

AVALIAÇÃO DO DANO POR FADIGA EM MISTURAS ASFÁLTICAS FINAS ATRAVÉS DE ENSAIOS DINÂMICOS UNIAXIAIS

Raquel Carvalho de Souza

Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro

Luis Alberto Herrmann do Nascimento

Centro de Pesquisa e Desenvolvimento Leopoldo Américo Miguez de Mello

Michéle Dal Toé Casagrande

Universidade de Brasília

RESUMO

Ao estudar a tolerância à fadiga de misturas asfálticas destaca-se a investigação do comportamento das Misturas Asfálticas Finas (MAFs), considerando-se que as microfissuras se formam inicialmente na matriz asfáltica presente entre os agregados graúdos das misturas. A análise experimental de misturas asfálticas à fadiga é frequentemente realizada através de ensaios dinâmicos uniaxiais, enquanto são usuais para as MAFs os ensaios de cisalhamento dinâmico. O objetivo desse trabalho é investigar o comportamento de tolerância à fadiga de MAFs e misturas asfálticas através de ensaios dinâmicos uniaxiais em equipamento eletrodinâmico. Foram estudadas misturas asfálticas com tamanhos máximos nominais de 9,5mm; 12,5mm e 19,0mm, e três MAFs correspondentes. Para análise dos resultados foi utilizado o modelo S-VECD e o critério de ruptura G^R para prever a vida de fadiga de misturas e MAFs. Foi possível construir curvas de pseudo-rigidez normalizada versus dano para as misturas asfálticas e para as MAFs, além de envoltórias de ruptura segundo o critério estabelecido.

ABSTRACT

The study of Fine Aggregate Mixture (FAM) has been increasingly relevant in the analysis of fatigue damages in asphalt mixtures, considering that microcracks form first in the matrix between the large aggregates of the mixtures. The experimental fatigue analysis of asphalt mixtures is done through dynamic uniaxial tests, while FAMs usually go through dynamic shear tests. The purpose of this work is to investigate the fatigue tolerance behavior of FAMs and asphalt mixtures through dynamic uniaxial tests. Asphalt mixtures with maximum nominal size of 9.5 mm; 12.5mm and 19.0mm were studied and also three corresponding MAFs. In order to interpret the results it was used the S-VECD model and G^R failure criteria to predict the fatigue life of mixtures and FAMs. It was possible to build pseudo-stiffness versus damage curves for asphalt mixtures and FAMs and also failure envelopes according to established criteria.

1. INTRODUÇÃO

Nas rodovias de pavimento asfáltico a passagem de veículos resulta em dano crescente no revestimento, caracterizado pela aparição e desenvolvimento de micro e macro trincas, processo chamado de fadiga. Este fenômeno pode ser afetado por diversas características dos componentes das misturas asfálticas: ligante asfáltico, agregados graúdos, agregados miúdos e material de enchimento (fíler).

Inicialmente os ligantes e mástiques (ligante acrescido de fíler) são estudados experimentalmente com a utilização do *Dynamic Shear Rheometer* (DSR) com a geometria de placas paralelas. Os ensaios consistem na aplicação de uma tensão ou deformação cisalhante em corpos de prova de ligantes ou mástiques em forma de disco de pequena espessura, até a sua ruptura por fadiga, ensaio também chamado de varredura de tempo. Embora os ensaios de varredura de tempo em ligantes tenham fornecido avanços em relação à obtenção de parâmetros viscoelásticos lineares e de dano, no entanto, para valores reduzidos de rigidez inicial (2-5 Mpa) os métodos de análise se mostram influenciados pelo efeito de borda. Tal efeito decorre de um processo de fluxo instável, que provoca uma endentação na superfície dos corpos de prova, não sendo possível afirmar que a ruptura acontece apenas por fadiga (Anderson *et al.*, 2001).

Para estudar os processos de fadiga e healing nas misturas asfálticas, Kim *et al.* (2003a,b) conduziram ensaios de cisalhamento dinâmico em corpos de prova de areia-asfalto, desenvolvendo um protocolo de ensaio baseado na *Dynamic Mechanical Analysis* (DMA). No

protocolo desenvolvido aplica-se um carregamento cíclico torsional controlado por deformação a corpos de prova cilíndricos de areia-asfalto. Os autores utilizaram um teor de ligante fixo e agregados compostos por uma areia de granulometria uniforme acrescidos de fíler. Os corpos de provas foram moldados colocando-se a mistura solta em um molde cilíndrico de compactação de 12 mm de diâmetro e 50 mm de altura. Os resultados dos autores não foram influenciados pelo efeito de borda descrito anteriormente, uma vez que a presença de agregados finos provoca uma rigidez inicial maior que aquelas encontradas em corpos de prova de ligantes ou mástiques (Castelo Branco *et al.*, 2005; Martono *et al.*, 2007).

Uma vez que é consenso que o surgimento e propagação de trincas se iniciam na matriz asfáltica existente entre os agregados graúdos, outros autores aprimoram o processo de dosagem, composição e compactação dos cilindros de areia-asfalto inicialmente estudados por Kim *et al.* (2003) (Zollinger, 2005; Castelo Branco, 2008; Coutinho, 2012). A escala intermediária entre o mástique e mistura asfáltica é designada como Mistura Asfáltica Fina (MAF), e é composta por ligante, agregados finos, fíler e vazios. Devido a sua geometria reduzida, as MAFs têm sido estudadas em equipamentos já utilizados anteriormente na análise de mástiques e ligantes, aparatos como DSR ou DMA. As misturas asfálticas, por outro lado, têm sido amplamente estudadas através de ensaios diretos de tração, em equipamentos servo-hidráulicos. Configura-se no caso das misturas asfálticas o surgimento e propagação de trincas através de fratura pelo modo I, no qual as tensões de tração provocam um movimento de abertura das trincas. Em contrapartida, nos ensaios de cisalhamento dinâmico a fratura se configura pelo modo II, onde as bordas da trinca deslizam entre si durante a ruptura. Deve-se considerar também que a capacidade de torque de reômetros de cisalhamento pode ser insuficiente frente à rigidez apresentadas por materiais como Misturas Asfálticas Finas.

Assim, o presente trabalho se propõe a estudar misturas asfálticas e MAFs, ambas através de ensaios uniaxiais de tração. Por meio do modelo S-VECD, analisou-se o dano por fadiga nas misturas asfálticas e MAFs, sendo possível gerar curvas de pseudo-rigidez normalizada (C) versus dano (S). Ainda, diante dos resultados obtidos e com a utilização de um critério de ruptura baseado em pseudo-energia, foi possível prever a vida de fadiga das misturas e MAFs.

2. REVISÃO DA LITERATURA

2.1. Misturas Asfálticas Finas

Diferente das amostras de areia-asfalto estudadas por Kim *et al.* (2003a,b), compostas apenas por agregados finos de uma areia uniforme, as MAFs procuram através de sua dosagem e granulometria representarem efetivamente a matriz asfáltica existente entre os agregados graúdos em uma mistura completa. Zollinger (2005), ao estudar a caracterização do dano por umidade induzida em MAFs, utiliza como agregado fino os materiais passantes na peneira #16 (1,18 mm). O autor também propõe um novo método de compactação dos corpos de prova, no qual as MAFs são extraídas de uma amostra cilíndrica de 152 mm de diâmetro compactada no compactador giratório Superpave (CGS), com uso de sonda rotativa.

Castelo Branco (2008) estuda MAFs com os agregados finos passantes na peneira #16 (1,18mm), seguindo curvas granulométricas proporcionais às misturas asfálticas. O teor de ligante baseou-se na quantidade de ligante requerido para recobrir a totalidade dos agregados da mistura asfáltica. Coutinho (2012) utiliza como agregados finos o material passante na peneira #10 (2,00 mm), uma vez que a peneira #16 não faz parte da série de peneiras brasileiras. A quantidade de ligante utilizada pelo autor é aquela necessária para recobrir apenas os agregados miúdos, o que foi alcançado através de ensaios de extração de ligante nas misturas soltas peneiradas.

2.2. Modelo S-VECD

Uma das abordagens atualmente utilizadas para o estudo de fadiga em materiais asfálticos é a mecânica do dano contínuo viscoelástico. Tal método considera que as trincas desenvolvidas através da fadiga são homogêneas, e o aumento do dano no material é representado pela perda de rigidez. O modelo desenvolvido para descrever o dano em materiais viscoelásticos é chamado *Viscoelastic Continuum Damage* (VECD).

No modelo, através do princípio da correspondência elástico-viscoelástica proposto por Schapery (1984), simplifica-se a equação constitutiva de deformação para materiais viscoelásticos, modificando pela forma da equação elástica, com a substituição por pseudo-variáveis. A evolução do dano baseia-se na teoria do trabalho potencial de Schapery (1990), e é caracterizada por uma lei de potência utilizada na consideração do crescimento de trincas. O dano é então quantificado por uma variável de estado interna (S) que considera as mudanças micro estruturais no material e pode ser obtida analiticamente. Considera-se também o princípio da superposição tempo-temperatura (PSTT), no qual se estende a análise em uma temperatura para outras temperaturas e frequências através de fatores de deslocamento encontrados a partir de ensaios sem dano.

Ao realizar ensaios cíclicos é comum que a quantidade de dados seja numerosa, uma vez que o modelo VECD requer que as variáveis de interesse sejam calculadas para todo o histórico de carregamento. Logo, utiliza-se a abordagem simplificada do modelo VECD, chamada *Simplified Viscoelastic Continuum Damage* (S-VECD), proposta por Underwood (2011). O modelo simplificado utiliza a abordagem rigorosa para o primeiro ciclo de carregamento do ensaio no qual o crescimento do dano, segundo teoria adotada, é significativo. Para ciclos subsequentes utiliza-se a abordagem simplificada (Underwood *et al.*, 2011 apud Nascimento, 2014). As equações 1, 2, 3, 4, 5 e 6 do modelo S-VECD são apresentadas na Tabela 1, e as variáveis das equações são definidas na Tabela 2. Maiores detalhes sobre a o modelo S-VECD podem ser obtidos em Nascimento (2014).

Tabela 1: Equações do modelo S-VECD

Variável	Abordagem Rigorosa	Abordagem Simplificada
$\varepsilon^R =$	$\frac{1}{E_R} \int_0^\xi E(\xi - \tau) \frac{\partial \varepsilon}{\partial \tau} d\tau$ (1)	$\frac{1}{E_R} \frac{\beta+1}{2} ((\varepsilon_{0,pp})_i E^* _{LVE}$ (2)
$C =$	$\frac{\sigma}{\varepsilon^R \times DMR}$ (3)	$\frac{(\beta+1)\sigma_{0,pp}}{2\varepsilon_{0,ta}^R \times DMR}$ (4)
$dS =$	$\left(-\frac{DMR}{2} (\varepsilon^R)_j^2 \Delta C_j\right)^{\frac{\alpha}{1+\alpha}} (\Delta \xi)_j^{\frac{1}{1+\alpha}}$ (5)	$\left(-\frac{DMR}{2} (\varepsilon_{0,ta}^R)^2 \Delta C_i\right)^{\frac{\alpha}{1+\alpha}} (\Delta N_i \times \xi_p \times K_1)^{\frac{1}{1+\alpha}}$ (6)

Tabela 2: Variáveis das equações do modelo S-VECD

ε^R	Pseudo-deformação	β	Fator de forma do carregamento
ε	Deformação	dS	Incremento de crescimento do dano durante o cálculo da etapa
$E(\xi)$	Módulo de relaxação viscoelástico linear	ΔC_j	Diferença finita entre o valor de C nas etapas consecutivas j e j-1
τ	Termo de integração	ΔC_i	Diferença finita entre o valor de C nas etapas consecutivas i e i-1
ξ	Tempo reduzido	$\Delta \xi$	Diferença finita entre o valor de ξ nas etapas consecutivas j e j-1
ξ_p	Tempo de pulso reduzido	ΔN_i	Número de ciclos entre as etapas de cálculo para fase cíclica
$\varepsilon_{0,pp}$	Amplitude de deformação pico a pico	K_1	Fator de ajuste
$\varepsilon_{0,ta}^R$	Amplitude de pseudo-deformação sob tração	DMR	Razão de módulo dinâmico (dynamics modulus ratio)
$\sigma_{0,pp}$	Amplitude de tensão pico a pico	α	Taxa de evolução do dano
C	Pseudo-rigidez	E_R	Módulo de Young para Equação elástica sem dano

A partir dos ensaios cíclicos de dano, realiza-se uma regressão nos parâmetros de pseudo-rigidez (C) e dano (S) calculados para cada ciclo, ajustando-se essa relação por uma lei de potência mostrada na Equação 7.

$$C(S_1) = C_{10} - C_{11}(S_1)^{C_{12}} \quad (7)$$

Onde C_{10} , C_{11} , C_{12} , são as constantes de regressão das equações. A relação entre a pseudo-rigidez (C) e o parâmetro de dano (S) é única, não dependendo do tipo de carregamento (monotônico ou cíclico), da taxa de carregamento e amplitude de tensão e deformação, como apontam os autores Daniel e Kim (2002). As curvas derivadas dos ensaios realizados a deformação controlada, para diferentes deformações impostas, coincidem quando C e S são plotados no mesmo espaço. Dessa maneira, a relação entre C e S é uma propriedade fundamental do material e essa relação é chamada de curva característica de dano.

2.3. Critério de Ruptura

O momento da ruptura em ensaios de dano por fadiga uniaxiais em misturas asfálticas é indicado pela queda do ângulo de fase, que acontece devido à coalescência de trincas.

Dessa forma, para quantificar a vida de fadiga (N_f) das misturas e MAFs utilizou-se o critério de ruptura proposto por Sabouri & Kim (2014), o G^R , definido como a taxa de liberação média de pseudo-energia acumulada, mostrada na Equação 8 (Wang *et al.*, 2017).

$$G^R = \frac{\overline{W_C^R}}{N_f} = \frac{\int_0^{N_f} W_C^R}{N_f^2} \quad (8)$$

Onde W_C^R representa a perda de pseudo-energia acumulada média devido à propagação do dano e é mostrada na Equação 9.

$$(W_C^R)_i = \frac{1}{2}(1 - C^*)_i(\epsilon_{0,ta}^R)_i^2 \quad (9)$$

3. MATERIAIS E MÉTODOS

3.1. Dosagem das misturas e MAFs

Os agregados utilizados são materiais britados de gnaiss granítico. O ligante foi caracterizado por penetração como CAP 50/70, e de acordo com a classificação Superpave AASHTO M320 como PG 64-16. As Misturas Asfálticas Completas (MACs) possuem tamanhos máximos nominais de 19,0mm (MAC A); 12,5mm (MAC B) e 9,5mm (MAC C) e foram dosadas segundo a especificação AASHTO M323, de acordo com os parâmetros apresentados na Tabela 3.

Tabela 3: Parâmetros de dosagem das MACs pela especificação AASHTO M323

Parâmetro	MAC A	MAC B	MAC C
Tamanho máximo nominal (mm)	19,0	12,5	9,5
Teor de ligante (%)	4,25	5,34	5,76
Giros CGS	100	75	75
Densidade Máxima Teórica (Gmm)	2,569	2,502	2,494
Volume de Vazios (%)	5,0 ± 0,5	5,0 ± 0,5	5,0 ± 0,5

As curvas granulométricas das MACs e MAFs são apresentadas na Figura 1. Para as MAFs foram utilizados como agregados o material passante na peneira #10 (2,00 mm), mantendo-se as curvas granulométricas proporcionais as de suas respectivas misturas.

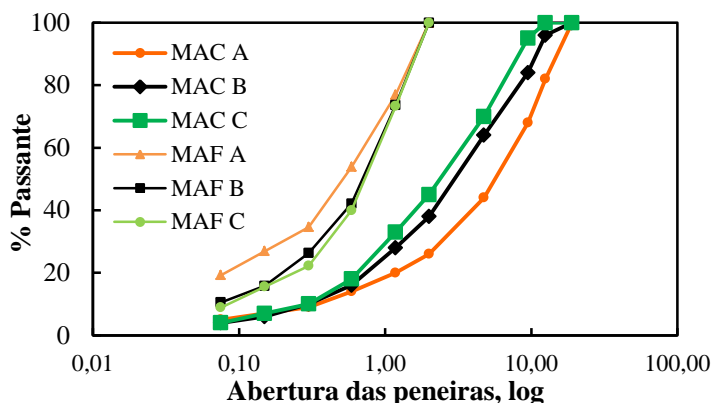


Figura 1: Curvas granulométricas das MACs e MAFs

O método de dosagem das MAFs proposto neste trabalho é baseado na norma do DNER ME 148/60 - Dosagem de misturas betuminosas pelo método da superfície específica. Este método calcula a superfície específica média dos agregados retidos entre determinadas faixas de peneiras, com simplificações acerca da geometria dos agregados. O módulo de riqueza (K) utilizado no método relaciona-se à espessura do ligante asfáltico que recobre as partículas de agregados. Para misturas asfálticas completas o parâmetro varia entre 3,75 e 4,50, sendo o valor mínimo referente a misturas densas e o valor máximo refere-se a misturas ricas em ligante asfáltico e filler.

Apesar de não existir consenso sobre o valor do módulo de riqueza para MAFs, de acordo com os métodos de dosagem recentemente adotados pelos autores citados no item 2.1, os teores de ligante obtidos em média remetem a uma relação em que o K das MAFs é aproximadamente 13% superior ao de suas misturas, caso estas fossem dosadas pelo método da superfície específica (Souza, 2018). As misturas asfálticas dosadas segundo a especificação AASHTO M323, conforme mencionado anteriormente, foram submetidas à análise segundo o método da superfície específica, variando-se o módulo de riqueza de forma a encontrar o mesmo teor de ligante previamente obtido pela especificação AASHTO M323. Uma vez estabelecido o módulo de riqueza para as misturas (K_{mist}), as MAFs foram dosadas utilizando-se um módulo de riqueza (K_{MAF}) igual a $1,13K_{mist}$.

A soma acumulada dos produtos das superfícies específicas médias pelas suas quantidades em cada peneira é denominada por ΣS_{MAF} . A Equação 10 apresenta o cálculo do teor de ligante utilizado para MAFs pelo método da superfície específica.

$$\% \text{ de Ligante} = \frac{100 \cdot K_{MAF} \sqrt[5]{\Sigma S_{MAF}}}{100 + (K_{MAF} \sqrt[5]{\Sigma S_{MAF}})} \quad (10)$$

Os teores de projeto adotados para as MAFs, bem como os módulos de riqueza K estão indicados na Tabela 4.

Tabela 4: Parâmetros de dosagem das MAFs pelo método da superfície específica

Variável	MAF A	MAF B	MAF C
K	3,3	4,2	4,5
ΣS_{MAF} (m ² /kg)	32,65	20,36	18,49
Teor de projeto (%)	6,13	7,05	7,46
Densidade Máxima Teórica (Gmm)	2,470	2,436	2,422
Volume de Vazios (%)	4,92	5,04	5,05

Para as MACs, fabricaram-se corpos de prova de 100 mm de diâmetro e 130 mm de altura, para os ensaios de fadiga. Para as MAFs, a partir de amostras de 150 mm de diâmetro e 50

mm altura moldadas no CGS, foram extraídos os corpos de prova de menor diâmetro. Portanto, obtiveram-se corpos de prova de MAF de 50 mm de altura e 13,3 mm de diâmetro.

3.2. Procedimentos experimentais

As MACs foram ensaiadas em prensa servo-hidráulica MTS 810, na qual é possível realizar ensaios de tração, compressão e tração-compressão a diversas temperaturas, e os ensaios foram realizados por controle de deformação. As MAFs foram ensaiadas utilizando-se uma prensa eletrodinâmica capaz de aplicar esforços de tração, compressão e torsão, e os ensaios foram realizados por controle de deslocamento do atuador. O programa experimental consistiu na análise viscoelástica linear e ensaios de dano por fadiga. Na primeira etapa realizam-se ensaios cíclicos uniaxiais de tração-compressão sem gerar dano no corpo de prova através de uma varredura de frequências a temperatura constante. As variáveis investigadas são o Módulo Dinâmico ($|E^*|$) e o ângulo de fase (ϕ). Para caracterizar a mistura em uma ampla faixa de frequências de carregamento utilizando-se o PSTT, o ensaio é repetido para diversas temperaturas.

Na segunda etapa os ensaios visam gerar dano nos corpos de prova. O ensaio de fadiga é realizado através de dois procedimentos: finger print e dano por fadiga. No primeiro são realizados carregamentos que provocam deformações de aproximadamente $60\mu\epsilon$ a 10Hz a fim de se obter o Módulo Dinâmico $|E^*|_{FP}$. Essa variável é utilizada para normalizar os dados devido à variabilidade entre corpos de prova ensaiados para cada nível de deformação. No ensaio de dano é aplicada deformação senoidal constante a 10Hz, sendo o ângulo de fase monitorado. É registrado o número de ciclos necessários até a queda do ângulo de fase, N_f , considerando este o momento da ruptura. O ensaio é realizado para várias deformações a fim de se construir curvas características de pseudo-rigidez versus dano e estabelecer a envoltória de ruptura baseada em G^R .

4. RESULTADOS

4.1. Análise viscoelástica linear

A análise viscoelástica linear permitiu obter os expoentes de evolução do dano (α), utilizados na análise S-VECD. Através de uma varredura de frequências (25; 10; 5; 1; 0,5; 0,1 Hz) a temperaturas de 4°C, 20°C e 40°C nas misturas asfálticas foi possível gerar curvas mestras do módulo dinâmico ($|E^*|$) vs. frequência reduzida, assim como para o ângulo de fase. Os valores foram utilizados para obter o módulo de relaxação ($E(\xi)$) por interconversão, através das séries de Prony. A partir da inclinação (n) das curvas mestras do módulo de relaxação na escala logarítmica foram determinados os expoentes de evolução do dano (α). A relação utilizada para tal, conforme sugerido por Underwood *et al.* (2011) para ensaios de deformação controlada é $\alpha = 1 + 1/n$.

A caracterização viscoelástica linear das MAFs foi realizada de maneira simplificada, pois a câmara de condicionamento não estava completamente instalada no momento da realização dos ensaios. O ensaio de módulo dinâmico foi realizado em apenas uma temperatura, de 23°C \pm 0,5°C, temperatura a qual também foram realizados os ensaios de fadiga das MAFs. A varredura de frequências foi realizada com a mesma faixa de valores utilizada nas MACs. Neste caso, para cada frequência foram utilizadas as médias do módulo dinâmico e do ângulo de fase, para estimar o expoente de evolução do dano (α). A relação $\alpha = 1 + 1/n$ foi utilizada novamente. As taxas de evolução do dano estão apresentadas na Tabela 5.

Tabela 5: Taxas de evolução do dano de MACs e MAFs

MAC	α	MAF	α
MAC A	2,93	MAF A	3,60
MAC B	3,07	MAF B	3,48
MAC C	3,02	MAF C	3,45

4.2. Curvas Características C vs. S e critérios de ruptura

Com os dados de evolução do dano e pseudo-rigidez obtidos nos ensaios de dano por fadiga, e utilizando o modelo S-VECD, foram obtidas as curvas C vs. S para cada mistura, apresentadas nas Figuras 2 e 3. É importante ressaltar que as curvas C vs. S das misturas foram produzidas para a temperatura de ensaio de 20°C, porém as curvas aqui apresentadas foram deslocadas para a temperatura de 23°C. Buscou-se manter a consistência com os dados apresentados para as MAFs, que foram ensaiadas a temperatura de 23°C. Para a mistura A foram ensaiadas 5 amplitudes de deformação média, para mistura B foram ensaiadas 6 amplitudes de deformação e para mistura C, 3 amplitudes de deformação. As amplitudes médias variaram entre 150 microstrains e 350 microstrains.

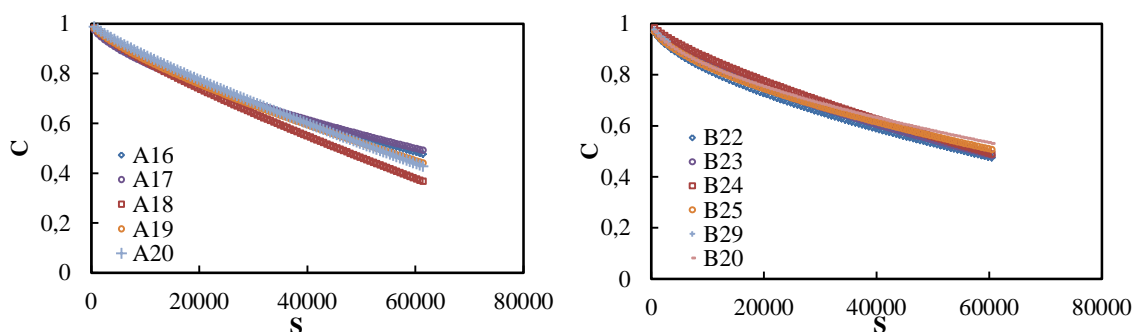


Figura 2: Curvas C vs. S para MACs A e B

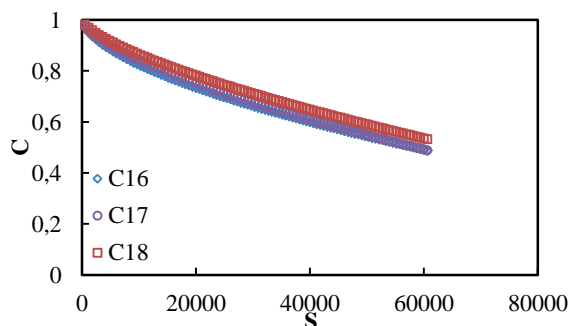


Figura 3: Curvas C vs. S para MAC C

Para as MAFs, não se obteve o módulo de relaxação utilizado na análise rigorosa do modelo S-VECD, devido à análise viscoelástica linear simplificada. Assim, os primeiros ciclos do ensaio foram realizados com amplitudes de deformações pequenas, aumentando a uma taxa suave considerando-se o crescimento do dano no regime estacionário, condição necessária para utilização da abordagem simplificada. As curvas C vs. S são apresentadas nas Figuras 4 e 5. Para as MAFs A, B e C foram ensaiadas 5 amplitudes de deformação média, que variaram entre 550 microstrains e 1400 microstrains.

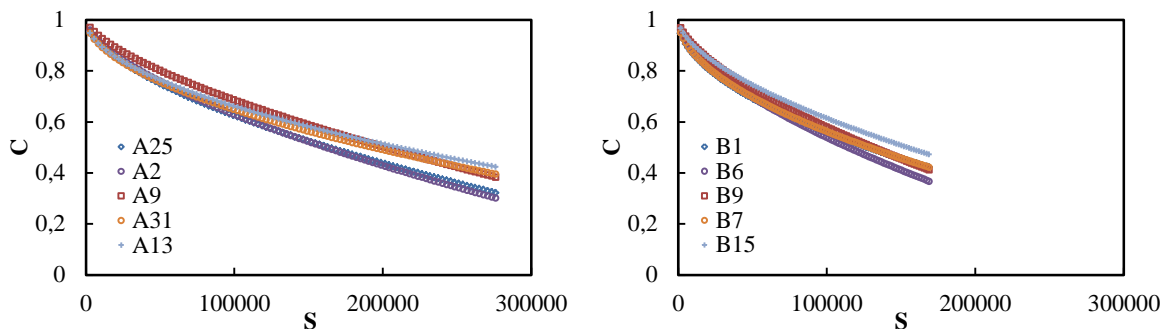


Figura 4: Curvas C vs. S para as MAFs A e B

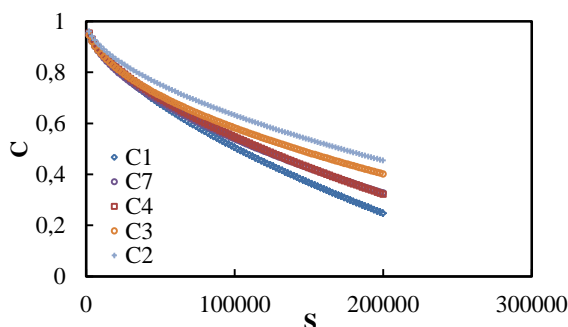


Figura 5: Curvas C vs. S para MAF C

As curvas C vs. S convergiram tanto para as MACs quanto para as MAFs, validando o protocolo de ensaio dinâmico uniaxial proposto para as MAFs e também a análise utilizando o modelo S-VECD. A MAF C apresenta espalhamento maior de suas curvas, denotando possível influência da temperatura de ensaio no desenvolvimento de outros mecanismos de dano, como o dano viscoplástico.

Os valores de pseudo-rigidez e dano das curvas C vs. S foram agrupados de maneira a formar curvas médias para as misturas e MAFs. Aplicando-se um ajuste às curvas médias a partir da função potência apresentada na Equação 7, é possível formar as curvas apresentadas na Figura 6. Os coeficientes de ajuste são apresentados na Tabela 6.

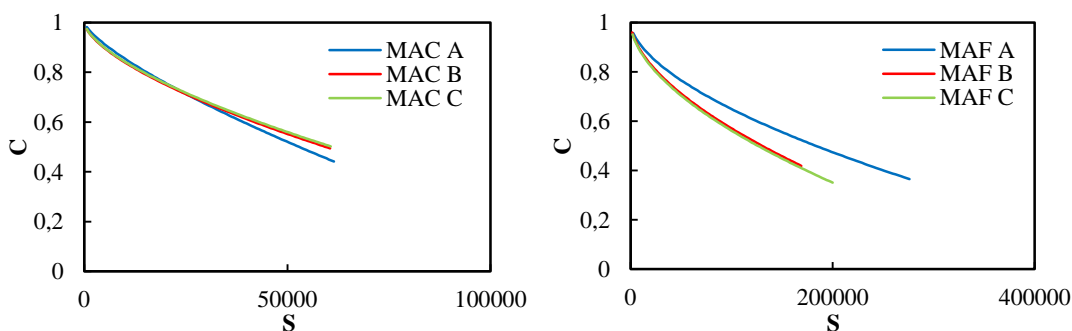


Figura 6: Curvas C vs. S ajustadas médias das MACs e MAFs

Tabela 6: Coeficientes de ajuste das curvas C vs. S médias das MACs e MAFs

Coeficiente	MAC A	MAC B	MAC C	MAF A	MAF B	MAF C
C ₁₀	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00
C ₁₁	1,56E-04	4,44E-04	4,36E-04	4,2E-04	5,7E-04	6,5E-04
C ₁₂	7,42E-01	6,39E-01	6,39E-01	5,8E-01	5,8E-01	5,7E-01

As envoltórias de ruptura baseadas no critério G^R , apresentadas no item 2.3, foram ajustadas aos dados experimentais. A relação entre o número de ciclos até a ruptura N_f e G^R foi ajustada a forma analítica apresentada na Equação 11, onde Y e Δ representam os coeficientes de regressão do modelo de potência. A envoltória de ruptura para o critério G^R é apresentada na Figura 7 para as MAFs. Os coeficientes do ajuste assim como o coeficiente de correlação R^2 estão apresentados na Tabela 7. As envoltórias de ruptura das misturas asfálticas podem ser consultadas em Souza (2018).

$$G^R = Y * (N_f)^\Delta \quad (11)$$

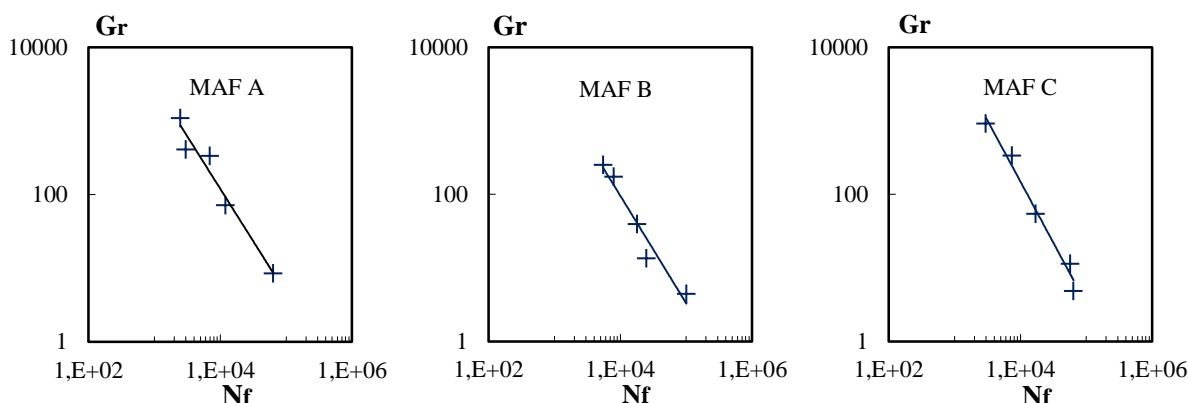


Figura 7: Ajuste dos dados para o critério de ruptura G^R para as MAFs A, B e C

Tabela 7: Coeficientes de ajuste para MAFs – Critério de Ruptura G^R

MAF	G^R		
	Y	Δ	R^2
A	59056796	-1,423	0,999
B	68679523	-1,464	0,952
C	685662720	-1,666	0,980

Os coeficientes de correlação variaram entre 0,952 e 0,999, representando uma variabilidade experimental pequena em torno das envoltórias de ruptura e validando o critério de ruptura G^R utilizado.

Conforme mencionado no item 2.2, as curvas C vs. S são curvas características do material e, portanto, são independentes das condições de ensaio. Dessa forma, analisando-se de maneira inversa, é possível simular ensaios em condições variadas a partir do conhecimento das curvas C vs. S ajustadas por seus coeficientes (C_{10} , C_{11} e C_{12}), juntamente ao ajuste do critério de ruptura G^R e seus coeficientes (Δ e Y). As simulações dos ensaios foram realizadas utilizando-se as Equações 12, 13 e 14 (Nascimento, 2018).

$$N_f = \left(\frac{\delta}{Y \left(\frac{C_{12}}{p} \right) + 1} \right)^{\frac{1}{\Delta + 1 + \frac{C_{12}}{p}}} \quad (12)$$

$$\delta = \frac{1}{2} (\epsilon_{ta}^R)^2 C_{11} \left(\frac{p(C_{11} C_{12})^\alpha (\epsilon_{ta}^R)^{2\alpha} K_1}{f_{R2}^\alpha} \right)^{\frac{C_{12}}{p}} \quad (13)$$

$$p = \alpha - \alpha C_{12} + 1 \quad (14)$$

Para as simulações por deformação controlada utilizou-se os valores médios das deformações dos ensaios de dano executados nas MAFs. Dessa maneira, os 5 valores

encontrados para as vidas de fadiga experimentalmente para cada MAF foram comparados às 5 simulações de vida de fadiga utilizando-se os parâmetros anteriormente mencionados. Os valores encontrados para as vidas de fadiga simulada ($N_{f,sim}$) foram comparados àqueles encontrados experimentalmente ($N_{f,exp}$) na Figura 8.

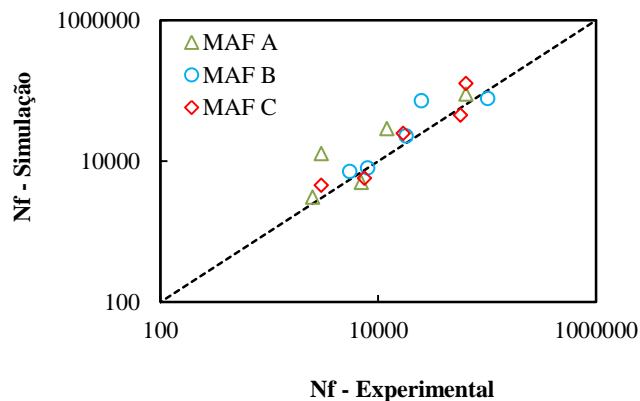


Figura 8: Comparação de $N_{f,sim}$ e $N_{f,exp}$

A vida de fadiga simulada apresentou valores convergentes com aqueles encontrados experimentalmente, ratificando a coerência do critério de ruptura G^R adotado. É importante ressaltar que as simulações apresentadas assumem o ensaio perfeito, com uma amplitude de deformação constante para toda a simulação. Algumas diferenças entre as simulações e os dados experimentais podem surgir, uma vez que os ensaios das MAFs foram realizados por controle de deslocamento do atuador, que apresenta variação da amplitude de deformação ao longo de sua execução.

Ademais, foram simuladas para as MACs ensaios com deformações entre 100 e 400 $\mu\epsilon$, e para as MAFs ensaios com deformações entre 500 e 1400 $\mu\epsilon$, sendo estes os valores máximos e mínimos típicos dos ensaios de dano em MACs e MAFs. As vidas de fadiga (N_f) encontradas para cada deformação estão apresentadas na Figura 9.

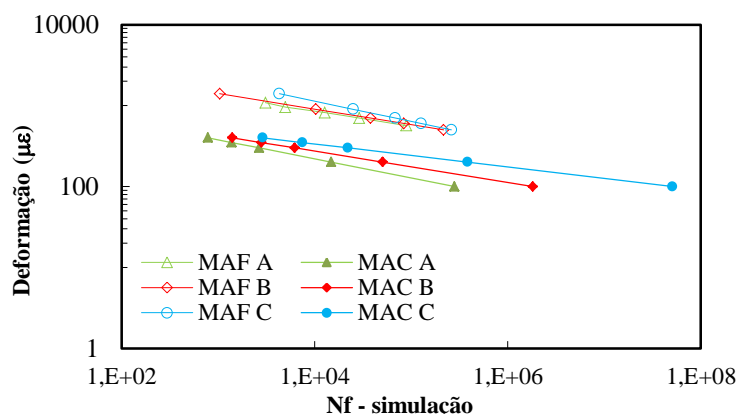


Figura 9: Vidas de fadiga resultantes das simulações pelo critério G^R

Observa-se na Figura 9 um comportamento semelhante entre as MACs A e B, assim como entre as MAFs A e B, além de inclinação semelhante entre as curvas das MAFs e MACs. Tanto a MAC C quanto a MAF C destacam-se ligeiramente das demais curvas, comportamento coerente com a dosagem das mesmas, que apresentam maior teor de ligante.

Experimentalmente, as MAFs necessitaram da aplicação de deformações muito maiores do que aquelas aplicadas às MACs, denotando que em uma mistura asfáltica completa, a matriz asfáltica fina absorve uma parcela maior dos esforços, com deformações localizadas maiores.

Infere-se que as misturas asfálticas finas possuem vidas de fadiga muito maiores que as suas respectivas misturas asfálticas completas. Entretanto, não se deve realizar uma comparação direta de desempenho à fadiga de misturas asfálticas pela observação isolada do desempenho de sua matriz asfáltica fina. Para as misturas asfálticas completas estudadas neste trabalho a porcentagem de material passante na peneira #10 é igual a 26%, 38% e 45%, para as MACs A, B e C, respectivamente. Dessa maneira, a quantidade de MAF presente em cada MAC é diferente e deve ser levada em consideração para a comparação do desempenho à fadiga, juntamente com outros parâmetros multi-escala.

5. CONCLUSÕES E SUGESTÕES

Foi estudado o comportamento de Misturas Asfálticas Completas (MACs) e Misturas Asfálticas Finas (MAFs) em relação ao dano por fadiga através de ensaios dinâmicos uniaxiais. As MAFs foram dosadas segundo o método da superfície específica, com parâmetros de dosagem que as relacionam às suas MACs, como o módulo de riqueza K e curvas granulométricas proporcionais as de suas misturas. Para as MAFs, foi estabelecido um protocolo de ensaios dinâmicos uniaxiais de tração-compressão, controlados por deslocamento do atuador, em uma prensa eletrodinâmica. As MACs foram ensaiadas em uma prensa servo-hidráulica, com ensaio de tração direta controlado por deformação. Os resultados dos ensaios foram analisados segundo o modelo S-VECD, que possibilitou formar curvas de pseudo-rigidez normalizada (C) versus dano (S).

Os ensaios das MAFs foram conduzidos a 23°C, e embora a recomendação em norma (AASHTO TP 107) seja de uma temperatura máxima de 21°C para ensaios cíclicos de fadiga, os resultados não foram amplamente afetados pela temperatura. As curvas C vs. S convergiram para as diversas amplitudes de deformação tanto para as MACs quanto para as MAFs, validando o protocolo de ensaio dinâmico uniaxial proposto e também a análise utilizando o modelo S-VECD. A MAF C, que possui maior teor de ligante dentre as MAFs estudadas, apresentou pequeno espalhamento das suas curvas C vs. S , que pode denotar um comportamento de dano viscoplástico.

Os dados experimentais dos ensaios de dano por fadiga foram ajustados a um critério de ruptura baseado na pseudo-energia, G^R , apresentando elevados coeficientes de correlação R^2 entre 0,952 e 0,999. Posteriormente, com o conhecimento das curvas C vs. S ajustadas por seus coeficientes, juntamente ao ajuste do critério de ruptura G^R , foram realizadas simulações de ensaios, de maneira a encontrar vidas de fadiga simuladas ($N_{f,sim}$) para diversas amplitudes de deformação. A vida de fadiga simulada apresentou valores convergentes com aqueles encontrados experimentalmente, ratificando a coerência do modelo adotado.

A mistura asfáltica C apresentou vida de fadiga superior às demais, observação coerente com o esperado, uma vez que a mistura possui o maior teor de ligante, 5,76%, e esta parcela absorve os esforços dinâmicos responsáveis pelo desenvolvimento da fadiga. Os resultados dos ensaios também apontam que as MAFs possuem vidas de fadiga muito superiores a de suas MACs, uma vez que foi necessário utilizar valores de deformações muito maiores para MAFs em comparação àqueles utilizados usualmente em MACs. Logo, em uma mistura asfáltica completa, a matriz asfáltica fina absorve uma parcela maior dos esforços, com deformações localizadas maiores. No entanto, o desempenho a fadiga de misturas asfálticas completas não deve ser deduzido pela observação isolada do desempenho de sua matriz asfáltica fina, devendo-se considerar também a quantidade de mistura asfáltica fina presente

em cada mistura. Os autores deste trabalho darão continuidade à análise multiescala de misturas asfálticas completas pelo estudo de MAFs, considerando a quantidade de MAF presente em cada mistura, e também outros fatores como a variação do tamanho máximo nominal dos agregados presentes nas MAFs.

Agradecimentos

O presente trabalho foi realizado com apoio da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES), Laboratório Estrutura Asfaltos, Laboratório de Geotecnia da COPPE/UFRJ e CENPES.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- AASHTO (2018) AASHTO - TP 107 Standard Method of Test for Determining the Damage Characteristic Curve and Failure Criterion Using the Asphalt Mixture Performance Tester (AMPT) Cyclic Fatigue Test. Washington, D.C.
- Anderson, D. A., Y. M. Le Hir, M. O. Marasteanu, J. Planche e D. Martin (2001) Evaluation of Fatigue Criteria for Asphalt Binders. *Transportation Research Record*, v. 1766, p. 48-56.
- Castelo Branco, V. T. F.; Little, D. N.; Soares, J. B. (2005) Análise do dano por fadiga em amostras de mástique usando o Dynamic Mechanical Analyzer (DMA). *19º Congresso Nacional de Ensino e Pesquisa em Transportes*. Recife. v. II. p. 1218-1230.
- Castelo Branco, V.T.F. (2008) A Unified Method for the Analysis of Nonlinear Viscoelasticity and Fatigue Cracking of Asphalt Mixtures Using the Dynamic Mechanical Analyzer. 240 f. Tese de Doutorado. Texas A&M University. Texas.
- Coutinho, R.P. (2012) Utilização da Parte Fina de Misturas Asfálticas para Avaliação do Dano por Fadiga. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal do Ceará. Fortaleza, CE.
- Daniel, J.S., Kim, Y.R. (2002) Development of a Simplified Fatigue Test and Analysis Procedure Using VCD Model. *Journal of the Association of Asphalt Paving Technologists*, Vol. 71, p. 619-650.
- Kim, Y.R. (2003) Mechanistic Fatigue Characterization and Damage Modeling of Asphalt Mixtures. Tese de Doutorado. Texas A&M University. Texas.
- Kim, Y. R., D. N. Little e R. L. Lytton (2003a) Fatigue and Healing Characterization of Asphalt Mixtures. *Journal of Materials in Civil Engineering*, v. 15, n. 1, p. 75-83.
- Kim, Y. R., D. N. Little e I. Song (2003b) Effect of Mineral Fillers on Fatigue Resistance and Fundamental Material Characteristics: Mechanistic Evaluation. *Transportation Research Record*, v. 1832, p.1-8.
- Martono, W.; H. U. Bahia e J. D'Angelo (2007) Effect of Testing Geometry on Measuring Fatigue of Asphalt Binders and Mastics. *Journal of Materials in Civil Engineering*, v. 19, n. 9, p. 746-752.
- Nascimento, L.A.H. (2014) Implementation and Validation of the Viscoelastic Continuum Damage Theory for Asphalt Mixture and Pavement Analysis in Brazil. Tese de Doutorado. North Carolina State University. North Carolina, Raleigh, NC.
- Nascimento, L.A.H. (2018). Uso da Mecânica do Dano Contínuo na Caracterização de Misturas Asfálticas. Notas de Aula. Universidade Federal de Goiás.
- Sabouri, M. A., and Y. R. Kim (2014) Development of a failure criterion for asphalt mixtures under different modes of fatigue loading. *Transportation Research Record*. Washington, D.C.
- 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, p. 195-223.
- Schaperly, R. A. (1990) A Theory of Mechanical Behavior of Elastic Media with Growing Damage and Other Changes in Structure. *Journal of Mechanics of Physical Solids*, Vol. 38, p. 215-253.
- Souza, R.C. (2018) Avaliação do Dano por Fadiga em Misturas Asfálticas Finas Através de Ensaios Dinâmicos Uniaxiais. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal do Rio de Janeiro. Rio de Janeiro, RJ.
- Underwood, B.S. (2011) Multiscale Constitutive Modeling of Asphalt Concrete. Tese de Doutorado. North Carolina State University, Raleigh, NC.
- Wang, Y.; Kim, Y.R. (2017) Development of a Pseudo Strain Energy-Based Fatigue Failure Criterion for Asphalt Mixtures. *International Journal of Pavement Engineering*. v. 18.
- Zollinger, C. J. (2005) Application of Surface Energy Measurements to Evaluate Moisture Susceptibility of Asphalt and Aggregates. Dissertação de Mestrado. Texas A&M University. Texas, USA.