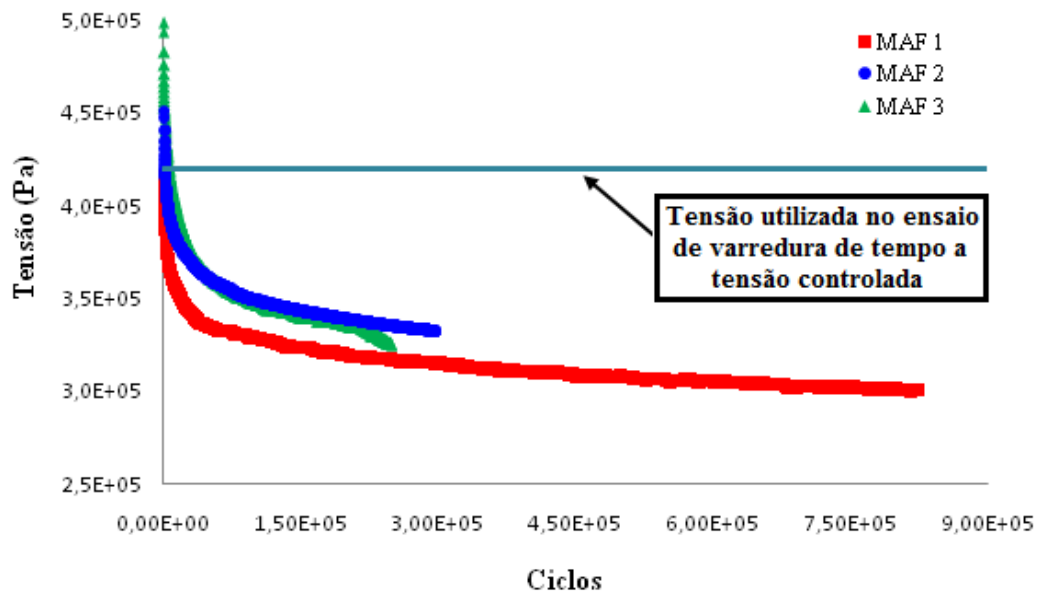
Figura 4.22 – Comparação dos resultados de varredura de tempo para as MAFs 1, 2 e 3



Como pode ser visto nas Tabelas 4.11 e 4.12, os resultados dos ensaios de varredura de tempo conduzidos a deformação controlada e a tensão controlada apresentam baixa variabilidade entre as amostras (coeficiente de variação menor do que 15%), o que mostra que estes ensaios em MAFs apresentam boa repetibilidade. É importante notar que, a MAF 1 não atingiu o critério de ruptura do material durante o período de ensaio (até 24hrs), obtendo uma perda de rigidez de apenas 46% com relação a rigidez inicial. Outro aspecto a ser observado na Figura 4.22 é que o ranqueamento das MAFs com relação à resistência ao dano por fadiga para os ensaios conduzidos a deformação controlada foi o inverso do ranqueamento obtido a partir dos ensaios conduzidos a tensão controlada. Isto mostra que a forma de carregamento influencia consideravelmente nos resultados deste tipo de ensaio. Por este motivo, os resultados dos ensaios de varredura de tempo a tensão controlada serão comparados com os resultados dos ensaios de vida de fadiga conduzidos para as MACs, pois este ensaio também foi realizado a tensão controlada. Por outro lado, os resultados dos ensaios de varredura de tempo conduzidos a deformação controlada serão comparados com os resultados dos ensaios de varredura linear de amplitude de deformação também conduzidos para as MAFs, pois este ensaio também foi realizado a deformação controlada.

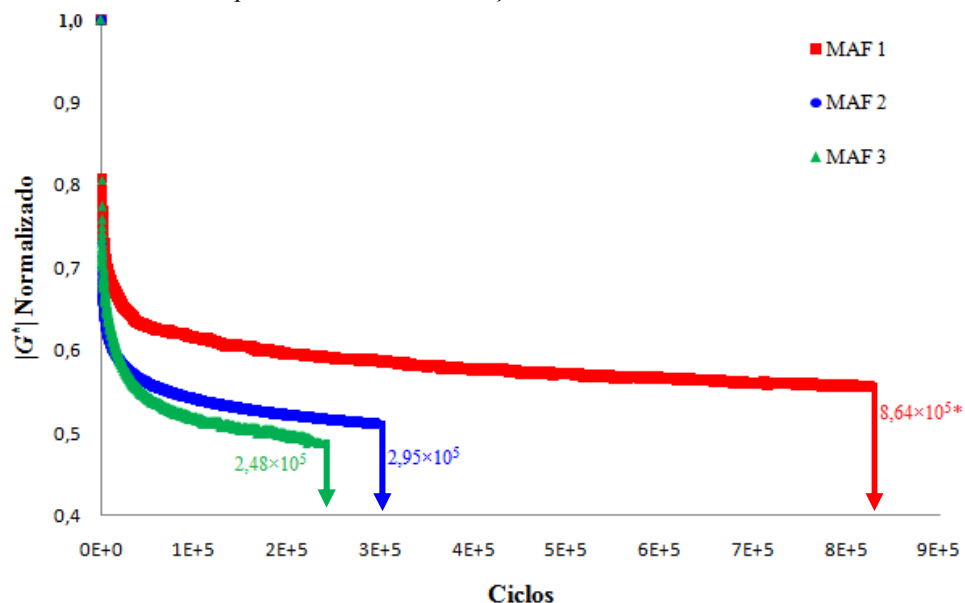
A Figura 4.23 apresenta a evolução da tensão com a aplicação de ciclos de deformação para o ensaio de varredura de tempo conduzido a deformação controlada. Na Figura 4.23 é apresentada ainda a tensão que é utilizada no ensaio de varredura de tempo a tensão controlada. Como pode ser visto, os ensaios de deformação controlada foram iniciados com diferentes níveis de tensão para as MAFs 1, 2 e 3. Isto ocorre devido à diferença de rigidez das três MAFs. A MAF 1, por ser menos rígida, apresentou menor nível de tensão inicial, seguida pelas MAFs 2 e 3, respectivamente. Além disso, durante o ensaio de varredura de tempo conduzido a deformação controlada quando a tensão utilizada no ensaio de varredura de tempo a tensão controlada é atingida as três MAFs apresentam diferentes níveis de dano (queda de $|G^*|$). A MAF 1 apresenta uma queda de 15% de $|G^*|$, a MAF 2 apresenta queda de 37% de $|G^*|$ e a MAF 3 apresenta queda de 30% de $|G^*|$. O fato dos ensaios de varredura de tempo a tensão e a deformação controladas não terem sido iniciados nas mesmas condições de dano (mesma perda de $|G^*|$) faz com que os resultados destes ensaios não possam ser relacionados.

Figura 4.23 – Variação da tensão no ensaio de varredura de tempo conduzido a deformação controlada



A Figura 4.24 apresenta a queda da rigidez ($|G^*|$ normalizado) das MAFs à medida que foram aplicados ciclos de carregamento durante o ensaio de varredura de tempo conduzido a deformação controlada. Nesta figura pode ser visto que a MAF 1 apresenta perda de rigidez mais lenta se comparada às MAFs 2 e 3. Isto indica que, a MAF 1 apresentou menor intensidade de dano por fadiga. As MAFs 2 e 3 apresentaram comportamentos semelhantes, sendo a MAF 3 mais susceptível ao dano por fadiga (diminuição mais rápida da rigidez) nestas condições de ensaio.

Figura 4.24 – Variação da rigidez ($|G^*|$ normalizado) com a aplicação dos ciclos de carregamento para o ensaio de varredura de tempo conduzido a deformação controlada



A Tabela 4.13 apresenta a comparação entre os resultados de vida de fadiga (N_f) obtidos pelo ensaio de varredura de tempo conduzido a deformação controlada e pelo ensaio de varredura linear de deformação juntamente com a análise utilizando o modelo VECD. Estes resultados mostram que, o método que foi adaptado para a análise de fadiga em MAFs obteve resultados próximos (erro máximo de 15%) se comparado ao tradicional método de varredura de tempo realizado a deformação controlada. Isto indica que, o método adaptado pode ser utilizado na predição da vida de fadiga (N_f) de MAFs, fazendo com que a análise de vida de fadiga em MAFs seja feita de forma mais rápida. O ensaio de varredura linear de deformação adaptado para MAFs dura em torno de 40min enquanto que o ensaio de varredura de tempo pode durar mais do que 1.440min (24hrs) Isto indica que durante um ensaio de varredura de tempo é possível realizar mais do que 30 ensaios de varredura linear de deformação. Além disso, o ensaio de varredura de tempo é realizado apenas para uma frequência de carregamento e uma amplitude de deformação, já o método adaptado (varredura linear de amplitude de deformação) para a análise de MAFs é capaz de prever o comportamento do material para várias combinações de frequência e de amplitude de deformação. Estes fatos fazem com que a utilização do método sugerido neste trabalho seja vantajosa quando se deseja realizar a caracterização do dano por fadiga em MAFs, podendo ser, em alguns casos, a única opção dado que o sistema de aquisição de dados do DSR possui limite quanto a aquisição de dados.

Tabela 4.13 – Comparação dos resultados dos ensaios de varredura de tempo conduzidos a deformação controlada e de varredura linear de deformação

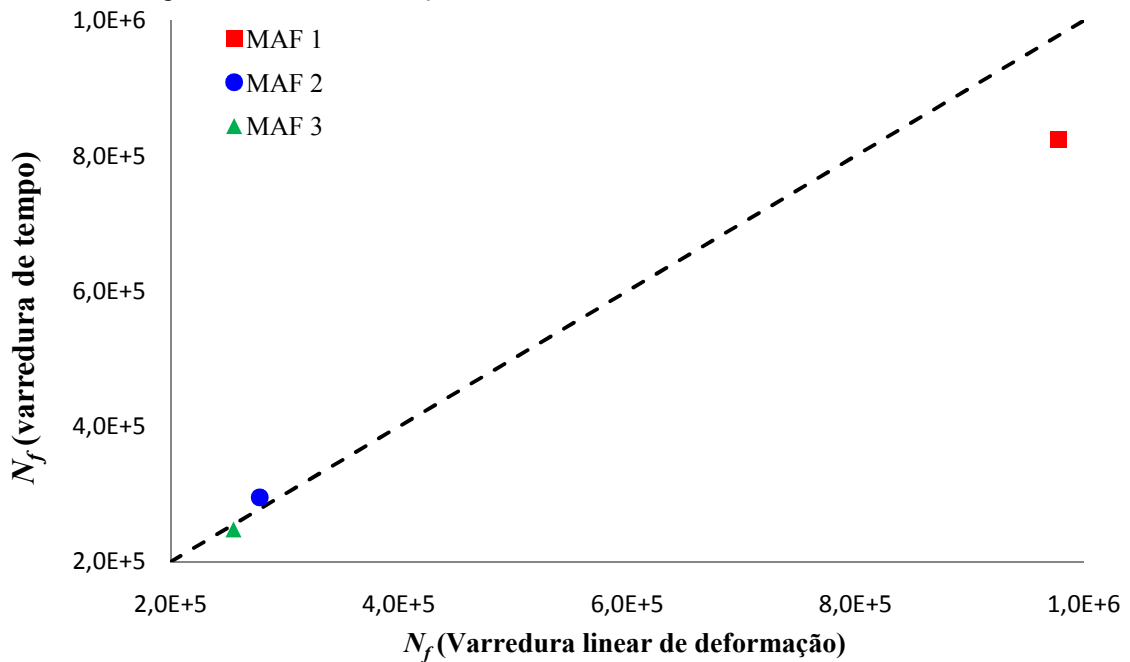
MAF	N_f Varredura de tempo	N_f Varredura de deformação	Erro (%)
1	$8,6 \times 10^5$ *	$9,8 \times 10^5$	15
2	$2,9 \times 10^5$	$2,8 \times 10^5$	5
3	$2,5 \times 10^5$	$2,5 \times 10^5$	3

*material não atingiu o critério de ruptura

Na Figura 4.25 estão apresentados os resultados do N_f obtidos a partir do ensaio de varredura linear de deformação *versus* os resultados do N_f obtidos a partir dos ensaios de varredura de tempo conduzidos a deformação controlada. Como pode ser visto, os resultados encontrados para as MAFs 2 e 3 estão bem próximos da linha de 45° (linha de igualdade), isto indica que os resultados são similares. Contudo, o resultado da MAF 1 está distante da linha de 45°, isto ocorreu devido à diferença entre os N_f obtidos pelos diferentes métodos (diferença de 15%). Acredita-se que, esta diferença de 15% encontrada para a MAF 1 foi ocasionada

pela metodologia aplicada durante o ensaio de varredura de tempo. De acordo com a metodologia adotada neste trabalho para o ensaio de varredura de tempo, o tempo máximo que este ensaio durou foi de 24hrs. Durante as 24hrs de ensaio, a rigidez da MAF 1 caiu 46% (restando ainda 4% do valor de rigidez para atingir o critério de ruptura). Porém, de acordo com os resultados obtidos a partir do ensaio de varredura linear de deformação, o critério de ruptura seria atingido após cerca de 27hrs de ensaio. Acredita-se que, caso o ensaio de varredura de tempo tivesse uma duração maior, o critério de ruptura seria atingido com o número de ciclos próximo ao valor estimado pelo ensaio de varredura linear de deformação, o que acarretaria em um menor erro.

Figura 4.25 – Comparação dos N_f obtidos a partir dos ensaios de varredura linear de deformação e de varredura de tempo conduzido a deformação controlada



Observando os resultados apresentados na Tabela 4.13, pode-se observar ainda que, a partir do resultado do ensaio de varredura de tempo realizado a deformação controlada, a MAF 1 apresenta resistência ao dano por fadiga superior (N_f mais do que 300% maior) se comparada a MAF 3. Estas duas MAFs possuem o mesmo esqueleto mineral e foram confeccionadas com diferentes tipos de ligantes (MAF 1 com ligante convencional e MAF 3 com ligante modificado). Isto indica que, o agente modificador exerceu influência negativa na resistência ao dano por fadiga. Isso ocorreu provavelmente pelo fato de que o agente modificador gerou o aumento da rigidez da mistura o que pode ocasionar resultados inferiores para o caso de ensaios realizados a deformação controlada.

Para analisar a influência do esqueleto mineral no dano por fadiga das MAFs estudadas pode-se comparar os resultados encontrados para as MAFs 1 e 2 (MAFs com diferentes esqueletos minerais e mesmo ligante asfáltico). A MAF 1 apresentou maior resistência ao dano por fadiga quando os ensaios foram realizados a deformação controlada se comparada a MAF 2, mostrando que a MAF com a curva granulométrica 1 (Figura 3.3) apresenta maior resistência ao dano por fadiga para testes realizados a deformação controlada. A partir destes resultados percebe-se que há uma tendência de que uma MAC projetada com os agregados miúdos com a granulometria 1 e o CAP convencional deve ser mais resistente ao dano por fadiga quando os testes são conduzidos a deformação controlada se comparada a mesma MAC projetada com a granulometria 2 ou com o ligante modificado (mantendo todas as outras variáveis das misturas constantes).

Se forem comparados os resultados de vida de fadiga obtidos pelo ensaio de varredura de tempo a tensão controlada para as MAFs (Tabela 4.12) com os resultados do ensaio de vida de fadiga (compressão diametral) a tensão controlada realizado para as MACs (Figura 4.4). Estes resultados mostram que, as MAFs e suas respectivas MACs apresentam o mesmo ranqueamento com relação à resistência ao dano por fadiga. A MAF 1 e sua respectiva MAC (MAC 1) apresentam a menor resistência ao dano por fadiga a tensão controlada dentre as três misturas estudadas. Ao comparar as MAFs 2 e 3, assim como suas respectivas MACs (MACs 2 e 3), observa-se que, a mistura 3 possui resistência maior se comparada à mistura 2. Esta semelhança no comportamento das MACs e suas respectivas MAFs pode indicar a influência que a MAF exerce na mistura completa com relação a este mecanismo de dano específico e a possibilidade de se utilizar a caracterização de MAFs como passo intermediário para a previsão do comportamento da MAC.

5 CONCLUSÕES

O presente trabalho discutiu sobre dano por fadiga em materiais asfálticos, em especial em MAFs. Para que a caracterização das MAFs fosse realizada em amostras representativas da parte fina da mistura completa, foi proposto um novo método de dosagem de MAFs. A partir deste novo método de dosagem, foram moldados e extraídos os CPs de MAFs utilizados deste trabalho. Também foi abordada a caracterização do comportamento viscoelástico linear dos CAPs e das MAFs, e a caracterização mecânica das MACs. Por último, foi realizada a caracterização do dano por fadiga em MAFs utilizando o tradicional ensaio de varredura de tempo (com diferentes modos de carregamento: tensão e deformação controladas) e os resultados do ensaio de varredura linear de deformação.

5.1 Novo método para dosagem das MAFs

Com relação ao novo método de dosagem desenvolvido para MAFs, o mesmo foi comparado com três métodos de dosagem de MAFs já reportados na literatura. A partir desta comparação, foi possível constatar que o método proposto estimou teores de ligante, para as MAFs analisadas, distintos daqueles estimados por outros métodos presentes na literatura. A não consideração por parte de métodos existentes da quantidade de ligante retida nos agregados graúdos leva a teores de ligante elevados. Isso pode acarretar em amostras de MAF não compatíveis com o que de fato se encontra na MAC e em dificuldades, do ponto de vista prático, referentes à compactação e à moldagem das amostras com eventuais deformações das amostras em laboratório. O método proposto leva este aspecto em consideração. Por outro lado, a consideração de um dos métodos da literatura de 8% como teor fixo de ligante asfáltico para toda e qualquer mistura apresenta, claramente, deficiência na consideração das propriedades dos materiais utilizados, o que pode comprometer uma possível correlação entre os comportamentos mecânicos da MAC e de sua correspondente MAF.

5.2 Comportamento viscoelástico linear dos CAPs

No tocante ao comportamento viscoelástico linear dos CAPs, foi possível verificar que o agente modificador (polímero EVA) elevou a rigidez do material nas frequências baixas, podendo contribuir para melhorar a resistência à deformação permanente das misturas asfálticas. Porém, o agente modificador não afetou o comportamento do CAP nas frequências

mais altas. Além disso, foi possível verificar que, o uso da energia de ativação de fluxo (E_a) para o cálculo da constante C a ser usada na equação de Arrhenius, a qual foi obtida a partir dos resultados de ensaios de viscosidade absoluta para os CAPs, apresentou uma boa aplicabilidade para o cálculo dos fatores de deslocamento para a confecção de curvas mestras destes ligantes.

5.3 Comportamento viscoelástico linear das MACs

Com relação à caracterização do módulo dinâmico das MACs, foi constatado que, o uso da equação de WLF, com as constantes C_1 e C_2 propostas na literatura, não apresentou resultado satisfatório com relação à construção das curvas mestras. Estas apresentaram desníveis relevantes causados pelo uso de fatores de deslocamento não apropriados. Portanto, recomenda-se que as constantes C_1 e C_2 sejam obtidas individualmente para cada mistura, não devendo ser utilizado sempre o mesmo valor. No que diz respeito ao uso da equação de Arrhenius para a obtenção dos fatores de deslocamento, foi constatado que, este método apresentou um bom ajuste nos dados, principalmente com os valores das constantes C que foram encontrados por interpolação dos dados experimentais. É importante ressaltar que, o princípio da superposição tempo-temperatura apresenta boa aplicabilidade para as três escalas de materiais asfálticos utilizadas neste trabalho. Assim, como o estudo foi realizado na zona viscoelástica linear, pode-se concluir que os materiais asfálticos estudados podem ter seus comportamentos aproximados como termoreologicamente simples.

As curvas mestras das MACs mostraram que, para frequências altas e intermediárias (temperaturas baixas e intermediárias) as três misturas apresentaram aproximadamente as mesmas características (independente do esqueleto mineral e do tipo de CAP utilizados). Para frequências baixas (temperaturas altas), a MAC 2 apresentou menor rigidez. Como em temperaturas altas o esqueleto pétreo deve exercer maior influência na rigidez da mistura, se comparado ao CAP (que se encontra bastante viscoso), acredita-se que, o esqueleto mineral é responsável por essa diferença encontrada no comportamento das misturas.

5.4 Comportamento viscoelástico linear das MAFs

Com relação ao comportamento viscoelástico linear das MAFs, foi observado que, em altas frequências, aquela encontrada para a MAF 2 (granulometria 2 + CAP convencional)

possui rigidez 25% maior se comparada a MAF 1 (granulometria 1 + CAP convencional). Esse comportamento é invertido para as frequências baixas. Esta mudança de comportamento pode ter sido ocasionada pelo fato de que o esqueleto pétreo deve apresentar maior influência na rigidez da mistura se comparada às propriedades do CAP propriamente dito. Pode-se concluir ainda que, de acordo com os resultados de $|G^*|$ obtidos para as MAFs 1 (granulometria 1 + CAP convencional) e 3 (granulometria 1 + CAP modificado) e para os CAPs convencional e modificado, a adição do polímero EVA no CAP elevou a rigidez dos mesmos nas frequências baixas e intermediárias. Este comportamento influenciou diretamente a rigidez das MAFs dosadas com os CAPs convencional e modificado (MAFs 1 e 3). Estes fatos indicam que, tanto a matriz pétreo quanto o CAP exercem influência nas propriedades viscoelásticas lineares das MAFs.

5.5 Dano por fadiga em MAFs

No tocante à adaptação do ensaio de varredura linear de deformação para a análise de fadiga em MAFs, é recomendado que a sequência de carregamento seja realizada com pequenos incrementos de amplitudes de deformação, de forma que não ocorram mudanças abruptas de tensão de carregamento entre as amplitudes de deformação. Esta mudança na metodologia é necessária para atender a capacidade do reômetro de cisalhamento e para evitar que durante as mudanças de amplitudes de deformação ocorra a geração de macrotrincas na amostra.

Com relação ao método de análise do dano por fadiga baseado na mecânica do contínuo em meios viscoelásticos, foi possível obter a taxa de dano a partir da realização de um ensaio de varredura linear de deformação para determinar os coeficientes para a lei de fadiga, relacionando o número de ciclos até a ruptura com o nível de tensão aplicado. Foi constatado que, a adaptação do ensaio de varredura linear de deformação para a análise de fadiga em MAFs gerou resultados satisfatórios quando comparados com os resultados obtidos a partir dos ensaios de varredura de tempo conduzidos a deformação controlada. Ao comparar os resultados obtidos a partir do ensaio de varredura linear de deformação com aqueles obtidos a partir do ensaio de varredura de tempo a deformação controlada, foi observado que o ranqueamento das MAFs com relação à resistência ao dano por fadiga foi similar. O ensaio de varredura linear de deformação gerou resultados próximos (diferenças de aproximadamente 15%) se comparado ao método tradicional de varredura de tempo realizado a deformação controlada. Isto indica que, o método adaptado para a caracterização de dano

por fadiga em MAFs pode ser utilizado na predição da vida de fadiga (N_f) de MAFs, fazendo com que esta análise seja feita de forma mais precisa e rápida.

No tocante aos ensaios de varredura de tempo realizados, foi observado que, a caracterização do dano por fadiga em MAFs a partir do ensaio de varredura de tempo é bastante influenciada pelo modo de carregamento (tensão ou deformação controlada). Para que a forma de carregamento não exerça tanta influência no ranqueamento das MAFs com relação ao dano por fadiga, sugere-se que os ensaios de varredura de tempo sejam realizados com a mesma intensidade de dano inicial (os primeiros ciclos de carregamento devem causar dano equivalente em todas as MAFs). Além disso, pode-se concluir que, os resultados dos ensaios de varredura de tempo para as MAFs apresentam boa repetibilidade, uma vez que o coeficiente de variação entre as amostras foi inferior a 15%.

5.6 Comparação da caracterização do dano por fadiga em MAFs e em MACs

No que diz respeito à comparação da caracterização do dano por fadiga em MAFs e em MACs, verificou-se que, devido à grande influência exercida pela forma de carregamento (tensão ou deformação controlada) na caracterização do dano por fadiga em MAFs, os resultados de vida de fadiga das MACs devem ser comparados aos resultados do ensaio de varredura de tempo conduzido a tensão controlada, pois os dois ensaios são realizados sob a mesma forma de carregamento (tensão controlada). Ao se comparar os resultados da caracterização do dano por fadiga encontrados nas MAFs (ensaio de varredura de tempo a tensão controlada) com os resultados encontrados para as MACs (ensaio de vida de fadiga) pode-se concluir que, as MAFs e as suas respectivas MACs apresentaram o mesmo ranqueamento com relação à resistência ao dano por fadiga. Este fato indica a influência exercida pela MAF no comportamento da MAC com relação a este mecanismo de dano específico. Isto aponta que, a caracterização de MAFs pode vir a ser utilizada como passo intermediário para a previsão do comportamento da MAC.

5.7 Sugestões para futuras pesquisas

A partir dos resultados e conclusões obtidos na presente pesquisa sugere-se para trabalhos futuros:

- Testar o método proposto de dosagem de MAFs com diferentes tipos de agregados, curvas granulométricas e tipos de CAP;
- Verificar a influência da escolha da peneira de corte (tamanho máximo nominal dos agregados) no comportamento mecânico das MAFs;
- Avaliar a influência do volume de vazios das MAFs no seu comportamento mecânico e determinar o volume de vazios que melhor representa a parte fina das MACs;
- Avaliar o comportamento da curva mestra do ângulo de fase para MAFs e comparar este comportamento com o de outros compósitos;
- Realizar o ensaio de varredura linear de deformação em diferentes temperaturas e frequências de carregamento, para que seja feita a análise de quanto o resultado do método é sensível às condições de ensaio;
- Realizar os ensaios de varredura de tempo a tensão e a deformação controladas sob as mesmas condições de dano inicial (iniciar os ensaios com o mesmo nível de queda do $|G^*|$ para todas as MAFs);
- Comparar os resultados da caracterização do dano por fadiga em MAFs com os resultados da caracterização do dano por fadiga em MACs obtidos a partir de outros métodos de ensaios de fadiga (menos influenciados pela metodologia de ensaio);
- Correlacionar os resultados de vida de fadiga das MAFs obtidos pelo método adaptado com resultados de fadiga obtidos a partir do monitoramento de pistas experimentais;
- Avaliar a utilização dos resultados da caracterização mecânica (zona linear e dano por fadiga) das MAFs como passo intermediário para a determinação do esqueleto mineral e do tipo de CAP a serem utilizados nas MACs.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AASHTO TP 62-03 (2005) Standard Method of Test for Determining Dynamic Modulus of Hot-Mix Asphalt Concrete Mixtures. American Association of State Highway and Transportation Officials. Washington, DC.

ALENCAR, A.E.V.A. (2009) Avaliação do Uso de Polímero EVA, Resíduo da Indústria de Calçados (EVAR) e Aditivos no Desempenho Reológico de Ligante Asfáltico de Petróleo. Tese de Doutorado, Universidade Federal do Ceará. Fortaleza, CE.

ARAGÃO, F.T.S. (2011) Computational Microstructure Modeling of Asphalt Mixtures Subjected to Rate-Dependent Fracture. Tese de Doutorado, University of Nebraska – Lincoln. Lincoln, NE.

ARAGÃO, F.T.S., KIM, Y.R., KARKI, P., LITTLE, D.N. (2008) Semi-Empirical, Analytical and Computational Predictions of Dynamic Modulus of Asphalt Concrete Mixtures. Transportation Research Board, vol. 2001, 20-28. Washington, DC.

ARAMBULA, E. (2007) Influence of Fundamental Material Properties and Air Voids Structure on Moisture Damage of Asphalt Mixes. Tese de Doutorado. Texas A&M University. College Station, TX.

ARAMBULA, E., MASAD, E., EPPS, A. (2007) Moisture Susceptibility of Asphalt Mixtures with Known Field Performance Using Dynamic Analysis and a Crack Growth Model. Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board. Washington, DC.

ASPHALT INSTITUTE MS-2 (1984) Mix Design Methods for Asphalt Concrete and Other Hot-Mix Types.

ASTM D2041 (2000) Standard Test Method for Theoretical Maximum Specific Gravity and Density of Bituminous Paving Mixtures. American Society for Testing and Materials.

ASTM D2493 (2001) Standard Viscosity – Temperature Chart of Asphalts. American Society for Testing and Materials.

ASTM D4402 (2002) Standard Test Method for Viscosity Determinations of Unfilled Asphalts Using Brookfield Thermosel Apparatus. American Society for Testing and Materials.

BAHIA, H.U., HANSON, D.I., ZENG, M., ZHAI, H., KHATRI, M.A., ANDERSON, R.M. (2001) Characterization of Modified Asphalt Binders in Superpave Mix Design, NCHRP Report 459, National Academy Press.

BAHIA, H.U., ZHAI, H., ZENG, M., HU, Y., TURNER, P. (2002) Development of Binder Specification Parameters Based on Characterization of Damage Behavior. J. Assn. Asphalt Paving Technologists, vol. 70, 442-470.

BERNUCCI, L.L.B., MOTTA, L.M.G., CERATTI, J.A.P., SOARES, J.B. (2007) Pavimentação Asfáltica - Formação Básica para Engenheiros. Rio de Janeiro, RJ.

BERTOLLO, S.A.M., FERNANDES Jr, J.L., BERNUCCI, L.B., MOURA E. (2002) Avaliação Laboratorial de Mistura Asfáltica Densa Modificada com Adição de Borracha, Transportes, vol. 10 (1), 65-83.

BOLTZMANN, L. (1874) Zur Theorie der Elastischen Nachwirkung. Pogg. Ann. Physik, vol. 241, 430-432.

BRINGEL, R.M. (2007) Estudo Químico e Reológico de Ligantes Asfálticos Modificados por Polímeros e Aditivos. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal do Ceará. Fortaleza, CE.

BRINGEL, R.M., SOARES, S.A., SOARES, J.B. (2009) Análise da Susceptibilidade Térmica de Ligantes Asfálticos Através da Energia de Ativação de Fluxo. Revista Transportes. vol. 17 (1), 46-52.

CARO, S., MASAD, E., AIREY, G., BHASIN, A., LITTLE, D.N. (2008) Probabilistic Analysis of Fracture in Asphalt Mixes Caused by Moisture Damage. Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board, 2057, 28-36.

CASTELO BRANCO, V.T.F. (2008) A Unified Method for the Analysis of Nonlinear Viscoelasticity and Fatigue Cracking of Asphalt Mixes Using the Dynamic Mechanical Analyzer. Tese de Doutorado, Texas A&M University. College Station, TX.

CHEUNG, C.Y. (1995) Mechanical Behavior of Bitumens and Bituminous Mixtures. Tese de Doutorado, University of Cambridge. Cambridge, UK.

CHEUNG, C.Y., CEBON, D. (1997a) Deformation Mechanisms of Pure Bitumen. Journal of Material in Civil Engineering, 117-129.

CHEUNG, C.Y., CEBON, D. (1997b) Thin Film Deformation Behavior of Power-Law Creeping Materials. Journal of Engineering Mechanics, 1138-1152.

CHRISTENSEN JR., D.W., ANDERSON, D.A. (1992) Interpretation of Dynamic Mechanical Test Data for Paving Grade Asphalt Cements. J. Assn. Asphalt Paving Technologists, vol. 61, 67-116.

CHRISTENSEN, R.M. (1982) Theory of Viscoelasticity (2nd ed.). Academic, New York, NY.

CHRISTENSEN, D.W., PELLIEN, T., BONASQUEIST, R.F. (2003) Hirsch Model for Estimating the Modulus of Asphalt Concrete. J. Assn. Asphalt Paving Technologists, vol.72 , 97-121. Lexington, KY.

CLYNE, T.R., LI, X., MARASTEANU, M.O., SKOK, E.L. (2003) Dynamic and Resilient Modulus of Mn/DOT Asphalt Mixtures. Relatório Técnico, Departamento de Engenharia Civil, University of Minnesota. Minneapolis, MN.

CNT (2011) Relatório Gerencial. Brasília.

COE, D.S., CUI, H.Z. (2001) Determinacion de la Energia de Activacion de Flujo en Ligantes Asfálticos. Idaho Asphalt Supply. Nampa, ID.

COUTINHO, R.P., PAMPLONA, T.F., CASTELO BRANCO, V.T.F., HOLANDA, A.S., SOARES, J.B., MATEOS, A. (2010) Avaliação de Procedimentos para Construção de Curvas Mestras para Materiais Asfálticos. 20º Encontro de Asfalto – IBP. Rio de Janeiro, RJ.

DANIEL, J.S., KIM, Y.R. (2002) Development of a Simplified Fatigue Test and Analysis Procedure Using a Viscoelastic Continuum Damage Model. J. Assn. Asphalt Paving Technologists, vol. 71, 619-650.

DNER-ME 053 (1994) Misturas Betuminosas: Percentagem de Betume. Rio de Janeiro, RJ.

DNER-ME 078 (1994) Agregado Graúdo – Adesividade ao Ligante Betuminoso. Departamento Nacional de Estradas de Rodagem – Método de Ensaio. Rio de Janeiro, RJ.

DNER-ME 086 (1994) Departamento Nacional de Estradas de Rodagem – Agregado – Determinação do Índice de Forma. Rio de Janeiro, RJ.

DNER-ME 133 (1994) Departamento Nacional de Estradas de Rodagem – Misturas Betuminosas – Determinação do Módulo de Resiliência. Rio de Janeiro, RJ.

DNER-ME 138 (1994) Departamento Nacional de Estradas de Rodagem – Misturas Betuminosas – Determinação da Resistência à Tração por Compressão Diametral. Rio de Janeiro, RJ.

DNER-ME 084 (1995) Departamento Nacional de Estradas de Rodagem – Agregado Miúdo – Determinação da Densidade Real. Rio de Janeiro, RJ.

DNER-ME 081 (1998) Departamento Nacional de Estradas de Rodagem – Agregados – Determinação da Absorção e da Densidade de Agregado Graúdo. Rio de Janeiro, RJ.

DNER-ME 083 (1998) Departamento Nacional de Estradas de Rodagem – Agregados – Análise Granulométrica. Rio de Janeiro, RJ.

- DNER-ME 035 (1998) Agregados – Determinação da Abrasão “Los Angeles”. Departamento Nacional de Estradas de Rodagem – Método de Ensaio. Rio de Janeiro, RJ.
- DNIT-ES 031 (2004) Departamento Nacional de Infra-estrutura de Transportes – Pavimentação – Concreto Asfáltico.
- ELSEIFI, M., AL-QADI, I., YOO, P. (2006) Viscoelastic Modeling and Field Validation of Flexible Pavements. *Journal of Engineering Mechanics* , vol. 132, 172-178.
- EVANGELISTA JR., F., PARENTE JR, E., SOARES, J.B. (2005) Viscoelastic and Elastic Structural Analysis of Flexible Pavements. XXVI Iberian Latin-American Congress Computational Methods in Engineering. Guaraparí, ES.
- FAXINA, A.L., PAMPLONA, T.F., FABBRI, G.T.P. (2011) Envelhecimento a Curto e Longo Prazos de Asfaltos-Borracha Compostos com Resíduo de Óleo de Xisto e Ácido Polifosfórico. XXV Congresso Nacional de Pesquisa e Ensino em Transportes, vol. 1, 2203-2214.
- FERRY, J.D. (1961) *Viscoelastic Properties of Polymers*. John Wiley and Sons, Inc. New York, NY.
- FRANCKEN, L., CLAUWAERT, C. (1988) Characterization and Structural Assessment of Bound Materials for Flexible Road Structure. 6th International Conference on the Structural Design of Asphalt Pavements, Ann Arbor, University of Michigan. Ann Arbor, MI.
- GOODRICH, J. (2001) Asphaltic Binder Rheology, Asphalt Concrete Rheology and Asphalt Concrete Mix Properties. *J. Assn. Asphalt Paving Technologists*, vol.60, 80-120.
- HINTZ, C. (2012) Understanding Mechanisms Leading to Asphalt Binder Fatigue. Tese de Doutorado. University of Wisconsin. Madison, WI.

HINTZ, C., VELASQUEZ, R., JOHNSON, C., BAHIA, H. (2011) Modification and Validation of the Linear Amplitude Sweep Test for Binder Fatigue Specification. *Journal of the Transportation Research Board*, vol. 1, 99-106.

HUANG, Y.H. (2004) *Pavement Analysis and Design*. Pearson Education. Upper Saddle River, NJ.

JACOBS, M.M.J. (1995) *Crack Growth in Asphaltic Mixes*. Tese de Doutorado, Delft University of Technology. Netherlands.

JOHNSON, C.M. (2010) *Estimating Asphalt Binder Fatigue Resistance Using an Accelerated Test Method*. Tese de Doutorado, University of Wisconsin. Madison, WI.

JUNG, D.H. (1994) *Low-Temperature Tracking Binder Validation*. Strategic Highway Research Program, SHRP-A-399. National Research Council. Washington, DC.

KARKI, P. (2010) *Computational and Experimental Characterization of Bituminous Composites Based on Experimentally Determined Properties of Constituents*. Dissertação de Mestrado. University of Nebraska – Lincoln. Lincoln, NE.

KIM, Y.R., LITTLE, D.N. (1990) One-Dimensional Constitutive Modeling of Asphalt Concrete. *Journal of Engineering Mechanics*, vol. 116, 751-772.

KIM, Y.R., LITTLE, D.N., SONG, I.I. (2003) Effect of Mineral Fillers on Fatigue Resistance and Fundamental Material Characteristics: Mechanistic Evaluation. *Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board*, 1832, 1-8.

KIM, Y., LEE, H.J., LITTLE, D.N., KIM, Y.R. (2006) A Simple Testing Method to Evaluate Fatigue Fracture and Damage Performance of Asphalt Mixtures. *J. Assn. Asphalt Paving Technologists*, vol. 75, 755-788.

KLOMPEM, E.T.J., GOVAERT, L.E. (1999) Nonlinear Viscoelastic Behaviour of Thermorhologically Complex Materials. *Mechanics of Time-Dependent Materials*, vol. 3 (1), 49-69.

KUTAY, M.E., GIBSON, N., YOUTCHEFF, J. (2008) Conventional and Viscoelastic Continuum Damage (VECD) Based Fatigue Analysis of Polymer Modified Asphalt Pavements. *J. Assn. Asphalt Paving Technologists*, vol. 77, 395-434.

LAKES, R.S. (1998) *Viscoelastic Solids*. CRC Press.

LEE, H.J., KIM, Y.R. (1998a) Viscoelastic Constitutive Model for Asphalt Concrete Under Cyclic Loading. *Journal of Engineering Mechanics*, vol.124 (1), 32-40.

LEE, H.J., KIM, Y.R. (1998b) Viscoelastic Continuum Damage Model of Asphalt Concrete with Healing. *Journal of Engineering Mechanics*, vol.124 (11), 1224-1232.

LU, Y., WRIGHT, P. (2000) Temperature Related Visco-Elastoplastic Properties of Asphalt Mixtures. *Journal of Transportation Engineering*, vol. 16, 58-65.

LYTTON, R.L., UZAN, J., FERNANDO, E.M., ROQUE, R., HILTUNEN, D., STOFFELS, S.M. (1993) Development and Validation of Performance Prediction Models and Specifications for Asphalt Binders and Paving Mixes. SHRP Report A-357. Washington, DC.

MASAD, E., CASTELO BRANCO, V.T.F., LITTLE, D.N., LYTTON, R.L. (2006) An Improved Method for the Dynamic Mechanical Analysis of Fatigue Failure of Sand Asphalt Mixtures. *Puclicação FHWA-473630*.

MASAD, E., CASTELO BRANCO, V.T.F., LITTLE, D.N., LYTTON, R. (2007) A Unified Method for the Analysis of Controlled-Strain and Controlled-Stress Fatigue Testing. *International Journal of Pavement Engineering*, vol. 9, 233-246.

MEDANI, T.O., HUURMAN, M. (2003) Constructing the Stiffness Master Curves for Asphaltic Mixes. *ISSN 0169-9288*.

MOMM, L., R. SALINI (2000) Study of Recycled Tyre Rubber in Asphalt Concrete Mixtures. *Proceedings of the Asphalt Rubber 2000 Conference*. Portugal, 341-357.

MOMM, L. (2001) Comportamento Viscoelástico do Concreto Asfáltico. 33ª Reunião Anual de Pavimentação, 471-487. Florianópolis, SC.

MONISMITH, C.L. (1998) Asphalt Concrete: An Extraordinary Material for Engineering Applications. Thirtieth Henry M. Shaw Lecture in Civil Engineering. Departamento de Engenharia Civil. North Carolina State University. Raleigh, NC.

MULIANA, A., KHAN, K.A. (2008) A Time-Integration Algorithm for Thermo-Rheologically Complex Polymers. Computational Materials Science, vol. 41, 576-588.

NASCIMENTO, D.R., BRINGEL, R.M., PAMPLONA, T.F., SOARES, J.B., SOARES, S.A. (2008) Energia de Ativação de Fluxo e a Correlação com as Propriedades dos Ligantes Asfálticos. 19º Encontro de Asfalto. Rio de Janeiro, RJ.

PAINTER, P.C., COLEMAN, M.M. (1997) Fundamentals of Polymer Science – An Introductory Text. Technomic Publishing Co. Inc., Lancaster, PA.

PARK, S.W., KIM, Y.R., SCHAPERY, R.A. (1996) Viscoelastic Continuum Damage Model and its Application to Uniaxial Behavior of Asphalt Concrete. Mechanics of Materials, vol.24 (4), 241-255.

PARK, S.W., KIM, Y.R. (1998) Analysis of Layered Viscoelastic System with Transient Temperatures. Journal of Engineering Mechanics, vol. 124, 223-231.

PELLINEN, T.K., WITCZAK, M.W., BONAQUIST, R.F. (2002) 15th ASCE Engineering Mechanics Conferences. New York, NY.

PINTO, S. (1991) Estudo do Comportamento à Fadiga de Misturas Betuminosas e Aplicação na Avaliação Estrutural de Pavimentos. Tese de Doutorado, COPPE/Universidade Federal do Rio de Janeiro. Rio de Janeiro, RJ.

ROYLANCE, D. (2001) Engineering Viscoelasticity. Massachusetts Institute of Technology. Cambridge, MA.

SALOMON, D., ZHAI, E.H. (2002) Ranking Asphalt Binders by Activation Energy for Flow. *Journal of Applied Asphalt Binder Technology*, vol. 2, 52-60.

SAYEGH, G. (1967) *Viscoelastic Properties of Bituminous Mixtures*. 2nd Conference on the Structural Design of Asphalt Pavements, University of Michigan. Ann Arbor, MI.

SCHAPERLY, R.A. (1969) On the Characterization of Nonlinear Viscoelastic Materials. *Polymer Engineering and Science*, vol. 9, 295-310.

SCHAPERLY, R.A. (1975) A Theory of Crack Initiation and Growth in Viscoelastic Media. *International Journal of Fracture*, vol. 11 (1), 141-159. Noordhoff International Publishing. Leyden, Netherlands.

SCHAPERLY, R.A. (1984) Correspondence Principles and a Generalized J Integral for Large Deformation and Fracture Analysis of Viscoelastic Media. *International Journal of Fracture*, vol. 25 (3), 195-223.

SCHAPERLY, R.A. (1990a) A Theory of Mechanical Behavior of Elastic Media with Growing Damage and Other Changes in Structure. *J. Mech. Phys. Solids*, vol. 38, 215-253.

SCHAPERLY, R.A. (1990b) Simplifications in the Behavior of Viscoelastic Composites with Growing Damage. *Symposium on Inelastic Deformation of Composite Materials*. 193-214. New York, NY.

SCHAPERLY, R.A., e PARK, S.W. (1999) Methods of Interconversion Between Linear Viscoelastic Material Functions - Part II: An Approximate Analytical Method. *International Journal of Solids & Structures*, Vol. 36, 1677-1699.

SHANES, I.H., COZZARELLI, F.A. (1997) *Elastic and Inelastic Stress Analysis*. Taylor & Francis.

SILVA, H.N. (2009) *Caracterização Viscoelástica Linear de Misturas Asfálticas: Operacionalização Computacional e Análise pelo Método dos Elementos Finitos*. Dissertação

de Mestrado, Programa de Mestrado em Engenharia de Transportes, Universidade Federal do Ceará. Fortaleza, CE.

SMART, J., WILLIAMS, J.G. (1972) A Comparison of Single Integral Non-Linear Viscoelasticity Theories. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, vol. 20, 313-324.

SOARES, J.B., SOUZA, F.V. (2002) Verificação do Comportamento Viscoelástico Linear em Misturas Asfálticas. 16º Encontro de Asfalto. Rio de Janeiro, RJ.

SOUSA, P., KASSEM, E., MASAD, E., LITTLE, D. (2011) New Design Method of Fine Aggregates Mixtures and Automated Method for Analysis of Dynamic Mechanical Characterization Data. Transportation Research Board, Washington, DC.

SOUSA, P.C. (2007) Métodos para a Sistematização da Produção e Ensaio de Corpos de Prova de Mástique. Projeto de Graduação, Universidade Federal do Ceará, Fortaleza, CE.

SOUZA, J. (1991) Analysis of Some Laboratory Testing Systems for Asphalt Aggregate Mixtures. 70th Annual Meeting of the Transportation Research Board. Washington, DC.

SOUZA, F.V., SOARES, J.B. (2002) Previsão do Comportamento Mecânico de Misturas Asfálticas a Partir dos Resultados do Ensaio de Creep Estático. XVI Congresso de Pesquisa e Ensino em Transportes, 29-41. Natal, RN.

STRGANAC, T.W., LETTON, A., PAYNE, D.F., BISKUP, B.A. (1995) Characterization of Nonlinear Viscoelastic Behavior Using a Dynamic Mechanical Approach. *AIAA Journal*. vol. 33, 904-910.

TAIRA, C., FABBRI, G. (2001) Modelação Viscoelástica de Ensaio de Fluência Estática e Dinâmica de Misturas Asfálticas com Asfaltos Convencional e Modificado por Polímero SBS. 33ª Reunião Anual de Pavimentação, 250-265. Florianópolis, SC.

TEBALDI, G. (2012) Crack Propagation and Fracture Energy in Hot Mix Asphalt. Apresentação na 41ª Reunião Anual de Pavimentação. Fortaleza, CE.

TEIXEIRA, V.F., SOUSA, F.V., SOARES, J.B. (2007) Modelagem da Vida de Fadiga e do Acúmulo de Deformações Permanentes em Pavimentos Asfálticos por Meio de um Modelo de Dano Contínuo. *Revista Transportes*. vol. 15 (2), 17-25.

VASCONCELOS, K.L. (2004) Comportamento Mecânico de Misturas Asfálticas a Quente Dosadas pelas Metodologias Marshall e Superpave com Diferentes Granulometrias. *Dissertação de Mestrado*. Universidade Federal do Ceará. Fortaleza, CE.

VASCONCELOS, K.L., BHASIN, A., LITTLE, D.N. (2009) Influence of Reduced Production Temperatures on the Adhesive Properties of Aggregates and Laboratory Performance of Fine Aggregate – Asphalt Mixtures. *International Journal of Road Materials and Pavement Design*, vol. 11, 47-64.

WARD, I.M., HADLEY, D.W. (1993) *An Introduction to the Mechanical Properties of Solid Polymers*. Wiley, NY.

ZENG, M. (1997) *Nonlinear Viscoelastic Behavior of Asphalt Concrete in Stress Relaxation*. *Dissertação de Mestrado*. University of Manitoba. Manitoba.

ZOLLINGER, C. (2005) *Application of Surface Energy Measurements to Evaluate Moisture Susceptibility of Asphalt and Aggregates*. *Dissertação de Mestrado*, Texas A&M University. College Station, TX.