



Raquel Carvalho de Souza

**Avaliação do Dano por Fadiga em Misturas
Asfálticas Finas Através de Ensaios
Dinâmicos Uniaxiais**

Dissertação de Mestrado

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da PUC-Rio como requisito parcial para obtenção do grau de Mestre em Engenharia Civil.

Orientadora: Prof.^a Raquel Quadros Velloso
Co-Orientadores: Michéle Casagrande e Sandra Oda

Rio de Janeiro
Setembro de 2018



Raquel Carvalho de Souza

**Avaliação do Dano por Fadiga em Misturas
Asfálticas Finas através de Ensaio
Dinâmicos Uniaxiais**

Dissertação apresentada como requisito parcial para obtenção do grau de Mestre pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da PUC-Rio. Aprovada pela Comissão Examinadora abaixo assinada.

Prof^a. Raquel Quadros Velloso

Orientadora

Departamento de Engenharia Civil e Ambiental– PUC-Rio

Prof^a. Sandra Oda

Co-Orientadora

Universidade Federal do Rio de Janeiro

Prof. Eurípedes do Amaral Vargas Júnior

Departamento de Engenharia Civil e Ambiental– PUC-Rio

Dr. Luis Alberto Herrmann do Nascimento

CENPES / Petrobras

Prof. Márcio da Silveira Carvalho

Coordenador Setorial do

Centro Técnico Científico – PUC-Rio

Rio de Janeiro, 24 de setembro de 2018.

Todos os direitos reservados. É proibida a reprodução total ou parcial do trabalho sem autorização do autor, do orientador e da universidade.

Raquel Carvalho de Souza

Graduou-se em Engenharia Civil pela Universidade Federal do Rio de Janeiro, em outubro de 2015. Ingressou no mestrado em Engenharia Civil na área de Geotécnica na PUC-Rio em março de 2016. Principais áreas de interesse: pavimentos asfálticos e geotecnia experimental.

Ficha Catalográfica

Souza, Raquel Carvalho de

Avaliação do dano por fadiga em misturas asfálticas finas através de ensaios dinâmicos uniaxiais / Raquel Carvalho de Souza; orientadora: Raquel Quadros Velloso; co-orientadores: Michéle Casagrande, Sandra Oda. – 2018.

124 f. : il. color. ; 30 cm

Dissertação (mestrado)–Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, 2018.

Inclui bibliografia

1. Engenharia civil e ambiental - Teses. 2. Mistura asfáltica. 3. Mistura asfáltica fina. 4. Dano por fadiga. I. Velloso, Raquel Quadros. II. Casagrande, Michéle Dal Toé. III. Oda, Sandra. IV. Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro. Departamento de Engenharia Civil e Ambiental. V. Título.

CDD: 624

Agradecimentos

À professora Michéle, por me adotar como filha acadêmica e por todos os conselhos que me guiaram no desenvolvimento pessoal e profissional, sem os quais, a experiência do mestrado não teria sido a mesma. À minha co-orientadora Sandra, sempre disposta a partilhar conhecimento em todas as etapas desse trabalho e pelo incentivo incessante na longa jornada. Não poderia deixar de agradecer também à professora Raquel e ao professor Vargas, pela disponibilidade para ajudar em momentos cruciais de mudança.

Ao engenheiro Luis Alberto por aceitar partilhar seu vasto conhecimento conosco durante a minha defesa e por todas as sugestões de aprimoramento que tornaram esse trabalho extremamente relevante. É um prazer muito grande presenciar um profissional com tamanho apreço pelo desenvolvimento da ciência.

A todos os funcionários do Laboratório de Pavimentos Strutura: Ricardo, Fábio, Marcelo, Romildo, Eduardo e Cíntia, por tornarem a experiência de trabalhar no laboratório extremamente leve e proveitosa. Cresci pessoalmente e profissionalmente graças ao acolhimento de todos e levarei no coração os momentos partilhados no laboratório.

Aos meus pais, Maria do Carmo e José, pelo apoio emocional ininterrupto durante todos os momentos de dificuldade. Aos meus irmãos, Sarah e Rafael, pela torcida especial pelo meu sucesso e por nunca deixarem de acreditar em mim, mesmo quando nem eu mesma acreditei.

Às queridas amigas: Ana Luiza, Andrea, Carolina, Larissa, Luana e Mariana pelo apoio incondicional, pelas noites de estudo, pelos conselhos de vida e pelas infinitas risadas, que me ajudaram a continuar em frente quando eu acreditei estar no limite. Mulheres como vocês me inspiram a ser uma mulher cada dia melhor.

À minha grande parceira de laboratório Mieka, pela maravilhosa companhia e pela orientação. Definitivamente conhecê-la foi um presente da vida acadêmica.

Aos meus amigos: Stephenson, Livia, Israel e Everton por estarem presentes desde os primeiros passos da minha jornada acadêmica e por me acolherem em momentos em que só grandes amigos poderiam entender.

O presente trabalho foi realizado com apoio da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior - Brasil (CAPES) - Código de Financiamento 001.

Resumo

Souza, Raquel Carvalho; Velloso, Raquel Quadros; Casagrande, Michéle Dal Toé; Oda, Sandra. **Avaliação do Dano por Fadiga em Misturas Asfálticas Finas Através de Ensaio Dinâmicos Uniaxiais**. Rio de Janeiro, 2018. 124p. Dissertação de Mestrado - Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.

O fenômeno da fadiga é uma das falhas mais comuns em pavimentos asfálticos e se caracteriza pela aparição e posterior desenvolvimento de micro e macro trincas. As misturas asfálticas são compostas por agregados graúdos e por uma matriz circundante composta por ligante asfáltico, agregados miúdos e fíler, conhecida como Mistura Asfáltica Fina (MAF). Estudos indicam que os fenômenos que afetam as microfissuras se iniciam na mistura asfáltica fina. O presente trabalho investiga o comportamento em relação à fadiga das misturas asfálticas, utilizando como passo intermediário a análise de MAFs. Foram selecionadas três misturas asfálticas, compostas pelo mesmo ligante, porém com agregados distribuídos em três curvas granulométricas diferentes, variando seu tamanho máximo nominal. Para as MAFs, as granulometrias foram proporcionais às encontradas nas respectivas misturas asfálticas. As misturas e as MAFs seguiram programação experimental semelhante, com a caracterização viscoelástica linear e realização de ensaios dinâmicos uniaxiais de fadiga. Para interpretação dos resultados, foi utilizado o modelo simplificado de viscoelasticidade do dano contínuo (S-VECD) e os critérios de ruptura G^R e D^R , que descrevem satisfatoriamente o comportamento em relação à fadiga das misturas e MAFs estudadas. Foi analisada a resistência ao dano das MAFs, bem como a influência da variação do tamanho máximo nominal no seu desempenho a fadiga. Estudou-se a relação entre as deformações encontradas nas misturas asfálticas e na parcela fina das misturas asfálticas. As misturas com maior presença de mistura asfáltica fina apresentaram melhor desempenho a fadiga e os fatores de proporcionalidade de deformação foram maiores para as misturas com tamanhos máximos nominais maiores.

Palavras-chave

Mistura asfáltica; mistura asfáltica fina; dano por fadiga.

Abstract

Souza, Raquel Carvalho; Velloso, Raquel Quadros (Advisor); Casagrande, Michéle Dal Toé (Co-Advisor); Oda, Sandra (Co-Advisor). **Fatigue Damage Analysis of Fine Asphalt Mixtures Through Dynamic Uniaxial Testing**. Rio de Janeiro, 2018. 124p. Dissertação de Mestrado - Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.

Fatigue is one of the most common problems in asphalt pavements and it is characterized by the appearance and subsequent development of micro and macro cracks. Asphalt mixtures are composed of large aggregates and a matrix that surrounds these aggregates, composed of asphalt binder, small aggregates and filler, known as Fine Aggregate Mixture (FAM). Studies indicate that the phenomena that affect micro cracks starts in the FAM. Therefore, this work aims to investigate the fatigue behavior of the Asphalt mixtures, using as intermediate means an analysis of the FAM. To achieve this objective, three asphalt mixtures were selected. They are composed of the same binder, but with aggregates distributed according to three different aggregate gradation curves, varying their maximum nominal size. The FAM had gradation curves proportional to that applied in asphalt mixtures. Mixtures and MAFs followed similar experimental programming with linear viscoelastic characterization and dynamic uniaxial fatigue tests. In order to interpret the results it was used the Simplified Viscoelastic Continuum Damage (S-VECD) model, G^R and D^R failure criteria, which presented a good prediction of the fatigue behavior of the Mixtures and MAFs studied. The MAF's tolerance to damage was analyzed as well as the influence of the maximum nominal size variation. A relation between strains in the asphalt mixtures and the strain in the fine portion of the asphalt mixtures was studied. The asphalt mixtures with higher content of fine asphalt mixture showed better fatigue performance and the strain proportionality factors were higher for mixtures with larger nominal maximum sizes.

Keywords

Asphalt mixtures; fine asphalt mixtures; fatigue damage.

Sumário

1. INTRODUÇÃO	14
1.1. CONSIDERAÇÕES INICIAIS	14
1.2. OBJETIVOS	17
1.3. ESTRUTURA DO TRABALHO	18
2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	19
2.1. O COMPORTAMENTO VISCOELÁSTICO	19
2.1.1. MODELOS MECÂNICOS	19
2.1.2. FUNÇÃO FLUÊNCIA E FUNÇÃO RELAXAÇÃO	21
2.1.3. EQUAÇÕES CONSTITUTIVAS DA VISCOELASTICIDADE LINEAR	24
2.1.4. MÓDULO COMPLEXO	26
2.1.5. INFLUÊNCIA DA TEMPERATURA	28
2.2. DANO POR FADIGA	32
2.2.1. TEORIA DO DANO CONTÍNUO VISCOELÁSTICO	33
2.2.2. EQUAÇÕES CONSTITUTIVAS PARA O DANO CONTÍNUO VISCOELÁSTICO	37
2.2.3. MODELO S-VECD	40
2.2.4. CRITÉRIOS DE RUPTURA	44
2.3. MISTURAS ASFÁLTICAS FINAS	48
2.3.1. MÉTODO PROPOSTO POR CASTELO BRANCO (2008)	50
2.3.2. MÉTODO PROPOSTO POR SOUSA (2011)	51
2.3.3. MÉTODO PROPOSTO POR COUTINHO (2012)	53
2.3.4. MÉTODO DA SUPERFÍCIE ESPECÍFICA	54
3. MATERIAIS E MÉTODOS	55
3.1. MATERIAIS	55
3.1.1. LIGANTE ASFÁLTICO	55
3.1.2. AGREGADOS	57
3.2. PRODUÇÃO DOS CORPOS DE PROVA	58
3.2.1. MISTURAS ASFÁLTICAS COMPLETAS	58
3.2.2. MISTURAS ASFÁLTICAS FINAS	60

3.3. MÉTODOS E EQUIPAMENTOS	69
3.3.1. PROGRAMA EXPERIMENTAL	69
3.3.2. EQUIPAMENTOS	72
4. RESULTADOS EXPERIMENTAIS E ANÁLISES	77
4.1. CARACTERIZAÇÃO VISCOELÁSTICA LINEAR DAS MACs	77
4.2. CARACTERIZAÇÃO VISCOELÁSTICA LINEAR DAS MAFs	79
4.3. ENSAIOS DE DANO POR FADIGA NAS MACs	82
4.4. ENSAIOS DE DANO POR FADIGA NAS MAFs	90
4.5. SIMULAÇÕES DE DESEMPENHO A FADIGA DE MISTURAS E MAFs	99
4.6. ANÁLISE DO FATOR DE FADIGA DAS MISTURAS E MAFs	105
5. CONCLUSÕES	114
6. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	118
7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	119

Lista de figuras

Figura 1 – Modos de ruptura de materiais sólidos (Vargas, 2016)	16
Figura 2 – (a) Modelo de Maxwell (b) Modelo de Voigt	20
Figura 3 – (a) Modelo generalizado de Maxwell modificado (b) Modelo de Voigt Modificado	20
Figura 4 – Ensaio de <i>Creep</i> Estático (Mensch, 2017)	21
Figura 5 – Ensaio de Relaxação (Mensch, 2017)	21
Figura 6 – Carregamento e deformação senoidais e ângulo de fase	27
Figura 7 – Módulo dinâmico vs. Frequência reduzida (Temp. 4°C, 20°C e 40°C)	29
Figura 8 - Curva Mestra (Temp. de referência de 20°C)	29
Figura 9 – Parâmetros da Função Sigmoidal (Pellinen <i>et al.</i> 2002, modificado)	31
Figura 10 – (a) Seção transversal de uma macro trinca. (b) Meio contínuo danificado por micro trincas. (Mello, 2008)	33
Figura 11 – Pseudo-Rigidez (C) vs Número de Ciclos (Nascimento, 2014)	39
Figura 12 – Parâmetro de Dano (S) vs Número de Ciclos (Nascimento, 2014)	40
Figura 13 – Curva característica da pseudo rigidez (C) versus parâmetro de dano (S) (Nascimento, 2014)	40
Figura 14 – Representação esquemática da energia de pseudo-deformação (Wang, 2017)	47
Figura 15 – Mistura Asfáltica, Mistura Asfáltica Fina e Agregados Graúdos (Coutinho, 2012)	48
Figura 16 – Curva Granulométrica Mistura Asfáltica A	58
Figura 17 - Curva Granulométrica Mistura Asfáltica B	59
Figura 18 - Curva Granulométrica Mistura Asfáltica C	59
Figura 19 – Curva Granulométrica MAF A	61
Figura 20 - Curva Granulométrica MAF B	61
Figura 21 - Curva Granulométrica MAF C	62
Figura 22 – (a) Misturador Mecânico (b) Compactador Giratório Superpave	65
Figura 23 – Corpos de prova de MAF compactados no CGS	65
Figura 24 - Serra copo do Laboratório de Geotecnia da COPPE	66
Figura 25 - Corpo de prova serrado com MAFs extraídas	66
Figura 26 - MAFs mapeadas conforme local de extração	67
Figura 27 - Distribuição de vazios MAFs A, B e C	67
Figura 28 - Imperfeições laterais nas MAFs	69
Figura 29 – Representação esquemática das respostas de um ensaio com controle do deslocamento do atuador.	72
Figura 30 – Extensômetros acoplados ao corpo de prova (Nascimento, 2014)	73
Figura 31 – Estrutura de fixação para colagem de CPs na prensa servo-hidráulica (Mocelin, 2018)	73
Figura 32 – Componentes da Instron E3000 no Laboratório Stratura Asfaltos	74

Figura 33 – Fixação do CP de MAF a prensa eletrodinâmica	75
Figura 34 – Instron Console	76
Figura 35 – Curvas mestras das misturas 19,0mm; 12,5mm e 9,5mm ($T_R=20^\circ\text{C}$)	78
Figura 36 – Ângulo de fase das misturas asfálticas	79
Figura 37 – Módulo dinâmico das MAFs A, B e C ($T=23^\circ\text{C}$)	80
Figura 38 – Ângulo de fase para as MAFs A, B e C ($T=23^\circ\text{C}$)	81
Figura 39 – Curvas C vs. S para a Mistura A – 19,0mm (23°C)	84
Figura 40 - Curvas C vs. S para a Mistura B – 12,5mm (23°C)	84
Figura 41 - Curvas C vs. S para a Mistura C – 9,5mm (23°C)	85
Figura 42 – Curvas C vs. S ajustadas médias das Misturas	86
Figura 43 – Ajuste dos dados experimentais critério de ruptura G^R - Mistura A 19,0mm	87
Figura 44 - Ajuste dos dados experimentais critério de ruptura G^R - Mistura B 12,5mm	87
Figura 45 - Ajuste dos dados experimentais critério de ruptura G^R - Mistura C 9,5mm	88
Figura 46 - Ajuste dos dados experimentais critério de ruptura D^R - Mistura A 19,0mm	89
Figura 47 - Ajuste dos dados experimentais critério de ruptura D^R - Mistura B 12,5mm	89
Figura 48 - Ajuste dos dados experimentais critério de ruptura D^R - Mistura C 9,5mm	90
Figura 49 – Crescimento da deformação ($\mu\epsilon$) nos ciclos iniciais do ensaio de dano	93
Figura 50 - Curvas C vs. S para a MAF A – 19,0mm (23°C)	93
Figura 51 - Curvas C vs. S para a MAF B – 12,5mm (23°C)	94
Figura 52 - Curvas C vs. S para a MAF C – 9,5mm (23°C)	94
Figura 53 - Curvas C vs. S ajustadas médias das Misturas	95
Figura 54 - Ajuste dos dados experimentais critério de ruptura G^R – MAF A	96
Figura 55 - Ajuste dos dados experimentais critério de ruptura G^R – MAF B	96
Figura 56 - Ajuste dos dados experimentais critério de ruptura G^R – MAF C	97
Figura 57 – Ajuste dos dados experimentais critério de ruptura D^R – MAF A	97
Figura 58 - Ajuste dos dados experimentais critério de ruptura D^R – MAF B	98
Figura 59 - Ajuste dos dados experimentais critério de ruptura D^R – MAF C	98
Figura 60 – Simulação da vida de fadiga das misturas asfálticas, Critério G^R	100
Figura 61 - Simulação da vida de fadiga das misturas asfálticas, Critério D^R	100
Figura 62 - Simulação da vida de fadiga das MAFs, Critério G^R	101
Figura 63 - Simulação da vida de fadiga das MAFs, Critério D^R	101
Figura 64 – Simulação da vida de fadiga da mistura A e MAF A para G^R	102
Figura 65 - Simulação da vida de fadiga da mistura A e MAF A para D^R	103
Figura 66 - Simulação da vida de fadiga da mistura B e MAF B para G^R	103
Figura 67 - Simulação da vida de fadiga da mistura B e MAF B para D^R	104
Figura 68 - Simulação da vida de fadiga da mistura C e MAF C para G^R	104
Figura 69 - Simulação da vida de fadiga da mistura C e MAF C para D^R	105
Figura 70 – Representação esquemática do Fator de Fadiga (Nascimento, 2014)	106

Figura 71 - Ranking do Fator de Fadiga para misturas e MAFs	110
Figura 72 – Relação entre FP e a quantidade de MAFs nas misturas para o método de equalização de N_f	111
Figura 73 - Relação entre FP e a quantidade de MAFs nas misturas para o método analítico	111
Figura 74 – Relação entre fatores de proporcionalidade calculados por diferentes métodos	112

Lista de tabelas

Tabela 1 – Equações Constitutivas	37
Tabela 2 – Caracterização do Ligante	56
Tabela 3 – Caracterização agregados graúdos Pedra Sul	57
Tabela 4 – Massas específicas, absorção e angularidade de agregados miúdos.	57
Tabela 5 – Parâmetros de dosagem das MACs	60
Tabela 6 – Distribuições Granulométricas MACs e MAFs	62
Tabela 7 – Retroanálise das MACs pelo método da superfície específica	63
Tabela 8 – Dosagem das MAFs pelo método da superfície específica	64
Tabela 9 – Volume de Vazios MAFs	68
Tabela 10 – Coeficientes para construção das curvas mestras das misturas asfálticas	77
Tabela 11 – Expoente de Evolução do Dano de MACs	79
Tabela 12 – Caracterização Viscoelástica simplificada das MAFs	82
Tabela 13 – Amplitudes de deformações médias e vida de fadiga dos ensaios de dano para as misturas A, B e C	83
Tabela 14 – Coeficientes de ajuste Curvas C vs. S médias das Misturas A, B e C	85
Tabela 15 – Coeficientes de ajuste para Misturas – Critério de Ruptura G^R	88
Tabela 16 – Coeficientes de ajuste para misturas asfálticas – Critério de Ruptura D^R	90
Tabela 17 – Boletim de Ensaio Finger Print	91
Tabela 18 - Amplitudes de deformação médias e vida de fadiga dos ensaios de dano para as MAFs A, B e C	92
Tabela 19 - Coeficientes de ajuste Curvas C vs. S médias das MAFs A, B e C	95
Tabela 20 - Coeficientes de ajuste para MAFs – Critério de Ruptura G^R	97
Tabela 21 – Coeficientes de ajuste para Misturas – Critério de Ruptura D^R	98
Tabela 22 – Fatores de Fadiga e de proporcionalidade das Misturas e MAFs	107
Tabela 23 – Fatores de Fadiga e de proporcionalidade das Misturas e MAFs	108
Tabela 24 – Fatores de Fadiga e de proporcionalidade das Misturas e MAFs	109

1. Introdução

1.1. Considerações Iniciais

Dados do boletim estatístico da Confederação Nacional de Transportes do ano de 2016 indicam que apenas 12,3% das rodovias brasileiras são pavimentadas, considerando rodovias federais, estaduais e municipais. As estatísticas da CNT apontam que em meio às rodovias pavimentadas apenas 52% possuem camada de revestimento asfáltico considerado em estado ótimo ou bom.

Uma vez que a malha rodoviária é canal de escoamento para 61% do transporte de carga no Brasil, segundo o mesmo boletim, pode-se inferir que as condições das vias impactam diretamente no custo dos produtos em circulação. Ademais, o transporte de passageiros também é diretamente atingido não somente pela condição das vias, como pelos seus custos de manutenção, onerando os gastos de circulação em grandes centros urbanos. No Brasil a malha rodoviária recebe mais investimentos quando comparada aos outros modais existentes e, não obstante, apresenta uma série de deficiências construtivas. Sendo assim, observa-se que o estudo orientado ao desenvolvimento de rodovias mais competentes e duráveis é assunto de grande importância.

O material que compõe a camada superior dos pavimentos tem influência direta sobre os defeitos que irão se desenvolver com maior frequência. Os tipos de pavimentos que podem ser encontrados estão divididos em dois grandes grupos: os pavimentos rígidos e os pavimentos flexíveis, este último sendo o objeto de estudo do presente trabalho. Os pavimentos rígidos possuem a camada superior constituída de placas de cimento Portland, enquanto os pavimentos flexíveis possuem a camada superior composta por material asfáltico, e tão logo podem ser conhecidos também como pavimentos asfálticos.

As misturas asfálticas possuem em sua composição agregados graúdos, que apresentam comportamento elástico, e uma matriz composta por ligante asfáltico, agregados miúdos e fíler, conhecida como mistura asfáltica fina ou

MAF. A composição do material asfáltico estabelece um comportamento reológico devido à presença de ligante, o que torna a caracterização da vida útil do pavimento asfáltico uma tarefa não trivial. Os materiais asfálticos apresentam comportamento viscoelástico, ou seja, seu comportamento estrutural depende do tempo e da taxa de aplicação do carregamento (ou deslocamento) (Schapery, 1969; Christensen, 1982).

O comportamento viscoelástico pode ser entendido como intermediário entre o comportamento de um sólido elástico e o comportamento de um fluido. Os sólidos elásticos possuem a capacidade de armazenar a energia que lhes é aplicada no processo de deformação e utilizá-la para recuperar a sua forma. Em se tratando de um sólido elástico ideal, a recuperação é completa no regime linear, caso não haja dano. O líquido viscoso por outro lado não tem capacidade de armazenar energia, mas de dissipá-la no processo de deformação. A predominância do comportamento elástico ou viscoso nos revestimentos asfálticos depende não somente da taxa de aplicação da carga, mas também sofre uma grande influência da temperatura (Lu e Wright, 2000).

Técnicos e pesquisadores brasileiros da área de pavimentação tem dado especial atenção para a ocorrência prematura de patologias nos pavimentos asfálticos. Os principais defeitos encontrados nas rodovias de pavimento do tipo flexível são as deformações permanentes, também conhecidas como afundamento de trilha de roda, e os trincamentos por fadiga. No caso das trilhas de roda, desenvolvem-se deformações excessivas irrecuperáveis devido ao carregamento a uma taxa de aplicação lenta. O trincamento por fadiga é oriundo do dano causado pelo carregamento cíclico devido à passagem de veículos.

O trincamento por fadiga se caracteriza pela aparição e posterior desenvolvimento de micro e macro trincas no pavimento asfáltico. Estudos sobre fadiga em ligantes e mástiques asfálticos indicam que o dano por fadiga e os fenômenos que afetam as microfissuras se iniciam na mistura asfáltica fina (Smith *et al.*, 2000). Dessa maneira, a análise de misturas asfálticas finas é importante, uma vez que ajuda a compreender melhor o comportamento das misturas asfálticas e os fatores que afetam o seu desempenho.

Diversos estudos procuram expandir as informações referentes ao comportamento de misturas asfálticas finas e mástiques asfálticos. Kim *et al.* (2003) utilizaram o reômetro de cisalhamento para caracterizar as propriedades

viscoelásticas lineares de ligantes asfálticos e mástiques asfálticos, assim como caracterizar a influência do fíler no comportamento em relação à fadiga. Castelo Branco (2008) estudou o comportamento de MAFs utilizando um modelo baseado na mecânica da fratura e resultados de ensaios realizados no reômetro para desenvolver um método de análise independente do modo de carregamento (tensão ou deformação controlada). Aragão *et al.* (2008) investigaram as várias maneiras de se obter o módulo dinâmico de misturas asfálticas e compararam os modelos de previsão aos resultados experimentais, analisando separadamente seus componentes e também analisando a porção fina da mistura asfáltica. Sousa *et al.* (2011) aprimoraram os métodos de dosagem de MAFs existentes na literatura de maneira a representar melhor a porção fina da mistura asfáltica. Os autores também desenvolveram um software para analisar parâmetros reológicos de MAFs e avaliar a resistência ao dano por fadiga.

Na literatura, as MAFs foram amplamente estudadas através do reômetro de cisalhamento dinâmico, porém não foram encontrados estudos que utilizassem ensaios uniaxiais. As misturas asfálticas têm sido amplamente estudadas através de ensaios diretos de tração, configurando o surgimento e propagação de trincas através de fratura pelo modo I, de abertura. O estudo de MAFs através do reômetro de cisalhamento dinâmico configura a fratura pelo modo II, de cisalhamento, ambos apresentados na Figura 1, respectivamente. Dessa maneira, o estudo de MAFs através de ensaios uniaxiais representa um avanço no estabelecimento do comportamento de misturas asfálticas, uma vez que ambos os materiais serão estudados para o mesmo modo de ruptura.

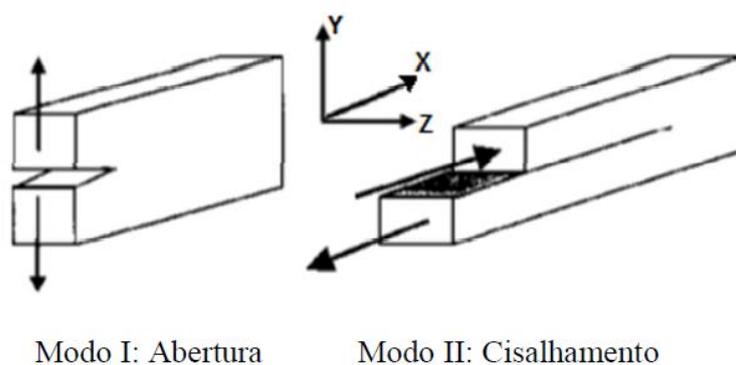


Figura 1 – Modos de ruptura de materiais sólidos (Vargas, 2016)

1.2. Objetivos

Essa pesquisa teve como objetivo investigar o comportamento em relação à fadiga de misturas asfálticas através da aplicação de ensaios dinâmicos em sua Mistura Asfáltica Fina (MAF) e comparação com os resultados de ensaios correspondentes das misturas asfálticas completas.

Portanto, a partir do objetivo principal, foram determinados os seguintes objetivos específicos:

- Implantar ensaios dinâmicos uniaxiais adequados a misturas asfálticas finas de forma a agregar conhecimento sobre o comportamento de MAFs aos ensaios de cisalhamento no reômetro de cisalhamento dinâmico (DSR), já comumente explorados por outros autores;
- Avaliar as propriedades viscoelásticas lineares de MAFs através de ensaios dinâmicos de carregamento uniaxial;
- Comparar o comportamento em relação ao dano por fadiga das misturas asfálticas com o comportamento encontrado a partir da caracterização do dano por fadiga de suas respectivas MAFs;
- Avaliar o efeito do tamanho máximo nominal dos agregados de misturas asfálticas quando avaliadas através de suas MAFs, segundo seu desempenho à fadiga. Pretende-se assim, aprimorar o conhecimento dos processos que ocorrem em escalas menores na formação e propagação de trincas.

1.3. Estrutura do Trabalho

A organização dessa pesquisa está estruturada como apresentado a seguir.

No Capítulo 1 foi feita a introdução, apresentando um panorama geral da pavimentação no país e suas principais falhas e limitações. Em seguida expõe-se a justificativa e os objetivos dessa pesquisa.

No Capítulo 2 apresenta-se na revisão bibliográfica a temática relativa aos conceitos de viscoelasticidade, dano por fadiga, dano contínuo e Mistura Asfáltica Fina.

No Capítulo 3 são apresentados os dados de caracterização dos materiais utilizados, assim como os procedimentos experimentais relativos à dosagem de MAFs, a caracterização viscoelástica linear e os métodos para caracterização do dano por fadiga em materiais asfálticos.

O Capítulo 4 apresenta os resultados experimentais e uma breve discussão do tema.

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

2. Revisão Bibliográfica

2.1. O Comportamento Viscoelástico

2.1.1. Modelos Mecânicos

Os materiais asfálticos apresentam um comportamento que se aproxima dos sólidos elásticos. Isto é, quando a frequência de carregamento é alta a energia é armazenada ao se deformar e posteriormente essa energia é liberada, ocasionando a recuperação da deformação. Para baixas frequências de carregamento, o comportamento se aproxima de líquidos viscosos, onde há dissipação de energia e acúmulo de deformações. A temperatura também exerce influência no comportamento destes materiais, comportando-se predominantemente como fluidos viscosos para temperaturas mais altas e como sólidos elásticos para temperaturas mais baixas (Lu e Wright, 2000).

Para descrever o comportamento viscoelástico foram desenvolvidos diversos modelos mecânicos nos quais são descritas as relações entre as tensões (ou deformações) aplicadas ao sistema e suas respectivas respostas. Os modelos mais simples associam uma mola e um amortecedor, seja em série ou paralelo, para exibir a combinação do comportamento elástico e viscoso. O comportamento da mola segue a lei de Hooke, que relaciona a tensão à deformação através do módulo de Young (E_1) e representa a parcela elástica do problema. O amortecedor, que apresenta comportamento viscoso, apresenta relação entre a tensão e a taxa de deformação através da viscosidade (η_1).

O modelo de Maxwell (Figura 2a) apresenta uma mola e um amortecedor em série, o que implica que a tensão é a mesma nos elementos e é igual à tensão total aplicada ao sistema. Já a deformação do conjunto é a soma das deformações de cada elemento individualmente. No modelo de Voigt (Figura 2b) os elementos estão em paralelo, e nesse caso a deformação é a mesma para a mola e o amortecedor e a tensão total é a soma das tensões individuais em cada elemento.

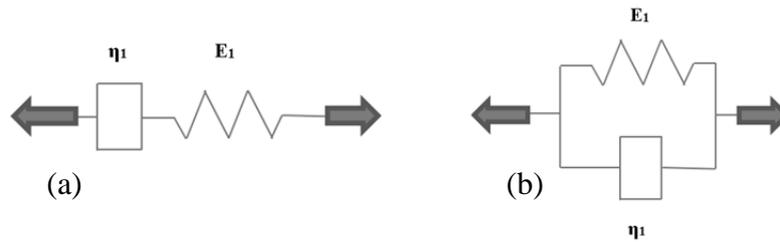


Figura 2 – (a) Modelo de Maxwell (b) Modelo de Voigt

Os modelos de Maxwell e Voigt não são capazes de representar o comportamento de materiais reais de maneira integral devido a sua simplicidade. Uma maneira de diminuir essas limitações é através da adição de mais termos. Dessa forma, outra modelagem que procura representar o comportamento de materiais é o Sólido Linear Padrão, que associa os modelos de Maxwell e Voigt a uma mola em série ou em paralelo. No entanto, a ordem de grandeza no domínio do tempo e da frequência para esse modelo é pequena quando considerada a ordem de grandeza exibida por materiais viscoelásticos (Evangelista, 2006).

Conseqüentemente, a generalização desses modelos é mais adequada para a representação dos materiais viscoelásticos. O modelo generalizado de Maxwell modificado apresenta diversos modelos simples de Maxwell (associação mola-amortecedor em série) em paralelo, com o acréscimo de uma mola, como mostra a Figura 3a. No modelo generalizado de Voigt modificado considera-se uma associação em série do modelo de Voigt com uma mola de módulo E , conforme mostrado na Figura 3b.

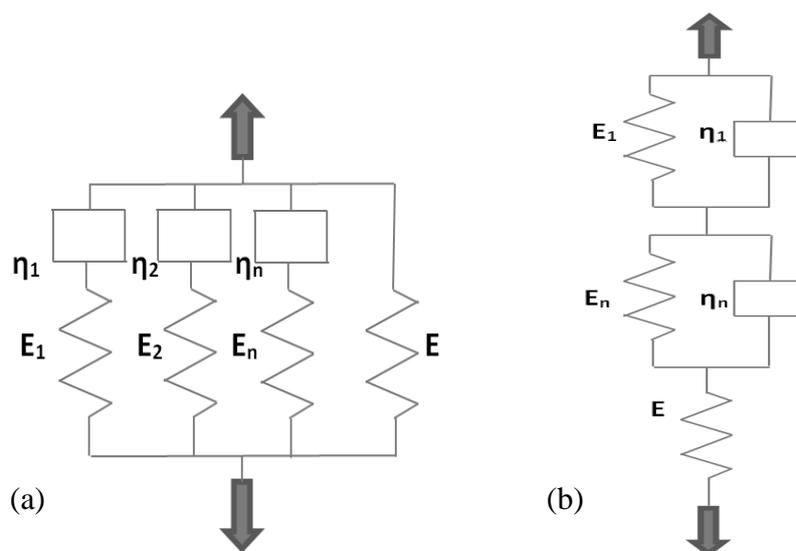


Figura 3 – (a) Modelo generalizado de Maxwell modificado (b) Modelo de Voigt Modificado

2.1.2. Função Fluência e Função Relaxação

Os materiais viscoelásticos apresentam ao longo do tempo um aumento da sua deformação mesmo quando submetidos a uma tensão constante. Essa resposta é conhecida como fluência ou compliância e é um processo de evolução lenta e progressiva. Da mesma maneira, quando submetidos à deformação constante, os materiais viscoelásticos apresentam decréscimo de suas tensões ao longo do tempo, fenômeno conhecido como relaxação.

Os fenômenos de relaxação e fluência estão associados à superestrutura molecular complexa presente nos materiais poliméricos. De acordo com Ferry (1980), as extensas cadeias poliméricas presentes nos materiais viscoelásticos podem apresentar forma distorcida e emaranhada, constituindo obstáculos que determinam o nível de fluência (ou relaxação) que o material irá apresentar macroscopicamente.

As propriedades de fluência e relaxação podem ser obtidas empiricamente através de ensaios nos quais ou se aplica uma tensão constante e medem-se as deformações crescentes ao longo do tempo (Figura 4), ou se aplica uma deformação constante e mede-se o decréscimo das tensões resultantes ao longo do tempo (Figura 5). Os ensaios são conhecidos respectivamente como *creep* estático e ensaio de relaxação, respectivamente.



Figura 4 – Ensaio de *Creep* Estático (Mensch, 2017)



Figura 5 – Ensaio de Relaxação (Mensch, 2017)

É possível observar nas Figuras 4 e 5 que a aplicação de uma tensão instantânea está associada a uma deformação instantânea inicial ε_0 , e para o caso de aplicação de deformação, uma tensão instantânea inicial σ_0 .

O módulo de fluência $D(t)$ é determinado como a razão entre a deformação ao longo do tempo $\varepsilon(t)$ e a tensão aplicada. A tensão é matematicamente descrita como uma função degrau, na qual no tempo $t < 0$ a tensão é nula, e no tempo $t \geq 0$ a tensão é igual a σ_0 , ou seja, a tensão é aplicada instantaneamente em $t = 0$, permanecendo constante a seguir. Semelhantemente, pode-se determinar o módulo de relaxação $E(t)$ como a razão entre a tensão decrescente ao longo do tempo $\sigma(t)$ e a deformação constante ε_0 aplicada. Os módulos de relaxação e fluência são indicados nas Equações 2.1 e 2.2:

$$\text{Módulo de relaxação: } E(t) = \frac{\sigma(t)}{\varepsilon_0} \quad (2.1)$$

$$\text{Módulo de fluência: } D(t) = \frac{\varepsilon(t)}{\sigma_0} \quad (2.2)$$

Os modelos mecânicos de associações de molas-amortecedores apresentados no item 2.1.1 têm a sua relação tensão-deformação representada por equações diferenciais. No caso elástico, a relação entre a tensão e a deformação pode ser representada por equações algébricas simples, porém no caso viscoelástico a dependência do tempo requer soluções através de funções analíticas. As soluções analíticas são escritas em função do módulo de fluência $D(t)$ ou do módulo de relaxação $E(t)$. Ao se aplicar as condições de carregamento (ou deformação) características dos ensaios de fluência (ou relaxação) as soluções ficam conhecidas como Séries de Prony. Para o modelo de Maxwell generalizado, a solução em função do módulo de relaxação é apresentada na Equação 2.3 (Christensen, 1982):

$$E(t) = \frac{\sigma(t)}{\varepsilon_0} = E_0 + \sum_{i=1}^n E_i \times e^{\left(-\frac{t}{\tau_i}\right)} \quad (2.3)$$

Onde $E(t)$ é o módulo de relaxação e t é o tempo absoluto tomado a partir de um referencial qualquer (início do ensaio). A variável τ_i representa o tempo de relaxação do modelo.

No caso do modelo de Kelvin-Voigt generalizado, a série de Prony obtida é indicada Equação 2.4 (Christensen, 1982):

$$D(t) = \frac{\varepsilon(t)}{\sigma} = \frac{1}{E_0} + \sum_{i=1}^n \frac{1}{E_i} \times \left[1 - e\left(-\frac{t}{\tau_i}\right) \right] \quad (2.4)$$

Outras soluções analíticas de relaxação e fluência para os diversos modelos de molas-amortecedores são apresentados em Navarro (2017). Para o ajuste dos dados experimentais às séries de Prony são utilizados métodos de regressão. O procedimento mais comumente utilizado para materiais betuminosos tem sido a linearização pelo método da Colocação (Schapery, 1961).

Diversos autores relatam dificuldades em relação à obtenção dos dados experimentais. A aplicação instantânea de uma deformação em um material viscoelástico resulta em níveis de tensão elevados nos momentos iniciais, fato que pode sobrecarregar o equipamento utilizado. Pode também haver dificuldade de manter o nível de deformação devido às tensões elevadas e sendo assim, os testes de fluência tem realização mais simples que os testes de relaxação. Os parâmetros viscoelásticos de relaxação podem ser obtidos por relações de interconversão entre o módulo de fluência, obtido por testes de tensão controlada, e o módulo de relaxação (Kim 2008, *apud* Silva, 2009).

É importante apontar que, no domínio do tempo, o módulo de relaxação não é igual ao inverso do módulo de fluência, apesar de os procedimentos de obtenção das duas funções serem opostos. Após a utilização da transformada de Laplace no plano complexo, pode-se definir que a transformada da função do módulo de relaxação é a inversa da transformada do módulo de fluência (Ferry, 1980).

2.1.3. Equações Constitutivas da Viscoelasticidade Linear

Os materiais viscoelásticos podem apresentar comportamento linear ou não linear. Nos materiais não lineares a tensão não é proporcional à deformação e tal comportamento pode ser ocasionado pela aplicação de elevadas amplitudes de tensão (causando deformações não infinitesimais), ou ainda pela natureza do material. No comportamento linear se admite que pequenas variações na tensão sejam acompanhadas proporcionalmente por pequenas alterações no produto módulo por deformação. Na viscoelasticidade linear a relação tensão-deformação dependente do tempo pode ser expressa através de equações diferenciais lineares com coeficientes constantes. Sendo assim, a razão tensão-deformação em um experimento é uma função do tempo, e não da magnitude de tensões (Ferry, 1980).

Para que os materiais sejam considerados viscoelástico lineares devem-se observar os princípios de proporcionalidade e da superposição de Boltzmann (Boltzmann, 1874). No princípio da proporcionalidade admite-se que uma alteração no estímulo de entrada causa uma alteração de mesma magnitude na resposta do material (Equação 2.5). Por exemplo, ao duplicar-se um determinado valor de força aplicada, conseqüentemente o deslocamento gerado pela aplicação dessa força será duplicado. Por outro lado, o princípio de superposição de Boltzmann afirma que a resposta devida à entrada de dois estímulos diferentes é igual à soma das respostas devido a cada entrada atuando separadamente (Equação 2.6).

$$R\{cI\} = cR\{I\} \quad (2.5)$$

$$R\{I_a + I_b\} = R\{I_a\} + R\{I_b\} \quad (2.6)$$

As tensões ou deformações dos materiais que se encontram dentro do regime viscoelástico linear dependem não somente do seu estado atual como também do seu histórico de tensões ou deformações (Schapery, 1972). De acordo com o princípio da superposição de Boltzmann é possível combinar os efeitos das tensões a que o material foi submetido no passado com os efeitos da

correspondente tensão atual. Tomando a Equação 2.2 em função da deformação sofrida ao longo do tempo, ao aproximar todo o histórico de tensões contínuo a que o material foi submetido por funções degrau subsequentes tem-se as Equações 2.7 e 2.8:

$$\varepsilon(t) = \sigma_0 D(t) + \sigma_1 D(t - \tau_1) + \sigma_2 D(t - \tau_2) + \sigma_3 D(t - \tau_3) \quad (2.7)$$

$$\varepsilon(t) = \sum_{i=1}^3 \sigma_i D(t - \tau_i) \quad (2.8)$$

Ao aproximar as funções degrau por funções degrau infinitesimais e tomando o limite da Equação 2.8 obtém-se a Equação 2.9:

$$\varepsilon(t) = \lim_{d\tau \rightarrow 0} \sum_{i=1}^{N \rightarrow \infty} D(t - \tau_i) \frac{d\sigma_i}{d\tau_i} d\tau_i \quad (2.9)$$

$$\varepsilon(t) = \int_{-\infty}^t D(t - \tau) \frac{\partial \sigma}{\partial \tau} \partial \tau \quad (2.10)$$

Na Equação 2.10 o tempo t é o tempo iniciado de um referencial qualquer e o tempo τ é o tempo de início do carregamento. A integral é conhecida como integral hereditária ou integral de convolução (Schapery, 1972). As integrais hereditárias expressam que a deformação em um tempo presente t é igual à superposição linear das tensões previamente aplicadas, multiplicadas pelo valor da função característica do material (nesse caso, módulo de relaxação) correspondente no intervalo de tempo $(t - \tau)$ que se passou desde a aplicação da respectiva tensão. De maneira semelhante define-se a integral hereditária a partir da Equação 2.1, como apresentado na Equação 2.11, nesse caso a função memória é a função fluência:

$$\sigma(t) = \int_0^t E(t - \tau) \frac{\partial \varepsilon}{\partial \tau} \partial \tau \quad (2.11)$$

2.1.4. Módulo Complexo

A caracterização viscoelástica através dos módulos de fluência e relaxação apresentadas no item 2.1.2 é definida a partir de ensaios monotônicos, que conforme descrito anteriormente podem ser de difícil execução. Alternativamente, a realização de ensaios de solicitações harmônicas ou oscilatórias é relevante, uma vez que se podem considerar os efeitos de diferentes climas e tráfegos, através da variação de temperatura e frequência do ensaio. Além disso, os ensaios dinâmicos apresentam uma caracterização acelerada em relação aos ensaios de *creep* estático e relaxação (Berthelot *et al.*, 2003 *apud* Evangelista, 2006).

O *National Cooperative Highway Research Program* (NCHRP) recomenda a utilização do módulo dinâmico como um parâmetro de rigidez no processo de dimensionamento mecânico de pavimentos. O módulo avaliado em ensaios cíclicos pode ser usado diretamente na análise da resposta dinâmica de estruturas para carregamento cíclico e transitório (Chehab, 2002 *apud* Nascimento, 2015).

Os parâmetros estudados nesse tipo de ensaio são o módulo complexo E^* e o ângulo de fase φ , e são investigadas as respostas mecânicas sob condições de solicitações harmônicas em regime permanente. Quando um material está sob um regime viscoelástico linear e sofre a aplicação de um carregamento senoidal (Equação 2.12), a sua resposta de deformação será também senoidal com atraso angular correspondente ao ângulo de fase φ (Equação 2.13).

$$\sigma = \sigma_0 \sin(\omega t) \quad (2.12)$$

$$\varepsilon = \varepsilon_0 \sin(\omega t - \varphi) \quad (2.13)$$

A defasagem entre a tensão e a deformação representa as parcelas de comportamento elástico e viscoso do material. Para materiais com comportamento tendendo a elasticidade o ângulo de fase apresenta valores pequenos ($\varphi \approx 0$). Para materiais que apresentam comportamento majoritariamente viscoso o ângulo de fase apresenta valores mais elevados ($\varphi \approx 90^\circ$) (Figura 6).

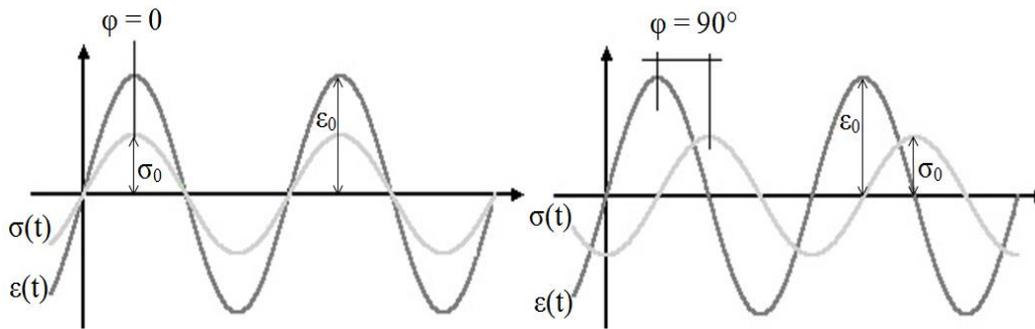


Figura 6 – Carregamento e deformação senoidais e ângulo de fase

O módulo complexo é estabelecido pela relação complexa entre a tensão (Equação 2.14) e a deformação (Equação 2.15) de um carregamento harmônico.

$$\sigma^* = \sigma_0 \cos(\omega t) + i \sin(\omega t) = \sigma_0 e^{i\omega t} \quad (2.14)$$

$$\varepsilon^* = \varepsilon_0 e^{i(\omega t - \varphi)} \quad (2.15)$$

O módulo complexo E^* fica definido pela Equação 2.16. Também são definidos o módulo elástico E' e o módulo viscoso E'' . O módulo elástico (Equação 2.17) representa a parcela real do módulo complexo, enquanto o módulo viscoso (Equação 2.18) representa a parcela imaginária. Os módulos E' e E'' também são conhecidos como módulos de armazenamento e de perda, respectivamente.

$$E^* = \frac{\sigma_0^*}{\varepsilon_0^*} = \frac{\sigma_0 e^{i\omega t}}{\varepsilon_0 e^{i(\omega t - \varphi)}} = \frac{\sigma_0}{\varepsilon_0} e^{i\varphi} \quad (2.16)$$

$$E' = \frac{\sigma_0}{\varepsilon_0} \cos \varphi \quad (2.17)$$

$$E'' = \frac{\sigma_0}{\varepsilon_0} \sin \varphi \quad (2.18)$$

O módulo dinâmico $|E^*|$ é o valor absoluto do módulo complexo, e é definido como a razão entre a amplitude de tensão e a amplitude de deformação conforme Equação 2.19.

$$|E^*| = \frac{\sigma_0}{\epsilon_0} \quad (2.19)$$

2.1.5. Influência da Temperatura

Os materiais asfálticos têm o seu comportamento influenciado não somente pela dependência do tempo como também pela temperatura, podendo ser considerados materiais termo-viscoelásticos (Lu e Wright, 2000). O comportamento é predominantemente elástico para altas frequências de carregamento, fato que também se observa na ocorrência de temperaturas baixas. Para carregamento a baixas frequências observa-se um comportamento em sua maioria viscoso, e analogamente o comportamento se repete na presença de temperaturas altas.

Uma vez que, no comportamento viscoelástico, se pode estabelecer um paralelo entre a dependência do tempo e a temperatura, são definidos como Materiais Termo-reologicamente Simples (MTS) aqueles em que todos os tempos de relaxação são influenciados igualmente pela temperatura. São chamados Materiais Termo-reologicamente Complexos (MTC) aqueles cujas propriedades iniciais (elásticas), de longo prazo (equilíbrio) e dependentes do tempo são influenciadas pela temperatura.

Na caracterização viscoelástica de um MTS o efeito da temperatura pode ser incorporado pela simples utilização de um fator de deslocamento (a_t) na escala logarítmica do tempo. Em contrapartida para os MTCs é necessário um deslocamento horizontal e também vertical das curvas experimentais (Ferry, 1980; Christensen, 1982). Em termos práticos, uma propriedade viscoelástica pode ser descrita por uma curva característica chamada curva mestra. Esta pode ser obtida pelo deslocamento horizontal na escala logarítmica do tempo de dados de ensaios realizados a diversas temperaturas até que se forme uma curva única e contínua. Dessa maneira, a composição de uma Curva Mestra possibilita a caracterização

viscoelástica de uma combinação ampla de temperaturas e frequências. É indicado nas Figuras 7 e 8 um exemplo de curvas que foram deslocadas pelo fator a_t para a formação de uma Curva Mestra, ao se analisar o Módulo Dinâmico de uma mistura.

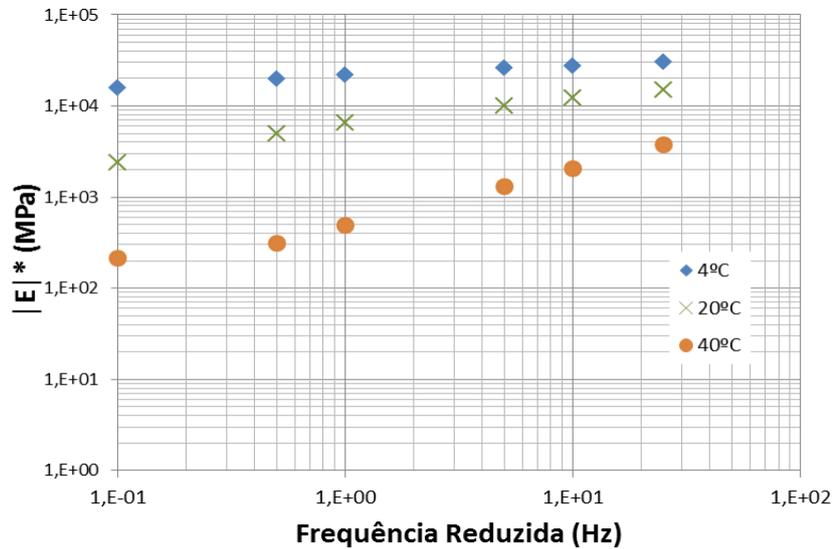


Figura 7 – Módulo dinâmico vs. Frequência reduzida (Temp. 4°C, 20°C e 40°C)

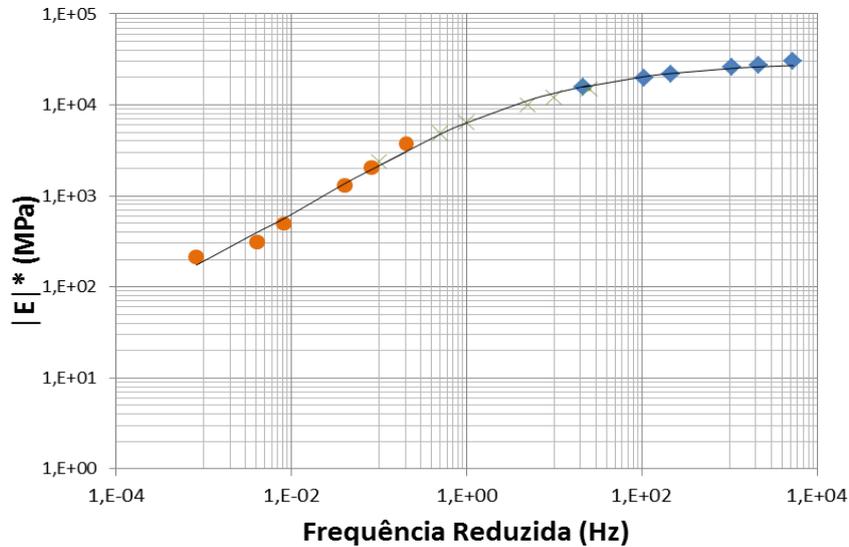


Figura 8 - Curva Mestra (Temp. de referência de 20°C)

O processo de equivalência entre o comportamento dependente do tempo e a temperatura é comumente referido como Princípio da Superposição Tempo-Temperatura (PSTT). Para uma análise adequada do comportamento de um material asfáltico é recomendada uma observação na escala de tempo de 8 décadas logarítmicas, o que seria inviável do ponto de vista experimental.

Utilizando o PSTT é possível observar uma faixa de domínio do tempo ampla, com ensaios de duração de apenas algumas horas.

A frequência reduzida f_R pode ser definida como o produto da frequência de ensaio pelo fator deslocamento a_t , como mostra a Equação 2.20:

$$f_R = a_t \times f \quad (2.20)$$

O fator deslocamento pode ser determinado através de equações como a de Arrhenius (Equação 2.21).

$$\log a_t = C \times \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_{ref}} \right) \quad (2.21)$$

$$\text{Sendo: } C = \frac{E_a}{\ln 10 \times R} \quad (2.22)$$

Onde T é a temperatura na qual o ensaio foi realizado e T_{ref} é a temperatura para qual se quer deslocar a curva, ou seja, a temperatura de referência. A constante C é característica do material e está relacionada à energia de ativação (E_a). A constante R é igual a 8,314J/mol.K, que é a constante dos gases ideais.

Outra equação apontada na literatura para o cálculo do fator deslocamento é a equação de Williams-Landel-Ferry (WLF) que é apresentada na Equação 2.23:

$$\log a_t = \frac{-C_1 \times (T - T_{ref})}{C_2 + (T - T_{ref})} \quad (2.23)$$

As constantes C_1 e C_2 são propriedades dependentes de cada material e da temperatura de referência T_{ref} . A equação de Arrhenius oferece melhores resultados nos casos em que a diferença entre a temperatura de ensaio (T) e a temperatura de referência (T_{ref}) é menor ou igual a 20°C, caso contrário a equação de WLF é a mais indicada (Cheung, 1995 *apud* Coutinho, 2012).

Uma alternativa aos métodos apresentados é a resolução dos fatores de deslocamento simultaneamente a resolução dos coeficientes de ajuste da curva a um modelo matemático. A curva mestra pode ser ajustada a uma função sigmoideal (Equação 2.24) e a relação dos fatores de deslocamento com a temperatura pode ser ajustada a uma curva polinomial do segundo grau (Equação 2.25). Os ajustes

podem ser realizados pelo método dos mínimos quadrados na ferramenta Solver do Microsoft Excel (Pellinen *et al.* 2002).

$$\text{Log}|E^*| = \delta + \frac{\alpha}{1 + e^{\beta - \gamma \log(f_R)}} \quad (2.24)$$

$$\log(a_t) = a_1 T^2 + a_2 T + a_3 \quad (2.25)$$

Onde:

δ = valor mínimo do módulo dinâmico

α = intervalo do valor do módulo

β, γ = parâmetros de forma

f_R = frequência reduzida

a_1, a_2 e a_3 = coeficientes de regressão

Os coeficientes δ e α são dependentes da quantidade de ligante, da granulometria e dos vazios na amostra. Os coeficientes β e γ estão relacionados às características do ligante e à magnitude de δ e α (Mello, 2008). O parâmetro γ reflete a inclinação da função e o parâmetro β a posição horizontal do ponto de inflexão da curva (Pellinen *et al.* 2002). Os parâmetros da função sigmoidal são mostrados na Figura 9.

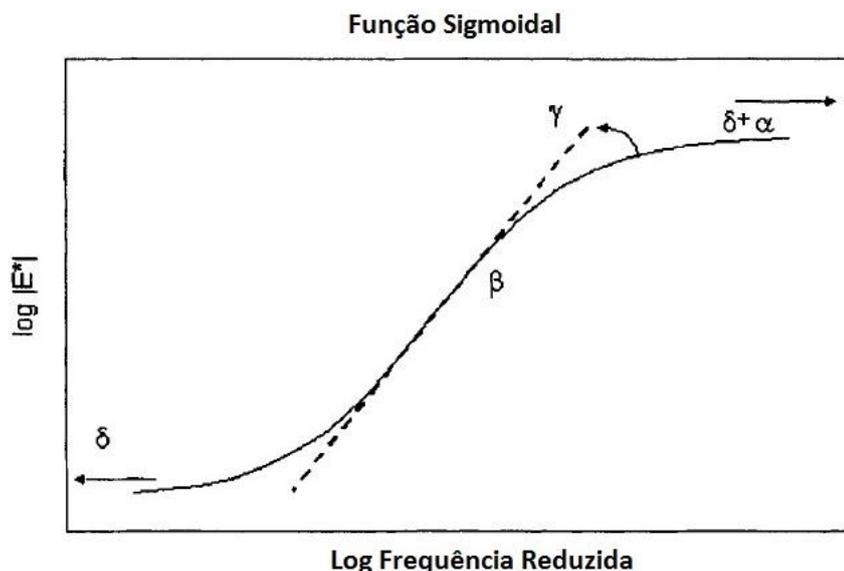


Figura 9 – Parâmetros da Função Sigmoidal (Pellinen *et al.* 2002, modificado)

A aplicação da função sigmoïdal no ajuste dos dados do módulo dinâmico é baseada na observação física do comportamento de misturas asfálticas. Durante o carregamento de compressão a altas temperaturas a rigidez da mistura se aproxima de um valor limitante, dependente da granulometria dos agregados. A rigidez máxima da mistura é representada pela aproximação assintótica da parte superior da função sigmoïdal, nesse caso dependente da rigidez limite do ligante a temperaturas baixas. Assim, a função sigmoïdal captura o comportamento físico do módulo da mistura asfáltica em um intervalo de temperaturas variando desde temperaturas baixas a temperaturas elevadas (Mensch, 2017). Nos estudos de Pellinen *et al.* (2002) é apresentada uma variação de -18°C a 55°C para o ajuste com a função sigmoïdal.

2.2. Dano Por Fadiga

O trincamento por fadiga se caracteriza pela aparição e posterior desenvolvimento de micro e macro trincas no pavimento asfáltico. As circunstâncias que ocasionam o surgimento de trincas são os carregamentos de natureza cíclica, tais como a passagem de veículos e as mudanças de temperatura a que o pavimento é submetido.

Há duas abordagens principais que visam estudar o processo de fadiga dos materiais asfálticos: a Mecânica da Fratura e o Dano Contínuo. A Mecânica da Fratura trata o problema estudando as tensões nas extremidades das fissuras, sua relação com os carregamentos externos, a energia necessária para a propagação das mesmas, bem como o modo de propagação (Figura 10a). Em contrapartida, ao se utilizar a abordagem do Dano Contínuo, os defeitos individuais e heterogêneos da estrutura são homogeneizados e a atenção é voltada para a resposta conjunta da macroestrutura (Figura 10b).

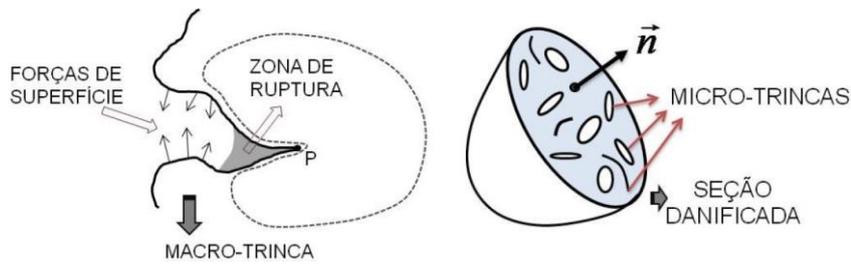


Figura 10 – (a) Seção transversal de uma macro trinca. (b) Meio contínuo danificado por micro trincas. (Mello, 2008)

As micro trincas tem papel dominante no processo de dissipação da energia. No modelo de dano contínuo uma variável de estado interna, de alguma maneira, qualifica (se não quantifica) a densidade das micro trincas localmente e uma equação cinética define a evolução do dano com o tempo de aplicação do carregamento. Sendo assim, os resultados manifestam a habilidade da teoria em prever tendências experimentais com um mínimo de parâmetros obtidos experimentalmente (Kachanov, 1986 e Krajcinovic, 1989 *apud* Mello, 2008), e é a abordagem selecionada para essa pesquisa.

2.2.1. Teoria do Dano Contínuo Viscoelástico

A teoria do dano contínuo, ao contrário da mecânica da fratura, não faz uma observação detalhada do surgimento e propagação das microfissuras, mas sim uma análise do efeito combinado das mudanças que ocorreram na microestrutura. Dessa maneira, a estrutura é considerada homogênea e contínua, onde o dano se manifesta como uma redução da rigidez ou resistência do material. Em geral as mudanças estruturais relativas ao dano são irreversíveis, resultando assim em um processo de acréscimo da entropia no corpo em questão (Kachanov, 1986 *apud* Mello, 2008).

Nesse modelo avalia-se a relação entre as propriedades fundamentais do material e o dano causado, sendo os parâmetros principais dados pela pseudo-rigidez (C), ou integridade do material, e o dano (S), que resultam de um programa experimental simplificado e algumas considerações teóricas. Considera-se que para um material íntegro o valor do dano é nulo e, se não houver recuperação no dano provocado, ele é sempre crescente.

Para modelar o efeito das microfissuras no comportamento constitutivo em macro escala utilizam-se os conceitos baseados nos princípios da termodinâmica dos processos irreversíveis, desenvolvidos por Schapery. De maneira resumida, acredita-se que a energia armazenada no processo de deformação do material é parcialmente consumida no processo de danificação do corpo a cada ciclo de carregamento. Essa teoria recebe o nome de Teoria do Trabalho Potencial de Schapery.

Baseando-se também nos conceitos dos processos termodinâmicos irreversíveis Schapery (1990) apresentou um procedimento que descreve o comportamento mecânico de um meio elástico com evolução do dano. Através do uso de pseudo-variáveis, as relações de tensão-deformação para muitos materiais viscoelásticos podem ser representadas por equações do tipo elásticas através princípio da correspondência elástico-viscoelástica. Por último, o princípio da superposição tempo temperatura com o dano crescente é utilizado para incluir os efeitos combinados do tempo/frequência e temperatura.

Os princípios que fundamentam a teoria do dano contínuo são apresentados brevemente a seguir.

Princípio da Correspondência Elástica-viscoelástica baseado em Pseudo-deformação

Segundo o princípio da correspondência elástico-viscoelástico a equação constitutiva relativa aos materiais viscoelásticos é idêntica à equação constitutiva de materiais elásticos, com a substituição de uma variável por uma pseudo-variável. Uma vez que na equação elástica se estabelece a razão entre a tensão e a deformação através de um módulo, ajustam-se as equações de tensão e deformação para o caso viscoelástico (Eq. 2.26). Reescrevendo a Equação 2.10 que define a deformação para materiais viscoelásticos como a Equação 2.27:

$$\sigma = E_R \times \varepsilon^R \quad (2.26)$$

$$\varepsilon^R = \frac{1}{E_R} \int_0^t D(t - \tau) \frac{\partial \sigma}{\partial \tau} \partial \tau \quad (2.27)$$

Onde E_R (modulo de referência) é uma constante com as mesmas unidades de medida do módulo de relaxação e ε^R é a pseudo-deformação, que é a pseudo-variável inserida para representar a equação de deformação no mesmo formato que uma equação elástica. As tensões e deformações, neste caso, não são necessariamente quantidades passíveis de interpretação física, mas estão relacionadas às suas respectivas quantidades físicas através de integrais hereditárias (Christensen, 1982).

Na teoria da viscoelasticidade, a transformação de problemas viscoelásticos em equivalentes elásticos com a substituição do módulo elástico, é feita usualmente utilizando-se a transformada de Laplace. Porém, o uso da transformada de Laplace restringe-se ao comportamento viscoelástico linear com condições de contorno de tempo variável. A utilização de pseudo-variáveis permite a aplicação ao comportamento linear e não linear para materiais viscoelásticos com condições de contorno estacionárias ou dependentes do tempo, além disso, não requerem uma etapa de transformada inversa para obter soluções viscoelásticas.

O princípio da correspondência permite ainda a caracterização do comportamento devido à viscoelasticidade do material e o comportamento devido ao acúmulo de dano separadamente. Assim sendo, realizam-se ensaios com baixas amplitudes a fim de se obter as propriedades do material na região viscoelástica linear. Posteriormente, realizam-se ensaios com altas amplitudes de tensão e deformação com a intenção de avaliar o dano no material (Castelo Branco, 2008).

Para o cálculo da pseudo-deformação apresentado na Equação 2.27 uma abordagem possível é através das variáveis de estado, que em termos práticos, transformam o processo de convolução em uma operação algébrica. Nessa abordagem, a cada elemento de Maxwell na representação Prony do módulo de relaxação é atribuída uma variável. Esta variável rastreia o comportamento, ou estado, do elemento dado durante o carregamento (Underwood, 2006 *apud* Nascimento, 2014).

Teoria do Trabalho Potencial de Schapery

Variações micro estruturais, como o aparecimento de micro trincas, que acontecem durante o carregamento de um material asfáltico influenciam seu desempenho mecânico. A teoria do trabalho potencial utiliza variáveis internas de

estado para definir as mudanças estruturais ou danos que podem acontecer ao material e é baseada na termodinâmica de processos irreversíveis (Schapery, 1990).

O modelo proposto pela Teoria do Trabalho potencial de Schapery foi inicialmente desenvolvido para o meio elástico e posteriormente estendido para o meio viscoelástico através do uso de pseudo-variáveis. A teoria desenvolvida para o meio elástico é composta pelas Eq. 2.28, Eq. 2.29 e Eq. 2.30:

Relação tensão-deformação:

$$\sigma = \frac{dW}{d\varepsilon} \quad (2.28)$$

Função Densidade de Energia de Deformação:

$$W = W(\varepsilon, S_m) \quad (2.29)$$

Lei de evolução do dano:

$$-\frac{dW}{dS_m} = \frac{dW_s}{dS_m} \quad (2.30)$$

Onde:

σ e ε - Tensores de tensão e de deformação

S_m - Variável interna de estado (m representa o número de parâmetros de danos considerados no modelo)

$W_s(S_m)$ - Energia dissipada devido a mudanças estruturais

Utilizando o princípio da correspondência elástica-viscoelástica, a função densidade de energia de deformação tem suas variáveis substituídas por pseudo-variáveis, ou seja, a deformação é substituída pela pseudo-deformação e a energia pela pseudo-energia. A lei de evolução do dano, no entanto, não pode ser diretamente transformada do caso elástico para o caso viscoelástico com o simples uso de pseudo-variáveis, uma vez que ambos os lados da equação são função da taxa de carregamento. Logo, utiliza-se a usual lei de potência para o crescimento de trincas em materiais viscoelásticos apresentada na Equação 2.31 (Park et al. 1996).

$$\dot{S}_m = \left(-\frac{\partial W_s}{\partial S_m} \right)^{\alpha_m} \quad (2.31)$$

Onde \dot{S}_m é a taxa de evolução de dano e α_m é uma constante positiva. No caso da caracterização do dano contínuo em materiais viscoelásticos, a potência α_m está relacionada à inclinação máxima do módulo de relaxação, n , em função do tempo reduzido, onde $\alpha_m = 1/n + 1$, para ensaios monotônicos ou com controle de deslocamento do atuador. (Underwood *et al.*, 2009 *apud* Nascimento, 2014).

2.2.2. Equações Constitutivas para o Dano Contínuo Viscoelástico

O modelo para o Dano Contínuo de materiais viscoelástico utiliza os conceitos apresentados nas seções anteriores para chegar à relação constitutiva. À medida que o dano se acumula a redução na rigidez do material pode ser definida pelo módulo pseudo-secante (pseudo-rigidez) apresentado na Equação 2.32. A variabilidade de amostra para amostra é considerada pela normalização, através da pseudo-rigidez inicial I .

$$C = \frac{\sigma}{\varepsilon^R * I} \quad (2.32)$$

As equações constitutivas uniaxiais para materiais elásticos lineares e viscoelásticos lineares com e sem danos são apresentadas na Tabela 1.

Tabela 1 – Equações Constitutivas

Equações	Sem Dano	Com Dano
Elástico	$\sigma = E_R \varepsilon$	$\sigma = C(S_m) \varepsilon$
Viscoelástico	$\sigma = E_R \varepsilon^R$	$\sigma = C(S_m) \varepsilon^R$

$C(S_m)$ é uma função das variáveis internas de estado (S_m) que representam a mudança de rigidez do material devido a mudanças microestruturais, tais como danos acumulados. E_R é o módulo de Young para Equação elástica sem dano. A

equação viscoelástica toma a mesma forma que a equação elástica, com pseudo-deformação substituindo a deformação física.

Park *et. al* (1996) apresentam a função de densidade de energia de pseudo-deformação do material na forma mais simples possível de acordo com Equação 2.33:

$$W^R = \frac{1}{2} C(S) (\epsilon^R)^2 \quad (2.33)$$

Os valores da pseudo-rigidez normalizada C podem ser calculados combinando a Equação 2.33 com as tensões medidas e as pseudo-deformações. Para obter os valores do parâmetro S é necessário resolver a lei de evolução e então encontrar a relação na forma funcional de $C(S)$. No entanto, não é simples encontrar S usando a lei de evolução, apresentada na Equação 2.31, porque de acordo com a equação um conhecimento prévio de $C(S)$ é requerido antes que possa ser resolvido para S . É possível usar a regra da cadeia para eliminar S do lado direito da equação de evolução e obter uma expressão explícita para S , como mostrado na Equação 2.34. Ambas as funções, C e ϵ^R , são dependentes do tempo t , e assim, uma aproximação numérica pode ser usada com os dados medidos, para obter S como uma função do tempo (Equação 2.35) (Lee, 1996 *apud* Nascimento, 2014).

$$S = \int_0^t \left[\frac{1}{2} \frac{dC}{dt} (\epsilon^R)^2 \right]^{\frac{\alpha}{1+\alpha}} dt \quad (2.34)$$

$$S(t) = \sum_{i=1}^N \left[\frac{1}{2} (\epsilon^R)_i^2 (C_{i-1} - C_i) \right]^{\frac{\alpha}{1+\alpha}} (t_i - t_{i-1})^{\frac{1}{1+\alpha}} \quad (2.35)$$

A relação entre C e S pode ser encontrada executando uma regressão nos dados experimentais. As funções mais comuns usadas para ajustar essa relação são as leis de potência mostradas nas Equações 2.36 e 2.37.

$$C(S_1) = C_{10} - C_{11} (S_1)^{C_{12}} \quad (2.36)$$

$$C_1(S_1) = e^{a S_1^b} \quad (2.37)$$

Onde C_{10} , C_{11} , C_{12} , a e b são as constantes de regressão das equações.

Deve ser dada relevância ao fato de que a relação entre a pseudo rigidez normalizada (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). A aplicação do princípio de superposição tempo temperatura com danos crescentes às relações C versus S a diferentes temperaturas produz a mesma curva característica de dano na escala de tempo reduzida, contanto que a combinação de temperatura de ensaio e o carregamento deve ser tal que apenas o comportamento elástico e viscoelástico prevaleça com viscoplasticidade negligível, se houver (Chehab *et al.* 2002, *apud* Nascimento,2014).

Como exemplo, nas Figuras 11 e 12 são apresentados os dados de um ensaio cíclico uniaxial de dano obtido para uma mistura de asfalto modificada com polímero de estireno-butadieno-estireno (SBS), realizada por Nascimento (2014). As curvas derivadas dos ensaios realizados a deformação controlada, logo com diferentes deformações impostas, coincidem quando C e S são plotados no mesmo espaço (Figura 12). Dessa maneira, a relação entre C e S é definitivamente uma propriedade fundamental do material; essa relação é chamada de curva característica de dano.

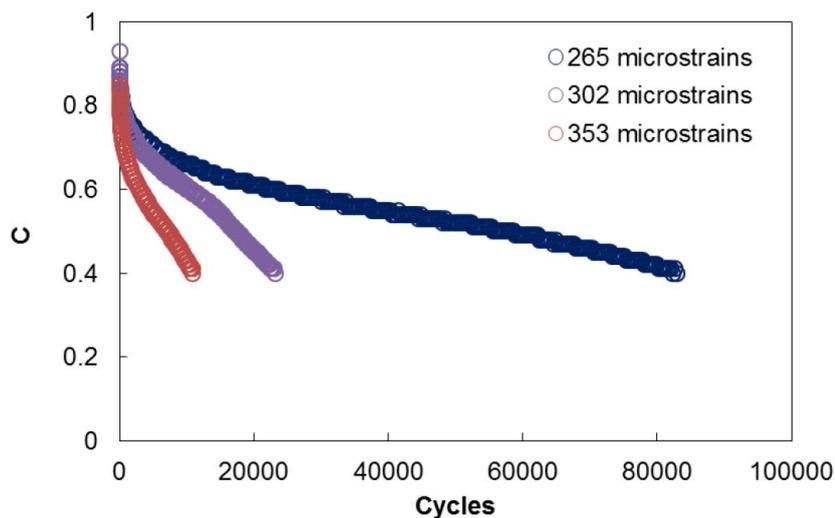


Figura 11 – Pseudo-Rigidez (C) vs Número de Ciclos (Nascimento, 2014)

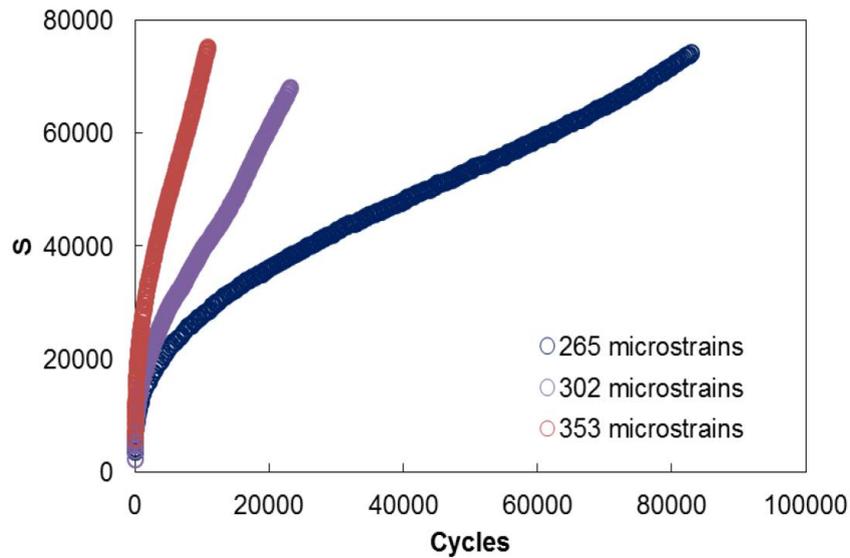


Figura 12 – Parâmetro de Dano (S) vs Número de Ciclos (Nascimento, 2014)

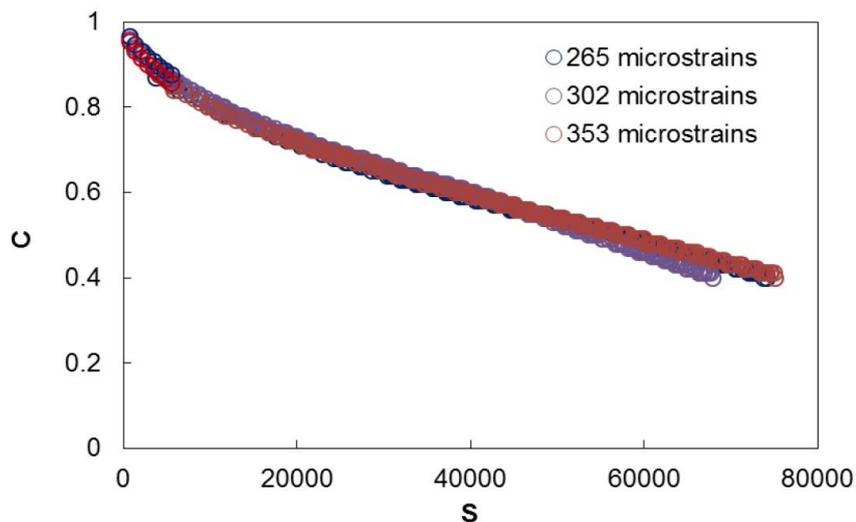


Figura 13 – Curva característica da pseudo rigidez (C) versus parâmetro de dano (S) (Nascimento, 2014)

2.2.3. Modelo S-VECD

O modelo descrito pela Equação 2.35 apresenta a formulação rigorosa para o dano contínuo em material viscoelástico (*Viscoelastic Continuum Damage*, VECD). Para o caso de ensaios cíclicos é comum que a quantidade de dados seja numerosa, e uma vez que o modelo requer que a pseudo-deformação, a pseudo-rigidez e o dano sejam calculados para todo o histórico de carregamento do ensaio, essa abordagem se torna pouco viável.

Uma abordagem simplificada para o modelo VECD foi proposta e é chamada *Simplified Viscoelastic Continuum Damage model* (S-VECD). O modelo simplificado utiliza a abordagem rigorosa da Equação 2.35 para o primeiro ciclo de carregamento do ensaio no qual o crescimento do dano é significativo. Para ciclos subsequentes utiliza-se a abordagem simplificada. (Underwood *et al.*, 2009 *apud* Nascimento, 2014)

Assume-se que o dano por fadiga se acumula apenas na condição de tração na abordagem simplificada, e assim a amplitude da pseudo-deformação submetida à tração, $\varepsilon_{0,ta}^R$, é calculada. Neste caso, ao invés de se utilizar a integral de convolução (Eq. 2.27), simplifica-se o processo ao admitir-se a condição de estado estacionário (*steady-state*). A amplitude de pseudo-deformação sob tração é calculada com precisão para o pressuposto de estado estacionário usando a Equação 2.38 (Kutay *et al.*, 2008 *apud* Nascimento, 2014):

$$(\varepsilon_{0,ta}^R) = \frac{1}{E_R} \frac{\beta + 1}{2} ((\varepsilon_{0,pp})_i |E^*|_{LVE} \quad (2.38)$$

Onde $\varepsilon_{0,pp}$ é a amplitude de deformação pico-a-pico e $|E^*|_{LVE}$ é o módulo dinâmico linear viscoelástico do material nas condições de ensaio (frequência e temperatura). O fator β é utilizado para quantificar a duração de um dado ciclo de carga sob tração: 1 significa tração total, 0 indica que a amplitude de tensão de compressão e tração são iguais, e -1 indica que o carregamento é sempre de compressão.

A Equação 2.35 citada na abordagem mais rigorosa pode ser simplificada de acordo com a Equação 2.39 para o cálculo do dano cíclico:

$$(dS_{cíclico})_i = \left(-\frac{1}{2} (\varepsilon_{0,ta}^R)_i^2 \Delta C_i^* \right)^{\frac{\alpha}{1+\alpha}} (\Delta \xi_p)_i^{\frac{1}{1+\alpha}} (K_1)^{\frac{1}{1+\alpha}} \quad (2.39)$$

Na Equação 2.39 a pseudo-deformação absoluta ε_m^R é substituída pela amplitude de tensão de pseudo-deformação $\varepsilon_{0,ta}^R$, a pseudo-rigidez C é substituída pelo valor baseado no carregamento cíclico C^* e o intervalo de tempo $(t_i - t_{i-1})$ pelo intervalo de tempo de pulso reduzido $\Delta \xi_p$.

O cálculo simplificado pressupõe que a pseudo-deformação é um valor constante dentro de um ciclo. Essa pressuposição não é acurada e aplica-se um fator de ajuste, K_1 , que é um parâmetro rigorosamente definido dependente apenas do histórico de tempo de carregamento, $f(\xi)$. Pode ser demonstrado que o fator K_1 é dado pela Equação 2.40 considerando-se que o crescimento de dano num ciclo individual é pequeno, (Underwood *et al.*, 2009 *apud* Nascimento, 2014).

$$K_1 = \frac{1}{\xi_f - \xi_i} * \int_{\xi_i}^{\xi_f} (f(\xi))^{2\alpha} * d\xi \quad (2.40)$$

Sendo ξ_i e ξ_f o tempo reduzido de início e de fim da tensão de tração para um dado ciclo, respectivamente.

No modelo proposto as pseudo-deformações são calculadas passo a passo. Assim sendo e conforme previamente mencionado o modelo simplificado utiliza a abordagem rigorosa da Equação 2.35 para o primeiro ciclo de carregamento no qual o crescimento do dano é significativo. Para ciclos subsequentes utiliza-se a abordagem simplificada. A formulação final do modelo S-VECD é apresentada nas Equações de 2.41 a 2.46.

(i) Pseudo-deformações ε^R

$$\varepsilon^R = \frac{1}{E_R} \int_0^{\xi} E(\xi - \tau) \frac{\partial \varepsilon}{\partial \tau} d\tau \quad \xi \leq \xi_p \quad (2.41)$$

$$(\varepsilon_{0,ta}^R)_{ciclo\ i} = \frac{1}{E_R} \frac{\beta + 1}{2} ((\varepsilon_{0,pp})_i | E^* |_{LVE} \quad \xi > \xi_p \quad (2.42)$$

(ii) Pseudo-rigidez C

$$C = \frac{\sigma}{\varepsilon^R \times DMR} \quad \xi \leq \xi_p \quad (2.43)$$

$$C^* = \frac{(\beta + 1)\sigma_{0,pp}}{2\varepsilon_{0,ta}^R \times DMR} \quad \xi > \xi_p \quad (2.44)$$

(iii) Crescimento de dano durante a etapa de cálculo dS

$$(dS_{\text{transiente}})_{\text{timestep } j} = \left(-\frac{\text{DMR}}{2} (\varepsilon^R)_j^2 \Delta C_j \right)^{\frac{\alpha}{1+\alpha}} (\Delta \xi)_j^{\frac{1}{1+\alpha}} \quad \xi \leq \xi_p \quad (2.45)$$

$$(dS_{\text{cyclic}})_{\text{cycle } i} = \left(-\frac{\text{DMR}}{2} (\varepsilon_{0,\text{ta}}^R)^2 \Delta C_i \right)^{\frac{\alpha}{1+\alpha}} (\Delta N_i \times \xi_p \times K_1)^{\frac{1}{1+\alpha}} \quad \xi > \xi_p \quad (2.46)$$

Onde:

ε^R = pseudo deformação

ε = deformação

$E(\xi)$ = módulo de relaxação viscoelástico linear

τ = termo de integração

ξ = tempo reduzido

ξ_p = tempo de pulso reduzido

$\varepsilon_{0,\text{pp}}$ = amplitude de deformação pico a pico

$\varepsilon_{0,\text{ta}}^R$ = amplitude de pseudo deformação sob tração

$\sigma_{0,\text{pp}}$ = amplitude de tensão pico a pico

β = fator de forma do carregamento

dS = incremento de crescimento do dano durante o cálculo da etapa

ΔC_j = diferença finita entre o valor de C nas etapas consecutivas j e $j-1$

ΔC_i = diferença finita entre o valor de C nas etapas consecutivas i e $i-\Delta N$

$\Delta \xi$ = diferença finita entre o valor de ξ nas etapas consecutivas j e $j-1$

ΔN_i = número de ciclos entre as etapas de cálculo para fase cíclica

K_1 = fator de ajuste

DMR = razão de módulo dinâmico (*dynamics modulus ratio*)

α = taxa de evolução do dano

O módulo dinâmico e o módulo de relaxação utilizados nas análises das Equações 2.41 e 2.42 são oriundos de ensaios feitos em amostras utilizadas para a caracterização viscoelástica linear e não nas amostras ensaiadas para fadiga. Com o objetivo de reduzir a dispersão obtida de corpo de prova para corpo de prova, nas Equações 2.43 e 2.44 o cálculo da pseudo-rigidez é corrigido por um fator chamado *dynamics modulus ratio* (DMR) (Equação 2.47). Previamente ao início do carregamento de dano cada corpo de prova é submetido a um ensaio com pequenas deformações onde se mede o módulo dinâmico fingerprint $|E^*|_{fp}$, nas condições do ensaio (mesmas temperatura e frequência). Esse ensaio prévio é feito apenas para obter a rigidez do corpo de prova e compará-la com aquela oriunda dos ensaios de módulo dinâmico realizados nos corpos de prova preparados exclusivamente para este fim ($|E^*|_{LVE}$).

$$DMR = \frac{|E^*|_{fp}}{|E^*|_{LVE}} \quad (2.47)$$

2.2.4. Critérios de Ruptura

O primeiro critério proposto por Monismith e Deacon (1969) para definir a ruptura de materiais asfálticos aponta como momento crítico a perda em 50% do valor do módulo de rigidez em relação ao seu valor inicial. No entanto, devido à alta heterogeneidade das misturas asfálticas o critério é deficiente em prever o momento da ruptura, uma vez que para variadas misturas o comportamento de redução do módulo inicial é diferente conforme o dano se propaga (Mocelin, 2018).

Reese (1997) propõe um critério que aponta o pico do ângulo de fase como momento de ruptura. A queda do ângulo de fase acontece devido à discrepância de ajuste de uma função senoidal ao sinal de deformação distorcido devido ao

surgimento de uma macro trinca. No entanto, a queda do ângulo de fase deve ser utilizada como um indicador de ruptura experimental, e não como um critério de ruptura em um modelo de previsão. A previsão da vida de fadiga deve ser derivada das variáveis fundamentais do modelo utilizado: tensão, deformação e energia de deformação (Wang e Kim, 2017). Nascimento (2014) aponta que a maioria dos modelos de danos contínuos, incluindo o modelo VECD, não é capaz de prever a variação no ângulo de fase e também sua queda (Sabouri e Kim, 2014 *apud* Nascimento, 2014).

Hou (2009) desenvolveu uma envoltória de ruptura para a pseudo-rigidez através de observações experimentais, nas quais o autor leva em consideração o tamanho máximo nominal do agregado das misturas, bem como a frequência de carregamento na ruptura. O autor propôs a função de ruptura apresentada na Equação 2.48 (Nascimento, 2014).

$$C_f^* = \begin{cases} b \rightarrow f_R < 0,01 \\ a(\log(f_R) - \log(0,01)) + b \rightarrow 0,01 \leq f_R < 10 \end{cases} \quad (2.48)$$

Onde

$$a = -0,0045(\text{TMN}) + 0,12$$

$$b = \begin{cases} 0,26 \rightarrow \text{material não reciclado} \\ 0,30 \rightarrow \text{material reciclado} \end{cases}$$

Onde TMN é o tamanho máximo nominal da mistura de interesse em milímetros. Por se tratar de um método empírico, este apresenta alta variabilidade dos dados experimentais não sendo completamente adequado.

Em diversos outros critérios de ruptura apresentados na literatura, os autores basearam-se na energia dissipada durante o ensaio, que poderia ser utilizada para quantificar o dano em um estado crítico. A princípio esses métodos não previam a separação da energia dissipada devido à viscoelasticidade do material e devido ao dano causado pelo acúmulo e aumento de trincas. Outra dificuldade encontrada por essa abordagem é que os métodos se mostravam dependentes do modo de carregamento (tensão controlada, deformação controlada e controle de deslocamento do atuador) (Nascimento, 2014).

Zhang *et al.* (2013) desenvolveram uma abordagem chamada G_0^R , na qual o critério de ruptura é baseado na liberação da quantidade máxima de energia de pseudo-deformação armazenada ao longo do histórico de carregamento. A capacidade que o material possui de acumular energia é representada pela quantidade máxima de energia de pseudo-deformação (W_{\max}^R) apresentada na Equação 2.49.

$$(W_{\max}^R)_i = \frac{1}{2} (\sigma_{\max})_i (\epsilon_{\max}^R)_i = \frac{1}{2} (\sigma_{0,ta})_i (\epsilon_{0,ta}^R)_i \quad (2.49)$$

Onde:

$(W_{\max}^R)_i$ = energia máxima de pseudo deformação no ciclo i

$(\sigma_{\max})_i$ = tensão máxima no ciclo i

$(\epsilon_{\max}^R)_i$ = pseudo deformação máxima no ciclo i

$(\sigma_{0,ta})_i$ = tensão de tração no ciclo i

$(\epsilon_{\max}^R)_i$ = pseudo deformação referente à tração no ciclo i

Dessa forma, W_{\max}^R é calculada de forma cumulativa e a pseudo energia máxima armazenada de cada ciclo corresponde ao pico pseudo-deformação em carga cíclica. No modelo VECD a tensão e pseudo-deformação são relacionadas pela pseudo-rigidez, como mostrado na Equação Viscoelástica com Dano apresentada na Tabela 1. A energia máxima de pseudo-deformação pode ser reescrita como a Equação 2.50.

$$(W_{\max}^R)_i = \frac{1}{2} (C^*)_i (\epsilon_{0,ta}^R)_i^2 \quad (2.50)$$

Conforme o dano se acumula, o material perde rigidez, tendo sido mantida a amplitude de deformação, observa-se uma queda na energia de pseudo-deformação máxima. Ao comparar o estado no ciclo i ao estado sem dano (C^*), Zhang *et al.* (2013) definem a energia de pseudo-deformação total liberada (W_C^R). W_C^R representa a perda de energia acumulada devido à propagação do dano e é mostrada na Equação 2.51 e representada graficamente na Figura 14.

$$(W_C^R)_i = \frac{1}{2} (1 - C^*)_i (\epsilon_{0,ta}^R)_i^2 \quad (2.51)$$

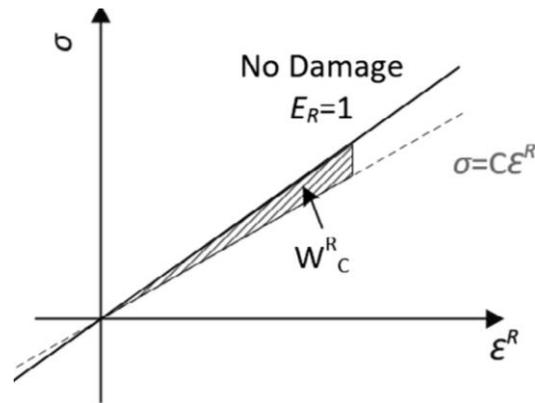


Figura 14 – Representação esquemática da energia de pseudo-deformação (Wang, 2017)

Zhang *et al.* (2013) propõem um critério de ruptura baseado na taxa de energia de pseudo-deformação liberada, G_0^R , porém essa abordagem se mostra dependente do tipo de carregamento. Sabouri & Kim (2014) propuseram uma nova abordagem, o G^R , definido como a taxa de mudança média de pseudo-energia acumulada liberada, mostrada na Equação 2.52 (Wang *et al.*, 2017).

$$G^R = \frac{\overline{W_C^R}}{N_f} = \frac{\int_0^{N_f} W_C^R}{N_f^2} \quad (2.52)$$

Uma vez obtidos os parâmetros do modelo S-VECD e a relação G^R vs. N_f é possível prever a vida de fadiga para qualquer outra condição de carregamento. Segundo os autores, o N_f encontrado para esse modelo apresenta boa correlação com os N_f encontrados experimentalmente e não são dependentes do modo de carregamento (Nascimento, 2014).

Wang & Kim (2017) propõem um critério de ruptura que avalia a redução na pseudo-rigidez através da análise do somatório (1-C), sendo 1 a pseudo-rigidez do material não danificado e C a pseudo-rigidez no ciclo analisado. O dano no material possui uma relação única com a rigidez, e a energia de pseudo-deformação por sua vez está também relacionada ao dano, dessa maneira esse método também leva a energia de pseudo-deformação em consideração. Forma-se uma envoltória de ruptura ao relacionar o somatório (1-C) ao número de ciclos até a ruptura N_f , envoltória esta que passa pela origem e necessita de menos coeficientes de regressão que o método G^R . A inclinação da envoltória D^R é calculada através da Equação 2.53.

$$D^R = \frac{\int_0^{N_f} (1 - C) dN}{N_f} \quad (2.53)$$

2.3. Misturas Asfálticas Finas

As misturas asfálticas são materiais compósitos, que possuem em sua estrutura agregados graúdos, agregados miúdos, ligante asfáltico, material de enchimento (fíler) e vazios preenchidos pelo ar. Os diversos materiais presentes nessa composição tornam a análise do comportamento mecânico uma tarefa complexa, uma vez que se devem analisar as particularidades de cada elemento. O ligante asfáltico, por exemplo, possui comportamento reológico, dependente não somente da taxa de aplicação do carregamento como também da temperatura. A presença de fíler em maior ou menor quantidade, e também a origem mineralógica e reatividade dos agregados aumentam a complexidade da análise.

A porção da mistura asfáltica composta por mástique asfáltico (ligante e fíler) e agregados miúdos, ou seja, a matriz presente entre os agregados graúdos dá-se o nome de Mistura Asfáltica Fina (MAF), mostrada na Figura 15. Estudos sobre fadiga em ligantes e mástiques asfálticos indicam que o dano por fadiga e os fenômenos que afetam as microfissuras se iniciam na MAF (Smith *et al.*, 2000; Kim *et al.*, 2003).

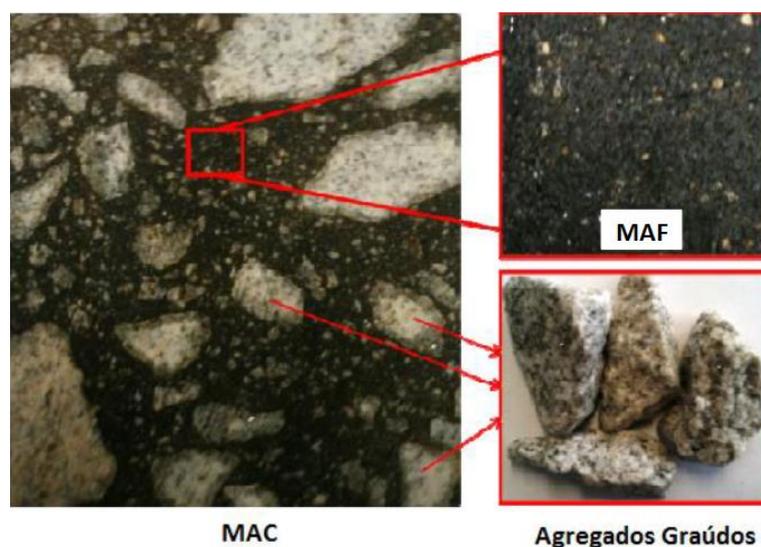


Figura 15 – Mistura Asfáltica, Mistura Asfáltica Fina e Agregados Graúdos (Coutinho, 2012)

A estrutura interna da mistura asfáltica fina é mais uniforme que a mistura asfáltica a que corresponde. Estudos da Texas A & M University mostraram que os resultados de ensaios em misturas asfálticas são altamente influenciados pela complexidade e heterogeneidade da estrutura interna, o que poderia dificultar os esforços para vincular as propriedades dos constituintes da mistura à resistência à fadiga em ensaios cíclicos (Masad *et al.* 2008). Dessa maneira, a análise da parte mais homogênea das misturas, a mistura asfáltica fina, que também é a parte que será mais afetada durante a formação e propagação de fissuras, se torna interessante.

Ademais, os estudos envolvendo misturas asfálticas finas requerem corpos de prova de dimensões menores que as análises usuais das misturas completas. Os corpos de prova de MAFs presentes em diversos estudos possuem dimensões aproximadas de 13x50 mm (diâmetro x altura), enquanto as misturas asfálticas têm dimensões usuais de 100x150 mm. Sendo assim, a análise de MAFs representa uma economia significativa de materiais.

A caracterização de misturas asfálticas através de MAFs foi iniciada por Kim *et al.* (2003) que estudaram o dano por fadiga e o potencial para regeneração de trincas (healing). Os autores utilizaram o Reômetro Dinâmico de Cisalhamento (*Dynamic Shear Rheometer*, DSR) e foram observadas as mudanças no módulo dinâmico, na pseudo-rigidez e na energia de deformação dissipada em ensaios com diferentes amplitudes de deformação.

Masad *et al.* (2008) realizaram a caracterização do dano por fadiga em MAFs através da unificação dos resultados de ensaios de fadiga conduzidos sob deformação e tensão controladas. Castelo Branco (2008) utilizou a abordagem da mecânica da fratura para avaliar o modelo proposto por Masad *et al.* (2008). A autora utiliza um parâmetro de avaliação da progressão do trincamento e os resultados de ensaios realizados no reômetro de cisalhamento em MAFs. Os valores encontrados para o índice de propagação de trincas são análogos para os casos conduzidos à deformação controlada ou a tensão controlada.

Aragão *et al.* (2008) utilizaram os dados de ensaios de laboratório simples realizados em misturas asfálticas finas e agregados graúdos como dados de entrada em um modelo computacional para previsão do módulo dinâmico das misturas completas. O modelo é baseado na micromecânica e no Método dos Elementos Finitos (MEF), e os agregados foram modelados como material

isotrópico linear elástico e as MAFs como materiais isotrópicos viscoelástico lineares.

Sousa *et al.* (2011) utilizaram a abordagem da mecânica do contínuo e desenvolveram um software para analisar parâmetros reológicos de MAFs e avaliar a resistência ao dano por fadiga e ao dano por umidade. Os autores também propõem um novo método de dosagem para as MAFs, de maneira que o corpo de prova seja mais representativo da matriz presente na mistura completa.

A dosagem das MAFs é um assunto relevante, uma vez que espera-se representar um conjunto através dessa parcela, ao se comparar as misturas asfálticas e MAFs. Assim sendo, é apresentada uma revisão dos principais métodos de dosagem propostos pelos autores.

2.3.1. Método proposto por Castelo Branco (2008)

O método de dosagem proposto por Castelo Branco (2008) consiste em encontrar o teor de ligante suficiente para recobrir tanto os agregados miúdos e o fíler como os agregados graúdos. Nesse método, na curva granulométrica das misturas asfálticas são considerados agregados miúdos aqueles passantes na peneira #16 (1,18mm). Para a mistura asfáltica fina a parcela de cada fração passante nas peneiras subsequentes a peneira #16 é proporcional àquelas encontradas na mistura asfáltica correspondente. A curva granulométrica das MAFs pode ser obtida considerando passante em cada peneira as quantidades obtidas segundo a Equação 2.54:

$$\% \text{passa peneira "n"} = \frac{\% \text{passa peneira "n" na MAC}}{\% \text{passa peneira \#16 na MAC}} \times 100\% \quad (2.54)$$

Tendo selecionada a mistura asfáltica a ser analisada devem-se obter as seguintes informações: massa da amostra da mistura (W_{MAC}), curva granulométrica, percentual de agregados passante na peneira #16 ($\%_{\text{pass\#16}}$) e teor de ligante ($\%_{\text{lig.MAC}}$). Ainda é necessário calcular a massa de ligante da mistura asfáltica ($W_{\text{lig.MAC}}$), através da Equação 2.55:

$$W_{lig.MAC} = W_{MAC} \times \%_{lig.MAC} \quad (2.55)$$

Posteriormente, procura-se calcular a massa de agregados necessária para compor a amostra de MAF através da Equação 2.56:

$$W_{Agg.MAF} = W_{MAC} \times \%_{pass\#16} \quad (2.56)$$

Em seguida é possível calcular o teor de ligante da mistura asfáltica fina ($\%_{lig.MAF}$) usando o peso de agregados da MAF ($W_{Agg.MAF}$) e a porcentagem de ligante usado na MAC original ($\%_{lig.MAC}$). O peso de ligante a ser usado é baseado no peso da massa total (W_{SGC}) utilizada para confecção das amostras cilíndricas a serem compactadas no compactador giratório Superpave (90x150mm). Sendo assim, pode-se calcular o teor de ligante e peso de ligante através das Equações 2.57 e 2.58:

$$\%_{lig.MAF} = \frac{W_{lig.MAC}}{W_{agg.MAF} + W_{lig.MAC}} \quad (2.57)$$

$$W_{lig.MAF} = W_{SGC} \times \%_{lig.MAF} \quad (2.58)$$

2.3.2. Método proposto por Sousa (2011)

No método proposto por Sousa (2011) o teor de ligante das misturas asfálticas finas é considerado como o teor de ligante necessário para recobrir apenas as partículas passantes na peneira #16 (1,18mm). Para a curva granulométrica, assim como no método adotado por Castelo Branco (2008), considera-se quantidades de agregados miúdos proporcionais à curva granulométrica da mistura asfáltica correspondente. Para se encontrar o teor de ligante é adotado um procedimento de extração de ligante em misturas asfálticas soltas. Sendo assim, preparam-se três amostras soltas da mistura asfáltica, sendo a massa mínima para cada amostra indicada na AASHTO T 209. Submetem-se as amostras ao condicionamento de 2 horas em estufa a $135^{\circ} \pm 5^{\circ}\text{C}$, deixando-as esfriar em seguida por 30 minutos.

É realizada uma separação manual das partículas e, caso a separação não seja alcançada na temperatura ambiente, a mistura asfáltica pode ser aquecida até que seja possível a separação com as mãos. Uma vez que as partículas estão separadas, elas são espalhadas em uma superfície lisa para esfriar por 30 minutos.

Para o fracionamento dos agregados usa-se um peneirador mecânico de forma a separar a amostra solta em diferentes tamanhos (#4, #8 and #16). Para ajudar a separar as partículas durante o peneiramento, esferas de aço inoxidável de 9,5mm de diâmetro podem ser adicionadas. Cada grupo deve ser submetido à secagem na temperatura de 110°C e ficam divididos como mostrado a seguir:

Grupo 01: material retido na peneira #4,

Grupo 02: passante na peneira #4 e retido na peneira #8,

Grupo 03: passante na peneira #8 e retido na peneira #16, e

Grupo 04: passante na peneira #16.

Cada grupo tem seu peso registrado (recipiente vazio e cheio) e são inseridos em um forno de ignição na temperatura de 427°C. A queima do ligante é considerada completa depois de pelo menos 10 minutos ou quando não houver mudança na massa maior que 0,01%. Após a conclusão da queima do ligante, removem-se os recipientes do forno que devem esfriar por 30 minutos. Registra-se a massa de cada grupo e o teor de asfalto é calculado de acordo com a Equação 2.59:

$$P_{bi} = \frac{W_{mi} - W_{ai}}{W_{mi} - W_p} \quad (2.59)$$

Onde:

P_{bi} = Teor de asfalto do grupo i

W_{mi} = Massa do recipiente mais mistura antes da queima do ligante

W_{ai} = Massa do recipiente mais agregados após a queima do ligante

W_p = Massa do recipiente

O teor de asfalto da mistura asfáltica fina será aquele calculado para o grupo 4, de agregados passantes na peneira #16 (1,18mm).

2.3.3. Método proposto por Coutinho (2012)

O método proposto por Coutinho (2012) baseia-se nos ensaios de granulometria de agregados graúdos e miúdos (DNER-ME 035-95) e de extração de ligante (DNER-ME 053-94). Assim como no método proposto por Sousa (2011), são preparadas misturas asfálticas soltas, de maneira que a maior quantidade possível de grumos de agregados miúdos com ligante e de agregados graúdos envolvidos por agregados miúdos aderidos seja desfeita.

A mistura asfáltica desagregada é submetida ao peneiramento, de forma a separar através da peneira #10 a porção de agregados graúdos envoltos por ligante e agregados miúdos e a porção de agregados miúdos envoltos por ligante. O ligante é extraído de cada uma das duas massas e são definidas as seguintes quantidades:

$M_{\#10ret}$ = massa total retida na peneira #10

M_{ligret} = massa de ligante contida no material retido na peneira #10

$M_{\#10pass}$ = massa total passante na peneira #10

$M_{ligpass}$ = massa de ligante contida no material passante na peneira #10

Calcula-se ainda a diferença entre a massa total e a massa de ligante, ambas contidas no material passante na peneira #10 $M_{pass<2,00mm} = M_{\#10pass} - M_{ligpass}$. Em seguida é realizado o 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 ($M_{ret<2,00mm}$). O teor de asfalto presente no material passante na peneira #10 é obtido pela Equação 2.60:

$$T_{MAF} = T_{pass} = \frac{\text{massa de ligante passante na \#10}}{\text{massa total passante na \#10}} = \frac{M_{ligpass}}{M_{\#10pass}} \quad (2.60)$$

2.3.4. Método da Superfície Específica

O método da superfície específica é baseado na norma Brasileira do DNER ME 148/60 (“Dosagem de misturas betuminosas pelo método da superfície específica”) que tem como base o método proposto por Arrambide e Duriez (1959).

Este método calcula a superfície específica média dos agregados retidos entre determinadas faixa de peneiras, com simplificações acerca da geometria dos agregados e utiliza o conceito de módulo de riqueza (K). O módulo de riqueza “K” está relacionado à espessura do ligante asfáltico que recobre as partículas de agregados e seus valores podem variar entre 3,75 e 4,50, sendo o valor mínimo referente a misturas densas e o valor máximo a misturas ricas em ligante asfáltico e fíler (Moreira, 2009).

Para cada faixa de peneiras considera-se que o diâmetro da partícula típica é o valor médio do diâmetro máximo nominal. O diâmetro médio será a diagonal de um cubo de lado “a”. Considerando o diagonal do lado do cubo como $d = a\sqrt{3}$ a superfície específica será dada pela Equação 2.61:

$$S = \frac{A}{V \cdot \rho} \quad (2.61)$$

Onde:

A → Área superficial do cubo de lado a = $6a^2$

V → Volume do cubo de lado a = a^3

ρ → densidade média ponderada real dos agregados miúdos e do fíler

O valor da superfície específica média de cada conjunto de peneira é multiplicado pelo peso retido em cada peneira, e a soma acumulada desses produtos é denominado por ΣS_{MAF} . A Equação 2.62 apresenta o cálculo do teor de ligante para MAFs pelo método da superfície específica.

$$\text{Teor de ligante} = \frac{100 * K^5 \sqrt{\Sigma S_{MAF}}}{100 + (K^5 \sqrt{\Sigma S_{MAF}})} \quad (2.62)$$

3. Materiais e Métodos

Nesse capítulo serão especificadas as caracterizações dos materiais utilizados na dosagem das misturas asfálticas e suas respectivas MAFs, o programa experimental realizado e os equipamentos utilizados para a caracterização viscoelástica e de fadiga.

3.1. Materiais

Foram selecionadas três misturas asfálticas que utilizaram o mesmo ligante e agregado de mesma origem, diferindo entre si apenas pelo tamanho máximo nominal dos agregados. Para todas as Misturas Asfálticas Completas (aqui denominadas MACs) foram confeccionadas Misturas Asfálticas Finas (MAFs) correspondentes, dosadas com o mesmo ligante e com curvas granulométricas proporcionais as suas respectivas MACs. A seguir são apresentadas as especificações dos materiais utilizados, bem como o método de dosagem das MACs e MAFs

3.1.1. Ligante Asfáltico

O CAP utilizado para o desenvolvimento deste trabalho foi caracterizado por penetração como sendo CAP 50/70 e de acordo com a classificação Superpave AASHTO M320 como PG 64-16. As características do ligante encontradas nos ensaios de especificação realizados pelo Centro de Pesquisa Petrobras (CENPES) foram sumarizadas na Tabela 2. A caracterização foi realizada na amostra original e envelhecida no RTFOT (Rolling thin film ovens) a 163°C por 85 minutos e no PAV (Pressure Aging Vessel) a 100°C por 20 horas.

Tabela 2 – Caracterização do Ligante

ENSAIOS	UNIDADE	RESULTADOS
AMOSTRA ORIGINAL		
Penetração (100 g, 5 s, 25°C)	0,1mm	52
Ponto de amolecimento	°C	50,1
IST	–	-1,1
Visc Brookfield a 60°C	P	2580
Visc Brookfield a 135°C	cP	395,0
Visc Brookfield a 150°C		198,2
Visc Brookfield a 177°C, SP 21		71,8
Viscosidade Dinâmica a 60°C	P	2657
Cisalhamento dinâmico 10 rad/s, T (°C) para G*/senδ mín. 1,0 kPa	°C	67,95
	kPa	1,659 (64 °C) 0,7695 (70°C)
RTFOT A 163°C, 85 min		
Varição em massa	% massa	-0,0023
Penetração (100 g, 5 s, 25°C)	0,1mm	36
Penetração retida	%	69,2
Ponto de amolecimento	°C	54,2
Aumento do ponto de amolecimento	°C	4,1
Viscosidade Dinâmica a 60°C	P	9072
Cisalhamento dinâmico 10 rad/s, T (°C) para G*/senδ mín. 2,2 kPa	°C	66,11
	kPa	2,864 (64 °C) 1,319 (70 °C)
MSCR @ 60°C – Jnr3200; Jnrdif < 0,75	kPa ⁻¹	2,181
MSCR @ 64°C – Jnr3200; Jnrdif < 0,75	kPa ⁻¹	3,763
PAV A 100°C, 20 horas		
Cisalhamento dinâmico 10 rad/s, T (°C) para G*·senδ máx. 5 MPa	°C	21,6
	kPa	4770 (22 °C) 9979 (19 °C)
Fluência em viga (BBR) @ 60 s	°C	-6
S – Módulo de Rigidez (máx. 300 MPa)	MPa	106
m – coef. Relaxação (mín 0,3)	–	0,426
CLASSIFICAÇÃO		
PG	–	64-16

3.1.2. Agregados

Foram utilizados como agregados os materiais britados de gnaíse granítico, provenientes da Pedreira Pedra Sul localizada na cidade de Juiz de fora, Minas Gerais. Os agregados se enquadram nas especificações granulométricas de Brita 0, Brita 1 e pó de pedra. Os agregados graúdos (dimensões maiores do que 2,0mm) foram submetidos aos ensaios de caracterização apresentados na Tabela 3. Os resultados referentes à massa específica real, massa específica aparente e absorção são apresentados na Tabela 4 para cada especificação granulométrica.

Tabela 3 – Caracterização agregados graúdos Pedra Sul

Propriedades	Metodologia	Resultado
Partículas chatas e alongadas (1:5)	ASTM D 4791/99	6,0%
Perda por abrasão Los Angeles	ASTM C 131/03	28,2%
Equivalente de areia	ASTM D 2419/95	75,4%

Tabela 4 – Massas específicas, absorção e angularidade de agregados miúdos.

Material	Propriedades	Metodologia	Resultado
Brita 1	Massa esp. Ap.	ASTM C 127/04	2735 kg/m ³
	Massa esp. real	ASTM C 127/04	2778 kg/m ³
	Absorção, %	ASTM C 127/04	0,56%
Brita 0	Massa esp. Ap.	ASTM C 127/04	2687 kg/m ³
	Massa esp. real	ASTM C 127/04	2747 kg/m ³
	Absorção, %	ASTM C 127/04	0,81%
Pó de pedra	Massa esp. Ap.	ASTM C 128/04a	2675 kg/m ³
	Massa esp. real	ASTM C 128/04a	2748 kg/m ³
	Absorção, %	ASTM C 128/04a	0,99%
	Angularidade	AASHTO T 304/00	40,0%

3.2. Produção dos Corpos de Prova

3.2.1. Misturas Asfálticas Completas

As Misturas Asfálticas foram dosadas segundo a metodologia Superpave (AASHTO M323) do *Strategic Highway Research Program* (SHRP). Maiores detalhes sobre a metodologia podem ser encontrados em Bernucci *et al.* (2007). De maneira resumida, a metodologia Superpave prevê que a seleção da curva granulométrica e do teor de ligante sejam tais que ao compactar-se a mistura no compactador giratório Superpave (CGS) as propriedades volumétricas se encontrem dentro de limites pré-estabelecidos. Algumas das propriedades avaliadas são: volume de vazios, vazios no agregado mineral e relação betume-vazios.

As misturas asfálticas completas possuem agregados de mesma origem, como citado no item 3.1.2, porém diferem em suas curvas granulométricas, com tamanhos máximos nominais de: 19,0mm; 12,5mm e 9,5mm, denominadas respectivamente como Mistura A, B e C. As curvas granulométricas para as MACs são apresentadas nas Figuras 16, 17 e 18 onde são apresentados também os pontos de controle do método Superpave para cada tamanho máximo nominal.

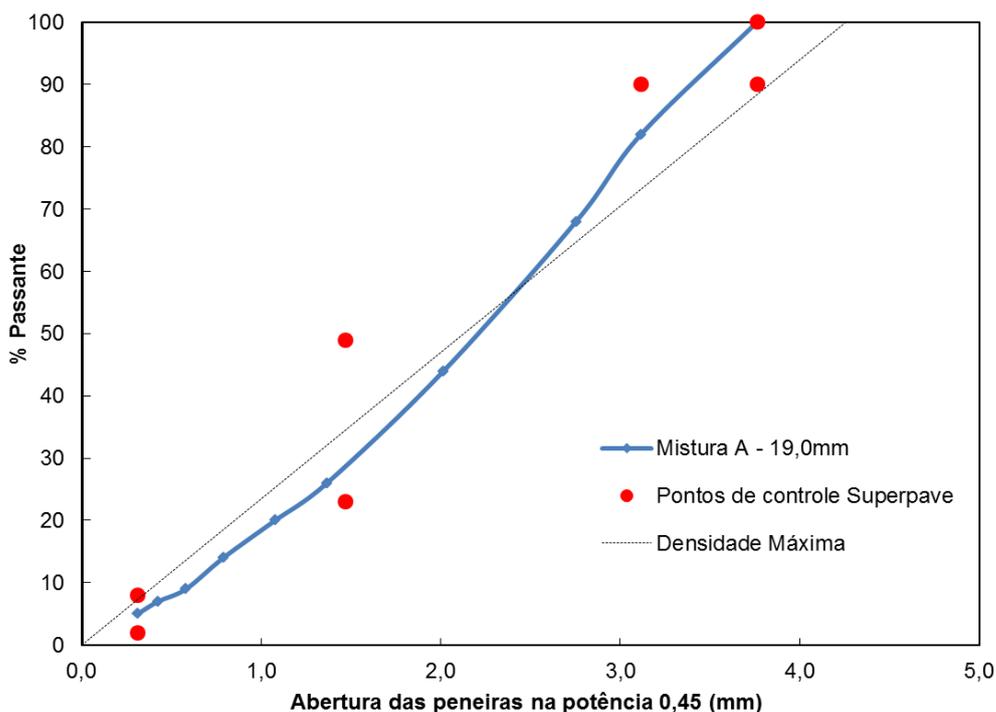


Figura 16 – Curva Granulométrica Mistura Asfáltica A

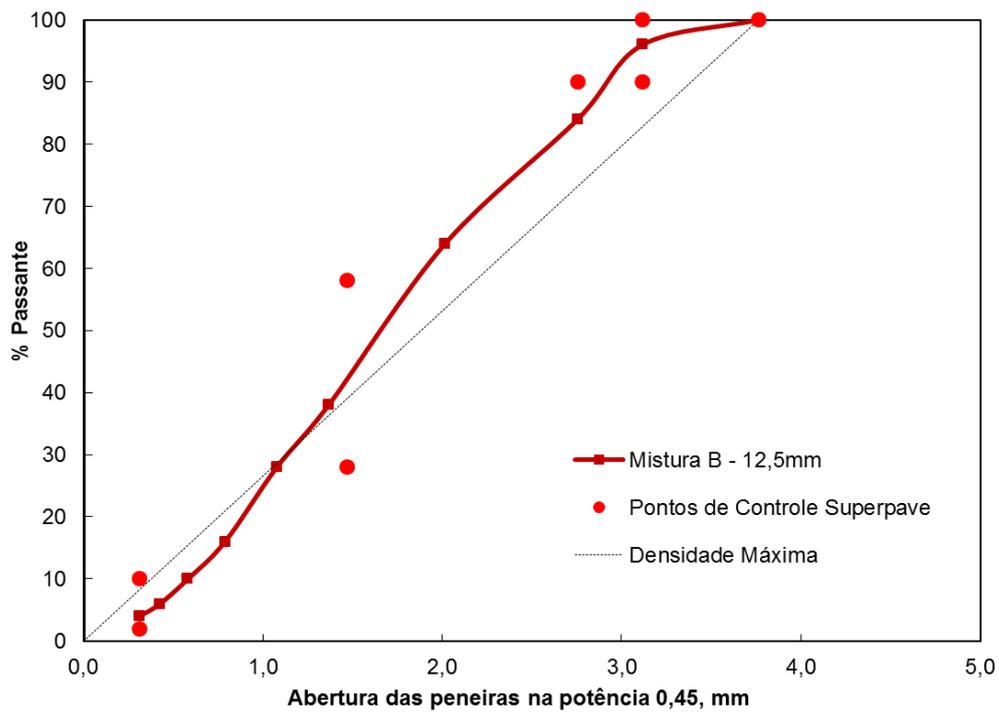


Figura 17 - Curva Granulométrica Mistura Asfáltica B

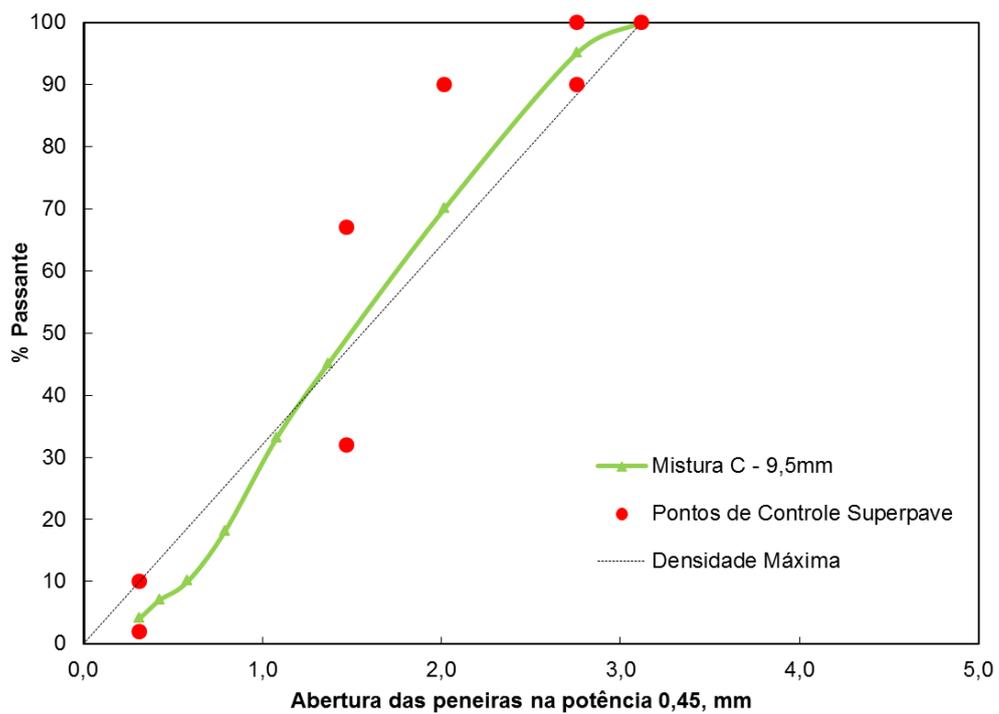


Figura 18 - Curva Granulométrica Mistura Asfáltica C

Os materiais retidos nas peneiras 12,5mm e 9,5mm são compostos inteiramente por Brita 1; o material retido na peneira 4,8mm é composto de 22% Brita 1 e 78% Brita 0; o material retido na peneira 2,0mm é composto por 50% Brita 0 e 50% Pó de Pedra e o material retido nas peneiras de malhas menores que 2,0mm são compostos inteiramente de pó de pedra.

O teor de ligante das Misturas foi determinado de forma a atingir o volume de vazios especificado de 4% e seus principais parâmetros para determinação foram apresentados na Tabela 5.

Tabela 5 – Parâmetros de dosagem das MACs

Parâmetro		MAC A	MAC B	MAC C
Teor de Projeto	Pb (%)	4,25	5,34	5,76
Vazios no Agregado Mineral	VAM (%)	12,6	15,5	16,0
Relação Betume-Vazio	RBV (%)	68,0	74,4	74,9
Densidade Máxima Teórica	Gmm	2,569	2,502	2,494
Construction Densification Index	CDI	81,0	32,7	40,1
Giros CGS		100	75	75

As Misturas Asfálticas foram moldadas no Centro de Pesquisas Petrobras (CENPES). Os agregados distribuídos segundo as curvas granulométricas das MAC foram misturados aos teores de ligante citados na Tabela 5 em um misturador mecânico. As misturas foram envelhecidas em estufa por 2 horas e posteriormente foram moldadas no compactador giratório Superpave, em corpos de prova de 100 mm de diâmetro e 150 mm de altura para os corpos de prova utilizados nos ensaios de módulo dinâmico, e 100 mm de diâmetro e 170 mm de altura para os corpos de prova utilizados nos ensaios de fadiga. A compactação é feita de acordo com o número de giros apresentados na Tabela 5. O volume de vazios dos corpos de prova é de $5,0 \pm 0,5\%$. Os corpos de prova que serão ensaiados para fadiga são posteriormente serrados em seus topos e bases de forma a obter uma altura de 130 mm.

3.2.2. Misturas Asfálticas Finas

As Misturas asfálticas Finas apresentam curvas granulométricas proporcionais às suas Misturas Asfálticas, utilizando a peneira #10 (2,00mm) como peneira de corte, conforme proposto por Coutinho (2012). As distribuições de material passante em cada peneira são apresentadas na Tabela 6 para cada

mistura e suas respectivas MAFs, denominadas MAFs A, B e C. As curvas granulométricas de cada MAF estão apresentadas nas Figuras 19, 20 e 21, junto às curvas granulométricas das Misturas que representam.

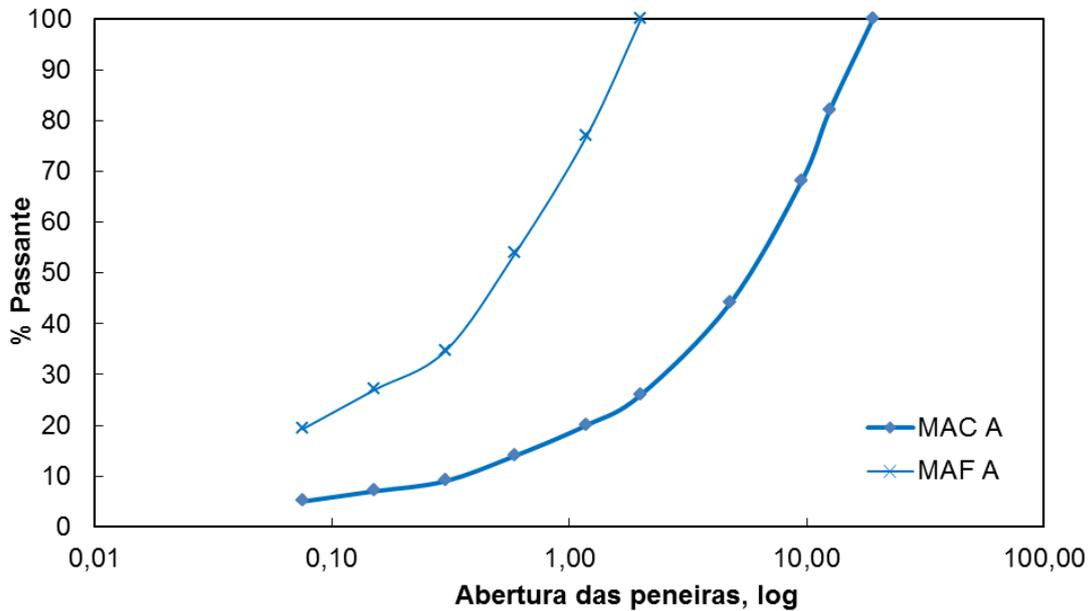


Figura 19 – Curva Granulométrica MAF A

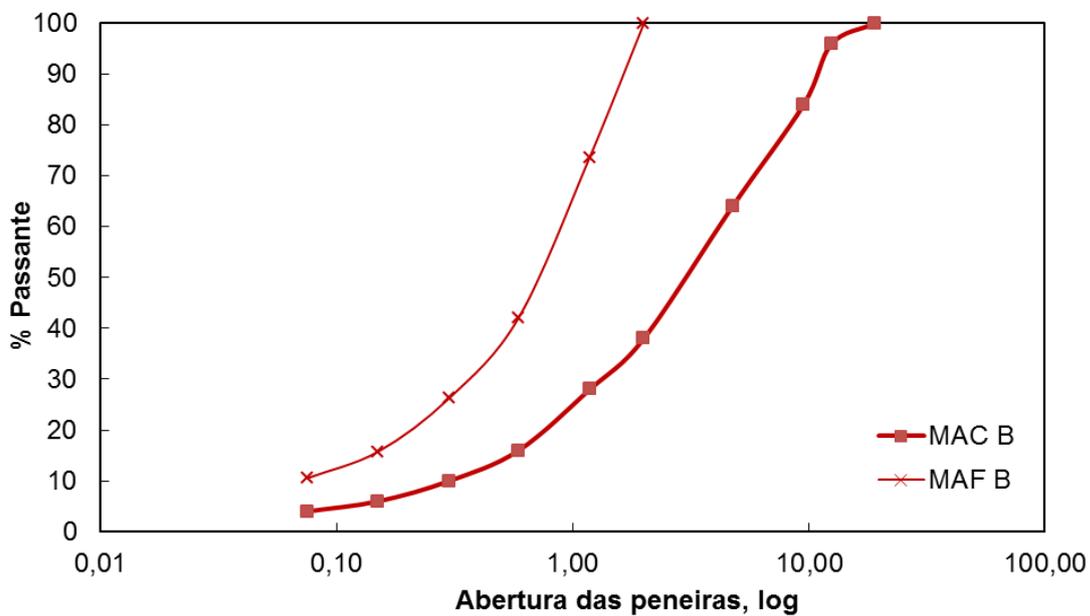


Figura 20 - Curva Granulométrica MAF B

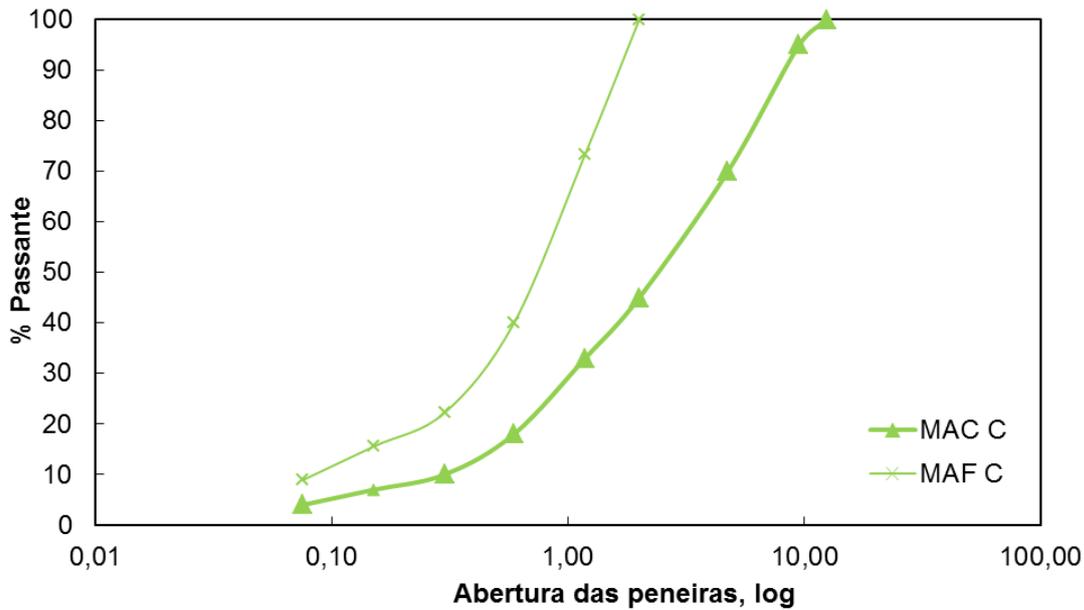


Figura 21 - Curva Granulométrica MAF C

Tabela 6 – Distribuições Granulométricas MACs e MAFs

Peneira (mm)	MAC A	MAF A	MAC B	MAF B	MAC C	MAF C
	% Passante					
50,00	100,0	-	100,0	-	100,0	-
37,50	100,0	-	100,0	-	100,0	-
25,00	100,0	-	100,0	-	100,0	-
19,00	100,0	-	100,0	-	100,0	-
12,50	82,0	-	96,0	-	100,0	-
9,50	68,0	-	84,0	-	95,0	-
4,75	44,0	-	64,0	-	70,0	-
2,00	26,0	100,0	38,0	100,0	45,0	100,0
1,18	20,0	76,9	28,0	73,7	33,0	73,3
0,59	14,0	53,8	16,0	42,1	18,0	40,0
0,30	9,0	34,6	10,0	26,3	10,0	22,2
0,15	7,0	26,9	6,0	15,8	7,0	15,6
0,075	5,0	19,2	4,0	10,5	4,0	8,9
Fundo	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0

O teor de ligante utilizado nas MAFs foi obtido pelo Método da Superfície Específica conforme apresentado no item 2.3.4. Não existe um consenso sobre valores específicos para o módulo de riqueza (K) para MAFs na literatura. Para estimar valores de K coerentes foi feita uma retroanálise das Misturas Completas, visando buscar valores compatíveis entre as MACs e MAFs. As MACs que previamente haviam sido dosadas pelo método Superpave, foram analisadas pelo método da superfície específica para que alcançassem o mesmo teor de projeto

encontrado anteriormente, variando o parâmetro do módulo de riqueza (K). O cálculo resumido da retroanálise das MACs está apresentado na Tabela 7.

Tabela 7 – Retroanálise das MACs pelo método da superfície específica

Peneiras (mm)		S	MAC A		MAC B		MAC C	
			% Retida	S x %retida	% Retida	S x %retida	% Retida	S x %retida
50,0	25,0	0,10	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	
25,0	12,5	0,20	18,00	3,61	4,00	0,80	0,00	
12,5	4,75	0,44	38,00	16,57	32,00	13,96	30,00	
4,75	2,00	1,11	18,00	20,06	26,00	28,98	25,00	
2,00	0,59	2,92	12,00	35,04	22,00	64,25	27,00	
0,59	0,150	10,22	7,00	71,55	10,00	102,21	11,00	
0,150	0,075	33,62	2,00	67,23	2,00	67,23	3,00	
0,075	0,000	135,00	5,00	675,00	4,00	540,00	4,00	
Sup. Esp.			8,89		8,17		8,73	
k			2,9		3,7		4,0	
Teor de projeto			4,25%		5,34%		5,76%	

Espera-se que a quantidade de ligante para recobrir misturas com agregados mais finos seja superior a quantidade necessária para recobrir misturas completas, conforme foi observado nos métodos de dosagem propostos pelos autores citados no item 2.3.

A experiência dos autores demonstra que a dosagem de MAFs com teores de ligante muito altos acarreta em dificuldade de extração dos corpos de prova, com exsudação e acúmulo de ligante derretido nos equipamentos de extração. Em contrapartida, a dosagem com teores de ligante muito baixos pode resultar na não cobertura completa dos agregados finos, e conseqüentemente em teores de vazios inadequados no momento da compactação. Faxina (2016), ao analisar o método de dosagem proposto por Castelo Branco (2008), relata dificuldade de moldar os corpos de prova com teores de ligante de 10,0% aproximadamente. Também no mesmo relatório, ao examinar o método proposto por Coutinho (2012) o autor relata que houve cobertura apenas parcial dos agregados, dificultando a densificação dos corpos de prova no momento da compactação, ao se utilizar teores de ligante de aproximadamente 6%.

Ao estimar o módulo de riqueza também foi levada em consideração a faixa de valores sugerida por Arrambide e Duriez (1959) entre 3,75 e 4,5 sendo este último sugerido para misturas mais ricas em ligantes (Faxina *et. al*, 2016).

Por último, levou-se em conta a diferença entre as MACs entre si, tendo em mente que entre as MACs B e C e a MAC A existe uma diferença de mais de 1% no teor de ligante. Procurou-se reproduzir essa diferença também nas MAFs, uma vez que se visa caracterizar da melhor maneira possível a Mistura Asfáltica Fina das diferentes MACs através de suas respectivas MAFs. Dessa maneira, o módulo de riqueza selecionado para as MAFs foi estimado como 13% superior que os das suas respectivas MACs, resultando nos teores de projeto indicados na Tabela 8. O aumento entre o módulo de riqueza de MAFs e MAC de 13% produz resultados consistentes com os encontrados para as MAFs estudadas por Sousa (2011) e por Coutinho (2012), e também dentro da faixa de valores que não acarreta em problemas no momento da compactação e extração dos corpos de prova das MAFs.

Tabela 8 – Dosagem das MAFs pelo método da superfície específica

Peneiras (mm)	S	MAF A		MAF B		MAF C	
		% Retida	S x %retida	% Retida	S x %retida	% Retida	S x %retida
2,0 0,6	2,92	46,15	134,78	57,89	169,07	60,00	175,22
0,6 0,2	10,22	26,92	275,18	26,32	268,97	24,44	249,85
0,2 0,08	33,62	7,69	258,58	5,26	176,92	6,67	224,10
0,08 0,00	135,00	19,23	2596,15	10,53	1421,05	8,89	1200,00
Sup. Esp.		32,65		20,36		18,49	
k		3,3		4,2		4,5	
Teor de projeto		6,13%		7,05%		7,46%	

Uma vez definidas as curvas granulométricas das MAFs e seus teores de ligante, foi realizada a preparação de corpos de prova semelhante àquela realizada para as MACs. A moldagem foi realizada no Laboratório da Strutura Asfaltos, presente no Parque Tecnológico da Universidade Federal do Rio de Janeiro. Os agregados foram misturados ao ligante em um misturador mecânico (Figura 22a) e o material foi envelhecido em estufa por 2 horas. Em seguida, a mistura foi compactada no Compactador Giratório Superpave (CGS) (Figura 22b). Para a determinação da massa específica máxima medida (G_{mm}) parte da mistura solta foi usada para realizar um ensaio Rice, seguindo a norma ASTM D 2041 (2011). O

diâmetro do corpo de prova compactado foi de 150 mm (Figura 23), e o critério de parada para a compactação foi a altura do corpo de prova, igual a 9 cm.



Figura 22 – (a) Misturador Mecânico (b) Compactador Giratório Superpave



Figura 23 – Corpos de prova de MAF compactados no CGS

Os corpos de prova foram submetidos ao ensaio de submersão em balança hidrostática, conforme preconizado pela AASHTO T166, para avaliar o volume de vazios dos corpos de prova inteiros, antes de serem cortados e retirados os

corpos de prova das MAFs. Em seguida, foi serrado o topo e a base dos corpos de prova para que ficassem com a altura de 50 mm e para obter um corpo de prova mais homogêneo quanto à distribuição de vazios. Para a extração das MAFs foi utilizada uma serra-copo do Laboratório de Geotecnia da COPPE/UFRJ (Figura 24). Durante o processo de retirada foi necessário utilizar água para resfriar os corpos de prova que aqueciam rapidamente conforme eram serrados. O diâmetro das MAFs foi de aproximadamente 13,3mm.

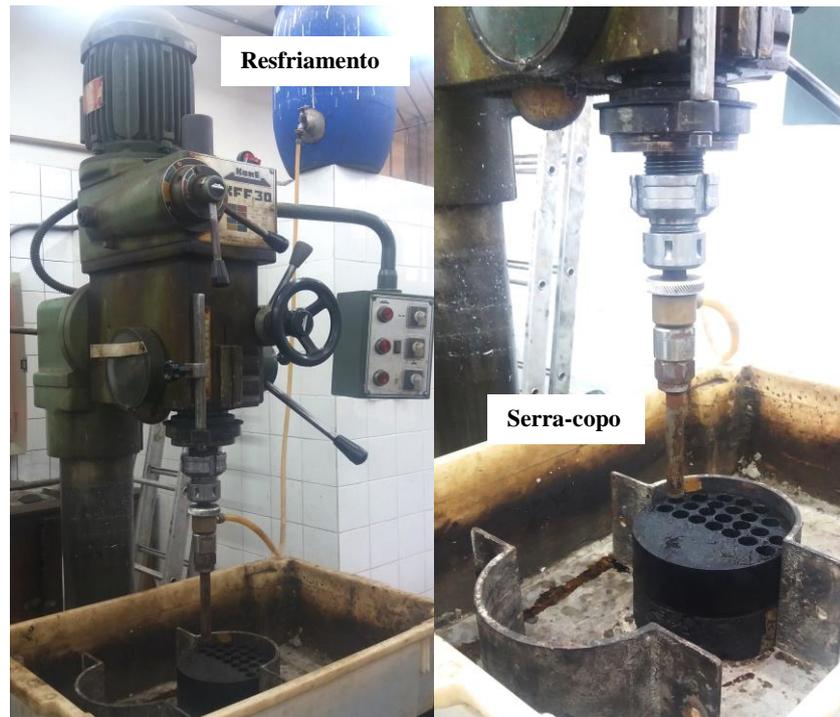


Figura 24 - Serra copo do Laboratório de Geotecnia da COPPE

De cada corpo de prova inteiro foi possível obter 37 corpos de prova de MAFs (Figura 25), que foram mapeadas conforme seu local de retirada para análise do volume de vazios de cada corpo de prova de MAF (Figura 26).



Figura 25 - Corpo de prova serrado com MAFs extraídas



Figura 26 - MAFs mapeadas conforme local de extração

As MAFs também foram submetidas ao ensaio de submersão em balança hidrostática para o conhecimento do volume de vazios e os resultados são apresentados esquematicamente a seguir na Figura 27 e na Tabela 9, onde também é apresentado o volume de vazios dos corpos de prova antes de serem serrados (denominados apenas como “A”, “B” e “C”).

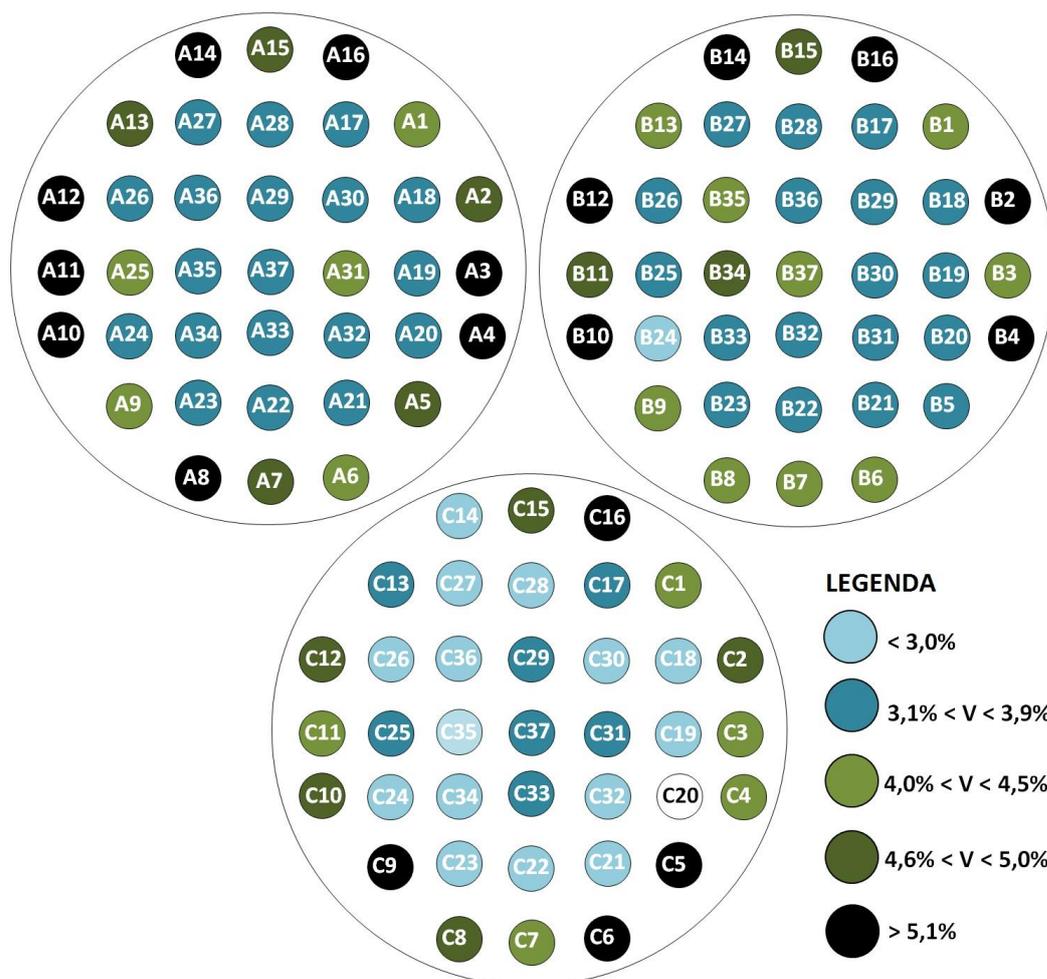


Figura 27 - Distribuição de vazios MAFs A, B e C

Tabela 9 – Volume de Vazios MAFs

MAF	V_v (%)	MAF	V_v (%)	MAF	V_v (%)
A	4,92	B	5,04	C	5,05
A1	4,4	B1	4,4	C1	4,1
A2	5,0	B2	6,0	C2	4,7
A3	5,1	B3	4,5	C3	4,0
A4	5,4	B4	5,1	C4	4,4
A5	4,6	B5	3,6	C5	5,8
A6	4,1	B6	4,3	C6	5,3
A7	5,0	B7	4,2	C7	4,0
A8	5,2	B8	4,1	C8	4,6
A9	4,3	B9	4,1	C9	5,2
A10	5,2	B10	5,2	C10	4,6
A11	5,9	B11	4,7	C11	4,2
A12	5,1	B12	5,4	C12	4,9
A13	4,8	B13	4,2	C13	3,6
A14	5,4	B14	5,3	C14	2,5
A15	4,9	B15	4,6	C15	4,9
A16	5,3	B16	5,3	C16	5,5
A17	3,5	B17	3,7	C17	3,2
A18	3,2	B18	3,5	C18	2,8
A19	3,7	B19	3,2	C19	2,8
A20	3,5	B20	3,4	C20	-
A21	3,6	B21	3,1	C21	2,8
A22	3,8	B22	3,5	C22	2,9
A23	3,7	B23	3,1	C23	2,9
A24	3,4	B24	3,0	C24	2,7
A25	4,0	B25	3,4	C25	3,2
A26	3,8	B26	3,4	C26	3,0
A27	3,5	B27	3,7	C27	2,9
A28	3,3	B28	3,6	C28	2,8
A29	3,5	B29	3,6	C29	3,9
A30	3,8	B30	3,7	C30	3,0
A31	4,0	B31	3,4	C31	3,2
A32	3,7	B32	3,6	C32	3,0
A33	3,9	B33	3,8	C33	3,6
A34	3,5	B34	4,8	C34	2,9
A35	3,8	B35	4,2	C35	2,7
A36	3,8	B36	3,9	C36	2,8
A37	3,9	B37	4,5	C37	3,3

Os corpos de prova apresentaram volumes de vazios maiores nas bordas, variando entre 4,0% e 5,1%. Na região central o volume de vazios das MAFs é menor, variando entre 4,5% e 2,8%. As MAFs de cada corpo de prova foram selecionadas de maneira que uma faixa de volume de vazios uniforme pudesse ser escolhida para todos.

Não existe consenso sobre o volume de vazios ideal para representar a matriz fina de misturas asfálticas. Espera-se, no entanto, que o volume de vazios seja menor que o encontrado nas Misturas Asfálticas Completas, uma vez que a presença de agregados graúdos representa um aumento do teor de vazios pelo contato entre estes e o material do mástique asfáltico que é mais uniforme.

Dessa maneira, foram selecionados os corpos de prova que possuem volume de vazios de $4,5\% \pm 0,5\%$, uma vez que os corpos de prova das misturas completas apresentaram volume de vazios de aproximadamente 5,0%.

É importante ressaltar que durante a seleção dos corpos de prova a serem ensaiados, também foi levada em consideração a integridade das superfícies das MAFs. Alguns corpos de prova apresentaram derretimento da superfície lateral durante a extração, com acúmulo de ligante, e foram eliminadas da análise apesar de apresentarem volume de vazios dentro da faixa pré-estabelecida (Figura 28). Os corpos de prova extraídos do corpo de prova A, que possui teor de ligante de 6,1%, foram extraídas facilmente, sem a perda de nenhum corpo de prova. Nos corpos de prova B e C, com 7,1% e 7,5% de ligante foram perdidos 17 corpos de prova no total, ratificando que teores de ligante maiores dificultam a extração.



Figura 28 - Imperfeições laterais nas MAFs

3.3. Métodos e Equipamentos

3.3.1. Programa Experimental

O programa experimental realizado nesse trabalho visa comparar o comportamento de Misturas Asfálticas e sua Mistura Asfáltica Fina em relação à

fadiga. Foi utilizado o modelo de dano contínuo simplificado S-VECD para a análise da vida de fadiga das misturas. Na abordagem S-VECD, para o cálculo da pseudo-deformação no primeiro ciclo, é necessário conhecer o Módulo de Relaxação $E(\xi)$. Já para os ciclos subsequentes no estado estacionário, na abordagem simplificada, é necessário conhecer o Módulo Dinâmico $|E^*|_{LVE}$.

Dessa forma, foi realizada primeiramente uma análise viscoelástica linear através de ensaios cíclicos dinâmicos uniaxiais sem dano, para avaliação do Módulo Complexo E^* (item 2.1.4) a várias temperaturas e frequências, de forma que seja possível compor a Curva Mestra (item 2.1.5) das Misturas Asfálticas. O Módulo de Relaxação é obtido por ajustes à representação de Prony do Módulo Complexo através do método da colocação. Detalhes sobre a obtenção do módulo de relaxação através do Módulo Complexo podem ser obtidos em Nascimento (2014). O Módulo Dinâmico $|E^*|_{LVE}$ é encontrado por interpolação na curva mestra para a temperatura e frequência desejada de ensaio (Nascimento, 2014). Os ensaios realizados para a análise viscoelástica linear são chamados de Ensaios de Módulo Dinâmico.

No Ensaio de Módulo Dinâmico, o corpo de prova é submetido a ciclos de carregamento senoidal para uma série de frequências a uma temperatura constante. A fim de se obter um conjunto de valores do Módulo Dinâmico o ensaio é realizado em múltiplas temperaturas. As variáveis de interesse nesse ensaio são o Módulo Dinâmico ($|E^*|$) e o ângulo de fase (ϕ). Para que se possa garantir que está sendo observada a faixa de viscoelasticidade linear do material, é preciso garantir que não haja dano, ou seja, é necessário trabalhar com valores de deformação pequenos. A norma americana para o ensaio de Módulo Dinâmico AASHTO T 342 sugere que a faixa de amplitude de deformação pico a pico seja entre $50\mu\epsilon$ a $150\mu\epsilon$. Underwood (2011) aponta que pode ocorrer outros mecanismos como dano ou viscoplasticidade nessa faixa de deformações. Nesse trabalho foi considerada uma faixa de $50\mu\epsilon$ a $75\mu\epsilon$ de deformação, conforme também executado no trabalho de Nascimento (2014). As temperaturas ensaiadas foram de 4°C , 20°C e 40°C e as frequências ensaiadas foram de 25; 10; 5; 1; 0,5; 0,1 Hz. A Curva Mestra da Misturas foi elaborada de acordo com o processo elucidado no item 2.1.5.

Após a análise viscoelástica linear foi realizada a análise do comportamento a fadiga das Misturas Asfálticas através de ensaios cíclicos uniaxiais de tração-compressão. O ensaio é realizado em duas etapas: Finger Print e Dano por Fadiga. Na primeira etapa são realizados carregamentos que provocam deformações de $60\mu\epsilon$ a 10Hz a fim de se obter o Módulo Dinâmico $|E^*|_{FP}$ e posteriormente ser utilizado no cálculo de DMR (Equação 2.47).

Após um período de estabilização da tensões inicia-se o ensaio de Dano por Fadiga. Neste ensaio é provocado um estado de deformação senoidal constante a 10Hz e o ângulo de fase é 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 diversas curvas C vs S. Para as MACs, o ensaio de fadiga foi controlado por deformação *on-specimen*, onde o input de deformação é controlado por extensômetros na lateral do corpo de prova.

Para as MAFs o ensaio foi realizado por controle de deslocamento do atuador (*controlled-crosshead*, CX), uma vez que não foi possível realizar ensaios precisos com controle de deformação *on-specimen*. Em um ensaio CX um deslocamento cíclico e constante do atuador é aplicado e, tipicamente, o equipamento apresenta sua própria compliância (do conjunto de hastes de aplicação de deslocamento). Consequentemente, apesar do deslocamento do atuador ser constante a deformação apresenta um pequeno aumento de amplitude durante o ensaio (Figura 29).

Para que fosse possível aplicar um estado de deformação com amplitude sensivelmente constantes, dentro do esperado para um regime estacionário, os ensaios de Finger Print previamente realizados indicaram quais deslocamentos deveriam ser aplicados para atingir as deformações desejadas.

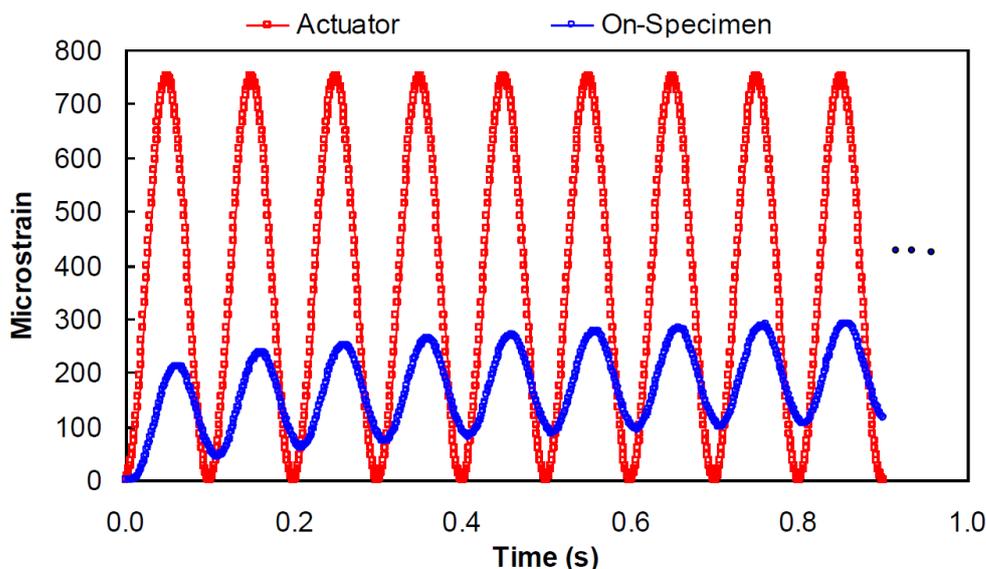


Figura 29 – Representação esquemática das respostas de um ensaio com controle do deslocamento do atuador.

3.3.2. Equipamentos

As Misturas Asfálticas Completas foram ensaiadas no Centro de Pesquisa da Petrobras (CENPES), utilizando um equipamento MTS (Material Test Systems). A MTS é uma prensa servo-hidráulica, onde é possível realizar ensaios de tração, compressão e tração-compressão. As deformações são medidas por dois extensômetros que podem ser acoplados a lateral do corpo de prova (Figura 30), sendo o comprimento de medida da deformação (*gage length*) de 100 mm. Os extensômetros são fixados por elásticos e são posicionados a 180° entre si. A prensa servo-hidráulica é equipada com uma câmara de condicionamento, que permite que os ensaios sejam realizados a várias temperaturas.

Os corpos de prova são colados utilizando-se um adesivo estrutural de base epóxi em pratos metálicos que são então instalados na prensa servo-hidráulica para realização dos ensaios. Para que a colagem dos pratos ao corpo de prova se dê de maneira uniforme, evitando excentricidades e desalinhamentos, é utilizada uma estrutura de fixação pelo período de secagem (Figura 31).

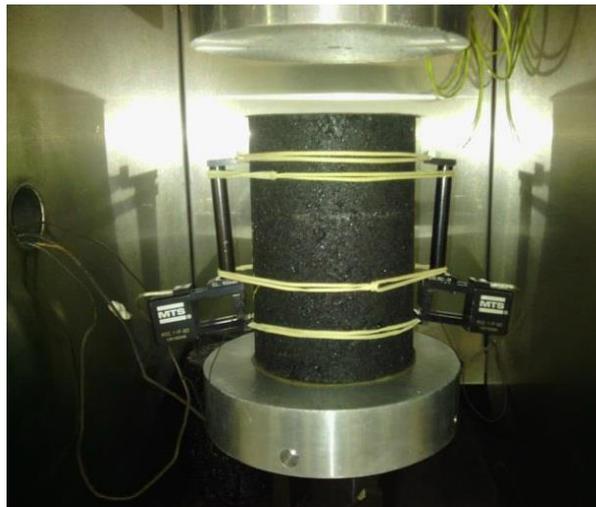


Figura 30 – Extensômetros acoplados ao corpo de prova (Nascimento, 2014)

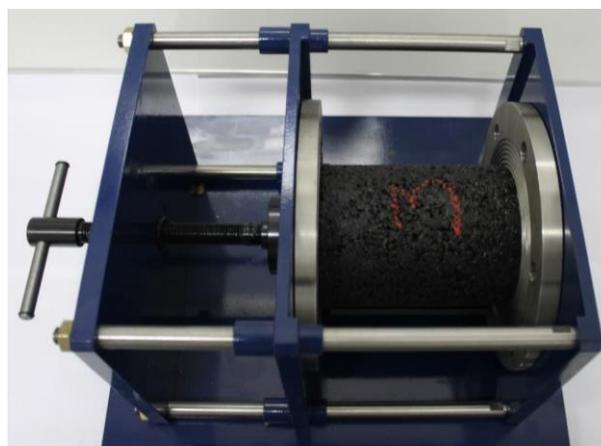


Figura 31 – Estrutura de fixação para colagem de CPs na prensa servo-hidráulica (Mocelin, 2018)

As Misturas Asfálticas Finas foram ensaiadas no Laboratório da Stratura Asfalto, localizado no Parque Tecnológico da UFRJ, utilizando o equipamento Instron. A Instron é um equipamento eletrodinâmico, do modelo *E3000 Linear-Torsion*, capaz de aplicar tensões de tração, compressão e torsão. A Instron é composta por uma unidade eletrodinâmica de aplicação de força/deslocamento; uma central de coleta e processamento de dados, uma câmara de condicionamento e uma central de operação (Figura 32).

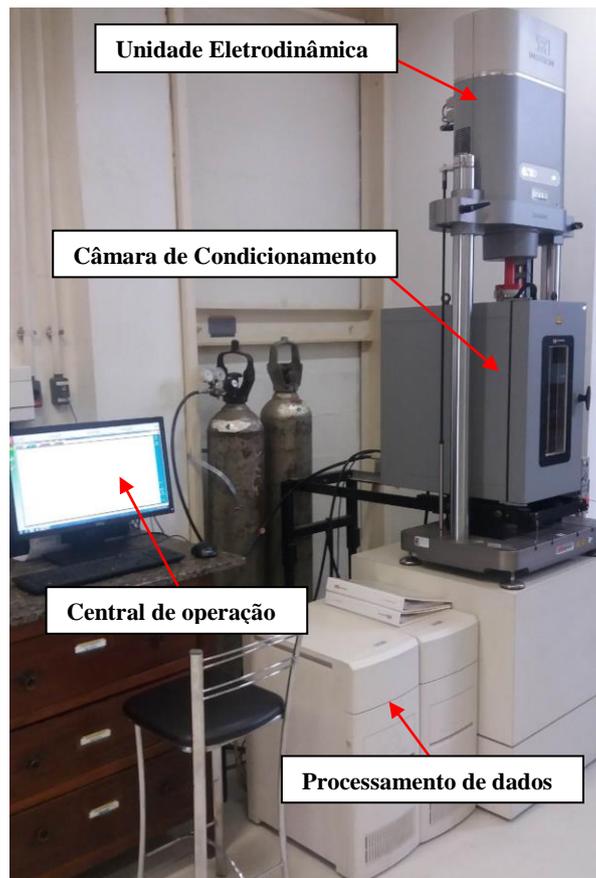


Figura 32 – Componentes da Instron E3000 no Laboratório Stratura Asfaltos

Os corpos de prova de MAFs podem ser fixados ao equipamento através de garras ranhuradas que envolvem os parafusos colados ao topo e a base do CP. Foi utilizada a cola epóxi Araldite para fixar os parafusos aos CPs, e a colagem foi feita diretamente na máquina para que fosse mantido o alinhamento do conjunto. As deformações são medidas por um extensômetro de *gage length* de 25mm acoplado ao CP por elásticos em sua lateral (Figura 33). Durante a instalação do extensômetro, buscou-se posicioná-lo de maneira central, e de maneira que não danificasse a lateral dos corpos de prova, com o cravamento de suas abas do tipo “facas”.

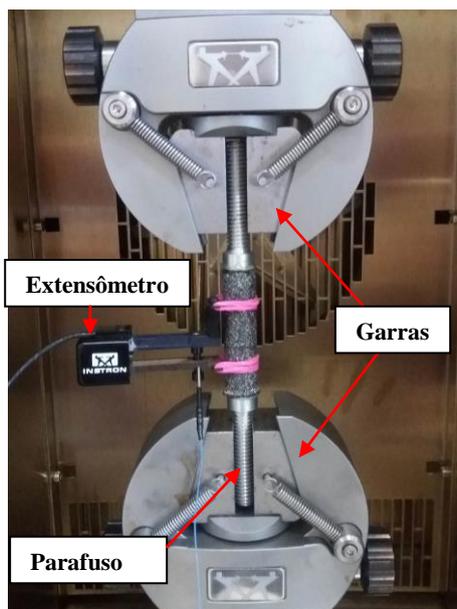


Figura 33 – Fixação do CP de MAF a prensa eletrodinâmica

A Instron pode ser operada pelo software *Instron Console* (Figura 34), que permite a introdução de limites de segurança, calibração, movimentação das garras de fixação das amostras e todo tipo de operação básica de instalação e preparação do ensaio. O software *Instron Wavematrix* permite a estruturação mais detalhada das fases do ensaio, onde é possível operar a coleta de dados, escolhendo quais serão as variáveis coletadas, qual a quantidade de dados será coletada, a sequência de ações que será executada, os gráficos que serão exibidos durante o ensaio, entre outros parâmetros.

A utilização da prensa Instron representa um acréscimo ao estudo de Misturas Asfálticas Finas. Nos estudos apresentados na revisão bibliográfica é observada a utilização majoritariamente de Reômetros de Cisalhamento Dinâmico (*Dynamic Shear Rheometer, DSR*), concebidos originalmente para o estudo do comportamento reológico de ligantes. A caracterização de misturas asfálticas é realizada através de ensaios de tração direta, enquanto a caracterização de MAFs tem sido realizada por ensaios de cisalhamento. A prensa Instron realiza ensaios de tração, compressão e cisalhamento e apresenta dimensões compatíveis as MAFs. O equipamento apresenta também uma capacidade de aplicação de tensões e deslocamentos maior, bem como uma faixa de temperaturas maiores que as apresentadas pelo DSR.

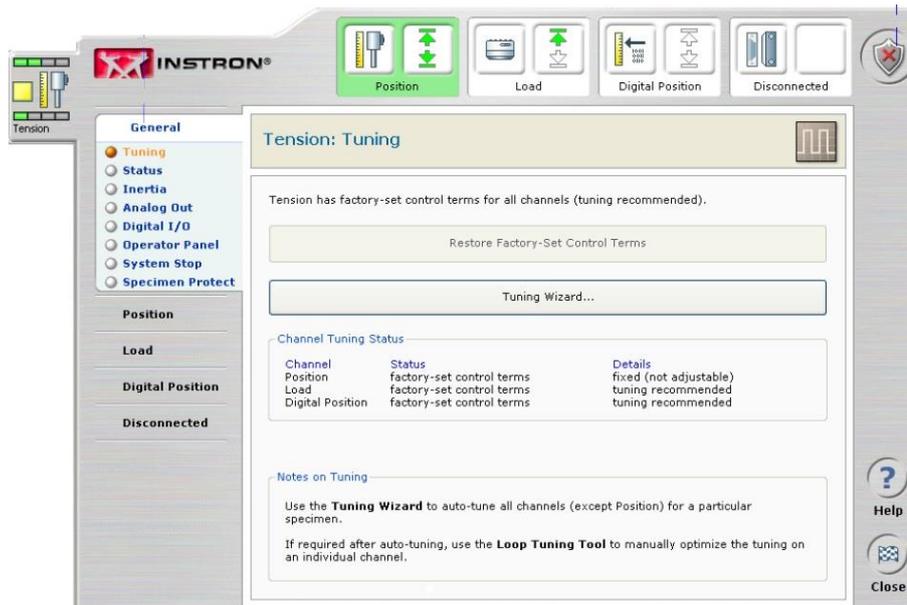


Figura 34 – Instron Console

4. Resultados Experimentais e Análises

4.1. Caracterização Viscoelástica Linear das MACs

As misturas asfálticas completas foram submetidas ao ensaio de módulo dinâmico na prensa servo-hidráulica para a sua caracterização viscoelástica linear. Foram realizadas varreduras de frequência (25; 10; 5; 1; 0,5 e 0,1Hz) para as temperaturas de 4°C, 20°C e 40°C, sem causar dano. As tensões, os deslocamentos e o ângulo de fase foram monitorados para a determinação do Módulo Dinâmico, conforme a Equação 2.19. Com a utilização dos conceitos apresentados no item 2.1.5, foi possível construir uma curva mestra para cada mistura, deslocando-se as curvas geradas a partir dos ensaios para cada temperatura e formando uma curva contínua na temperatura de referência (T_R). A Tabela 10 apresenta os coeficientes da função sigmoideal de ajuste, bem como os fatores de deslocamento utilizados para cada mistura. As curvas mestras das misturas na escala log-log são apresentadas na Figura 35, para a temperatura de referência de 20°C.

Tabela 10 – Coeficientes para construção das curvas mestras das misturas asfálticas

Mistura	Coeficientes Função Sigmoideal				Coeficientes Função Quadrática para Shift Factor		
	δ	α	β	γ	a_1	a_2	a_3
A - 19,0mm	1,6427	2,8359	1,0696	0,8126	0,00115	-0,17349	3,00826
B - 12,5mm	1,5903	2,8795	0,9699	0,7225	0,00086	-0,16195	2,89507
C - 9,5mm	1,5043	3,0192	0,8824	0,6690	0,00133	-0,18847	3,23692

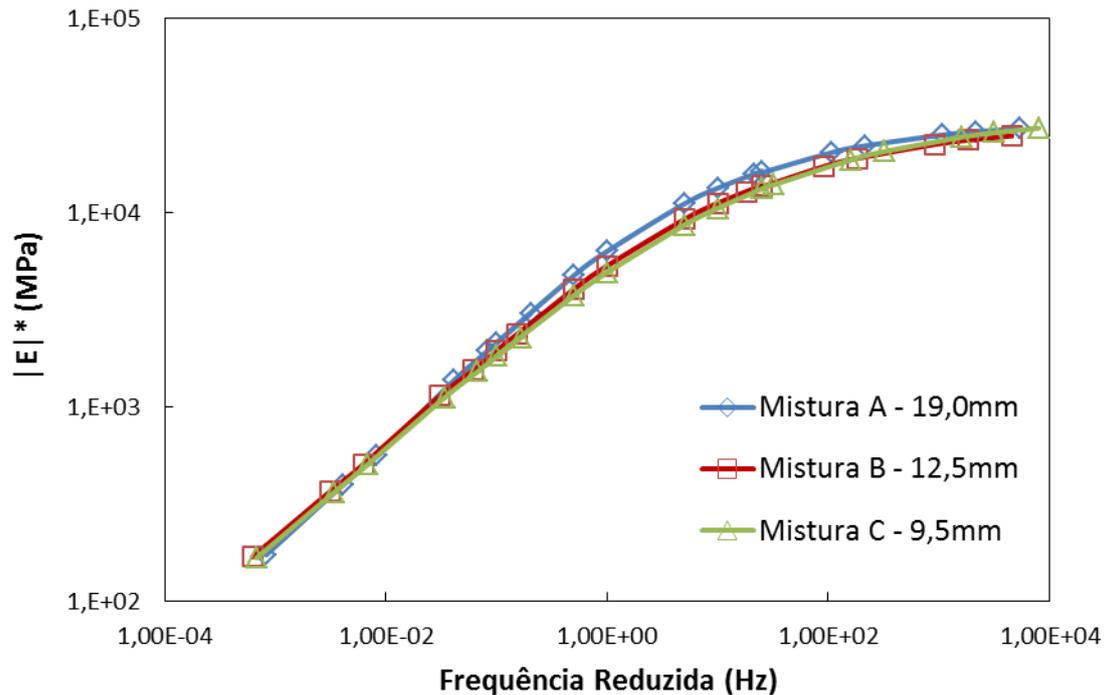


Figura 35 – Curvas mestras das misturas 19,0mm; 12,5mm e 9,5mm ($T_R=20^\circ\text{C}$)

Os ângulos de fase foram plotados segundo a frequência reduzida (Figura 36) e, para todas as misturas, apresentaram um comportamento viscoso para frequências menores e um comportamento elástico para frequências maiores. Conforme mencionado anteriormente, o comportamento viscoso apresenta ângulos de fase maiores, denotando um atraso entre a solicitação de carregamento e a resposta, e se assemelha ao comportamento para temperaturas elevadas. O comportamento elástico apresenta ângulos de fase menores e se assemelha ao comportamento para temperaturas reduzidas. Também é possível observar na Figura 35, que para as frequências muito menores, situadas entre 0,0001 Hz e 0,01Hz o ângulo de fase possui valores reduzidos, que se elevam até formarem um pico. Tal comportamento é esperado, uma vez que para temperaturas muito altas (representadas por frequências muito pequenas) o ligante passa a influenciar cada vez menos o comportamento das misturas asfálticas, e este passa a ser determinado pela estrutura pétreia, que apresenta comportamento majoritariamente elástico.

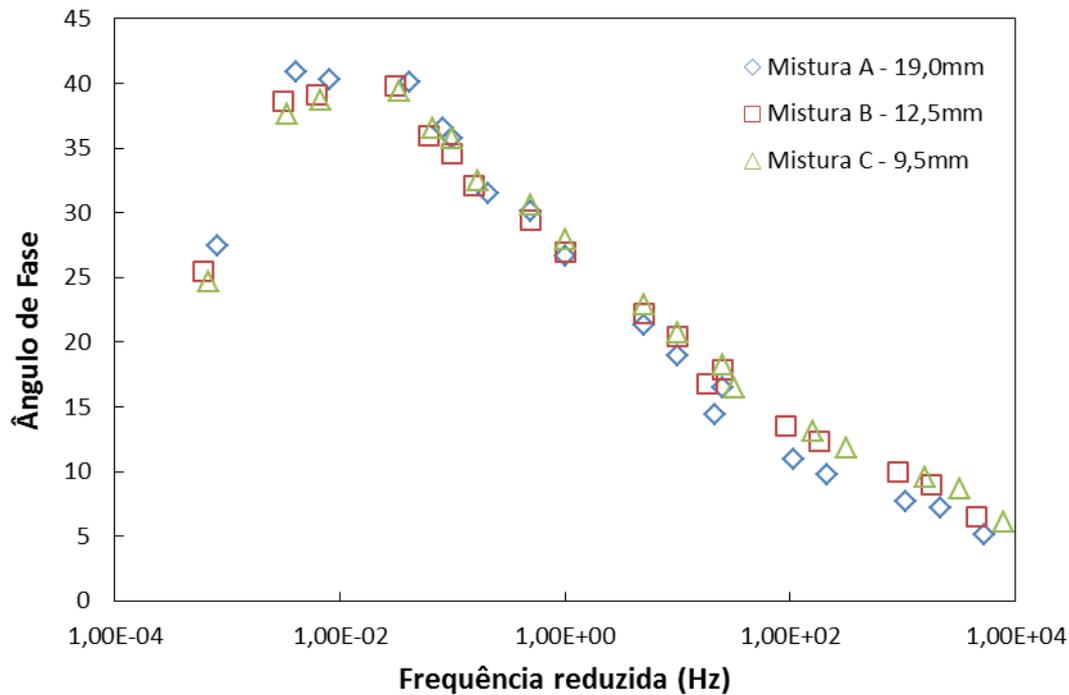


Figura 36 – Ângulo de fase das misturas asfálticas

Como descrito anteriormente, os valores referentes ao módulo dinâmico e ao ângulo de fase foram utilizados para obter o módulo de relaxação ($E(\xi)$), através das séries de Prony. A partir da inclinação log-log das curvas mestras do módulo de relaxação (n) foram determinados os expoentes de evolução do dano (α), apresentados na Tabela 11. A relação utilizada para tal, conforme sugerido por Underwood *et al.* (2009) para ensaios de deformação controlada é $\alpha = 1 + 1/n$, conforme mencionado no item 2.2.1.

Tabela 11 – Expoente de Evolução do Dano de MACs

Mistura	α
A - 19,0mm	2,93
B - 12,5mm	3,07
C - 9,5mm	3,02

4.2. Caracterização Viscoelástica Linear das MAFs

A caracterização viscoelástica linear das MAFs foi realizada de maneira simplificada. A prensa eletrodinâmica apresentou limitações no condicionamento para temperaturas inferiores a temperatura ambiente, que é realizada pela injeção de gás na câmara de condicionamento. Dessa maneira, o ensaio de módulo

dinâmico foi realizado em apenas uma temperatura, de $23^{\circ}\text{C} \pm 0,5^{\circ}\text{C}$, temperatura a qual também foram realizados os ensaios de fadiga das MAFs. A varredura de frequência foi realizada com a mesma faixa de valores que a realizada na MAC, ou seja, 25; 10; 5; 1; 0,5 e 0,1Hz.

Para cada MAF foram realizados 3 ensaios de módulo dinâmico de maneira a se obter os dados apresentados nas Figuras 37 e 38, nas quais foram apresentados os módulos dinâmicos e ângulos de fase das MAFs, respectivamente, segundo a frequência de ensaio. Como a análise foi realizada a apenas uma temperatura não foi possível observar uma faixa de frequências tão ampla quanto aquela que foi observada para as misturas asfálticas completas. Dessa maneira, é observada apenas a faixa de frequências na qual existe um aumento do módulo dinâmico e a diminuição do ângulo de fase, conforme a frequência aumenta.

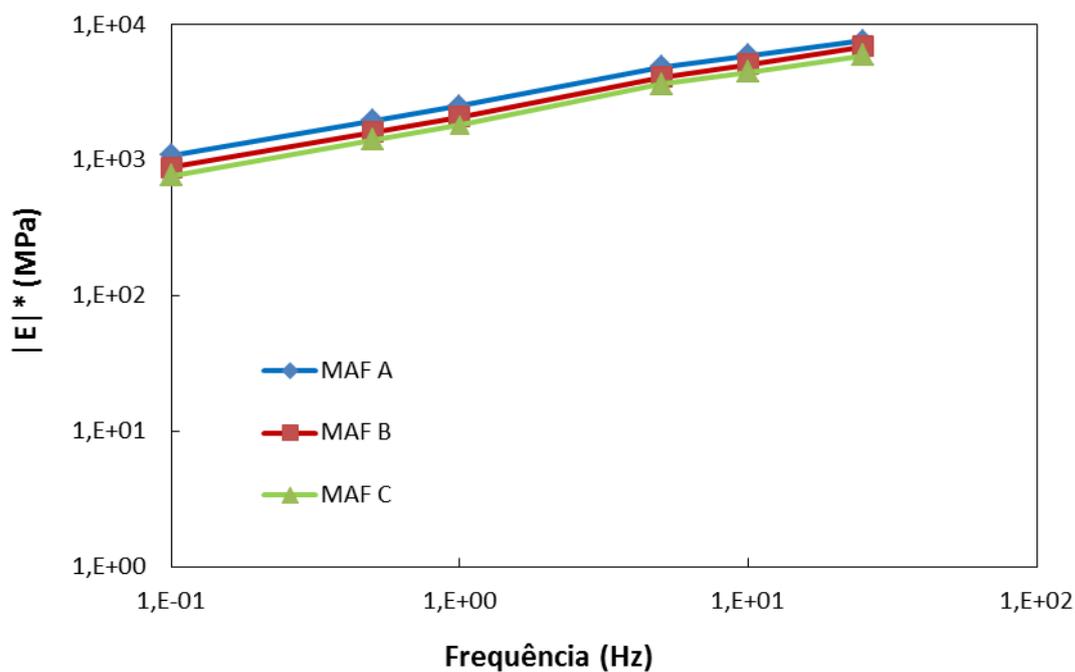


Figura 37 – Módulo dinâmico das MAFs A, B e C (T=23°C)

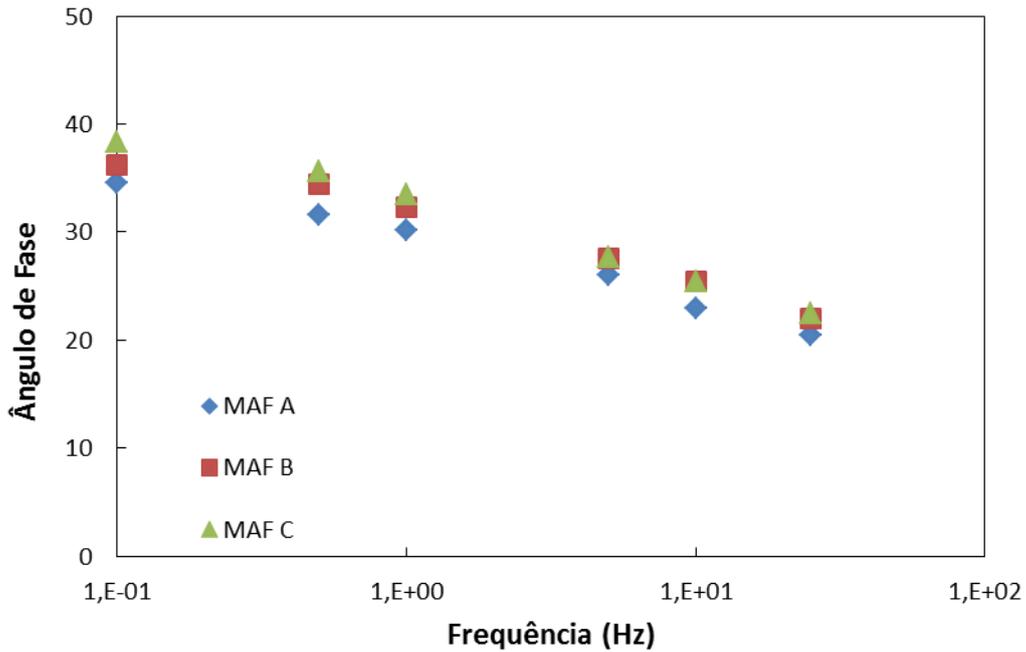


Figura 38 – Ângulo de fase para as MAFs A, B e C (T=23°C)

Para cada frequência foram utilizadas as médias do módulo dinâmico e do ângulo de fase, para estimar o expoente de evolução do dano (α), conforme apresentado na Tabela 12. A relação $\alpha = 1 + 1/n$ foi utilizada novamente, porém a inclinação (n) é referente ao módulo de armazenamento em função da frequência no espaço log-log. O módulo de armazenamento foi apresentado na Equação 2.17 e pode ser descrito como o produto do módulo dinâmico pelo cosseno do ângulo de fase.

Tabela 12 – Caracterização Viscoelástica simplificada das MAFs

MAF	Frequência (Hz)	MÉDIA		Módulo de Armazenamento (Mpa)	Inclinação (m)	Expoente de dano (α)
		Mód. Dinâmico (Mpa)	Ângulo de fase			
A (A1; A6 e A7)	25	7627	20,4	7147	0,3852	3,60
	10	5939	22,9	5470		
	5	4904	26,1	4406		
	1	2509	30,2	2168		
	0,5	1955	31,6	1666		
	0,1	1092	34,6	899		
B (B11; B13 e B37)	25	6893	22,0	6390	0,4039	3,48
	10	5084	25,4	4592		
	5	4106	27,6	3640		
	1	2098	32,3	1774		
	0,5	1614	34,4	1332		
	0,1	886	36,2	714		
C (C8; C11 e C10)	25	5926	22,4	5478	0,4089	3,45
	10	4479	25,4	4046		
	5	3641	27,7	3224		
	1	1825	33,5	1522		
	0,5	1414	35,6	1149		
	0,1	769	38,3	604		

4.3.

Ensaio de Dano por Fadiga nas MACs

Os ensaios de dano por fadiga foram realizados com controle de deformação, na temperatura de 20°C e frequência de 10Hz, na prensa servo-hidráulica. Conforme mencionado, neste ensaio é provocado um estado de deformação senoidal constante e é registrado o número de ciclos necessários até a ruptura. As amplitudes de deformação médias aplicadas em cada ensaio estão apresentadas na Tabela 13, assim como o número de ciclos necessário para a ruptura (N_f). Os dados de tensões, deformações e ângulo de fase foram processados segundo o modelo de dano contínuo, conforme apresentado no item 2.2.3. O primeiro ciclo foi processado através da abordagem rigorosa do VECD e os ciclos subsequentes foram processados de acordo com a abordagem simplificada S-VECD.

Tabela 13 – Amplitudes de deformações médias e vida de fadiga dos ensaios de dano para as misturas A, B e C

Mistura	Identificação	Deformação	N _f
A 19,0mm	A16	247	12305
	A17	297	5605
	A18	198	10905
	A19	175	20005
	A21	137	90705
B 12,5mm	B22	243	25305
	B23	295	13805
	B24	196	77505
	B25	349	9305
	B29	219	48405
	B20	350	3305
C 9,5mm	C16	244	50005
	C17	268	32405
	C18	345	8005

Com os dados de evolução do dano e rigidez obtidos pelo modelo foram produzidas as curvas C vs. S, apresentadas nas Figuras 39 a 41 para cada mistura. As curvas C vs. S para as diversas amplitudes de deformação apresentaram convergência satisfatória para as misturas estudadas, reforçando sua atribuição de Curva Característica do material. 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 puderam ser ensaiadas apenas a temperatura de 23°C. As curvas foram deslocadas multiplicando-se a variável de dano S pelo fator deslocamento a_t elevado à potência $1/1+\alpha$ conforme a Equação 4.1.

$$S_{23^{\circ}\text{C}} = S_{20^{\circ}\text{C}} [a_{t20^{\circ}\text{C}}(23^{\circ}\text{C})]^{\frac{1}{\alpha+1}} \quad (4.1)$$

Onde:

$S_{23^{\circ}\text{C}}$ – Dano correspondente à temperatura de 23°C

$S_{20^{\circ}\text{C}}$ – Dano correspondente à temperatura de 20°C

$a_{t20^{\circ}\text{C}}$ – Fator deslocamento a partir da temperatura de referência de 20°C

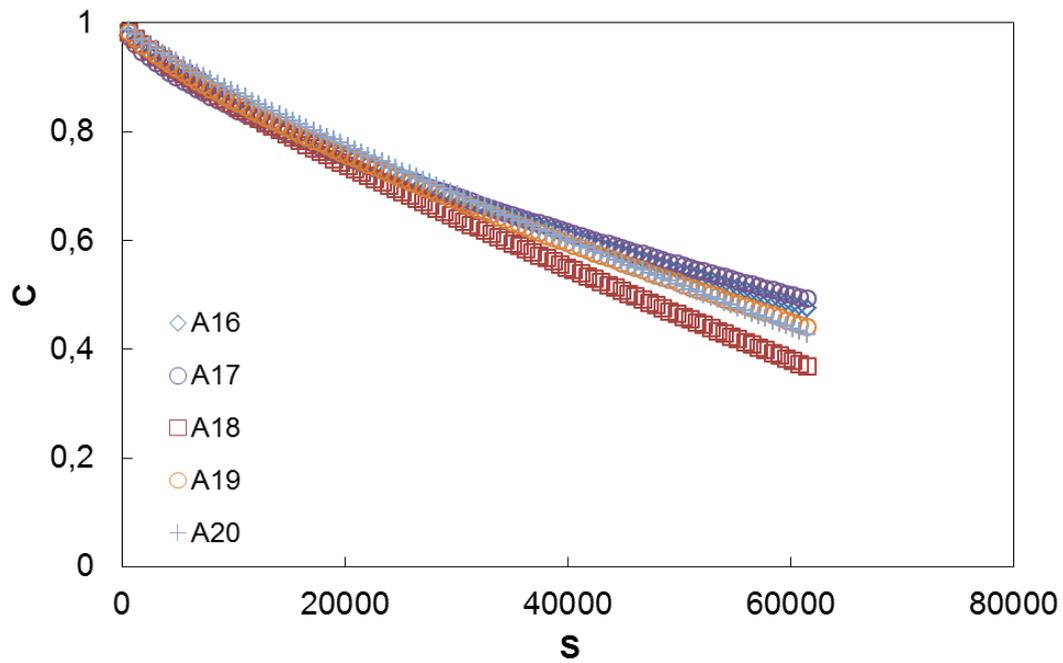


Figura 39 – Curvas C vs. S para a Mistura A – 19,0mm (23°C)

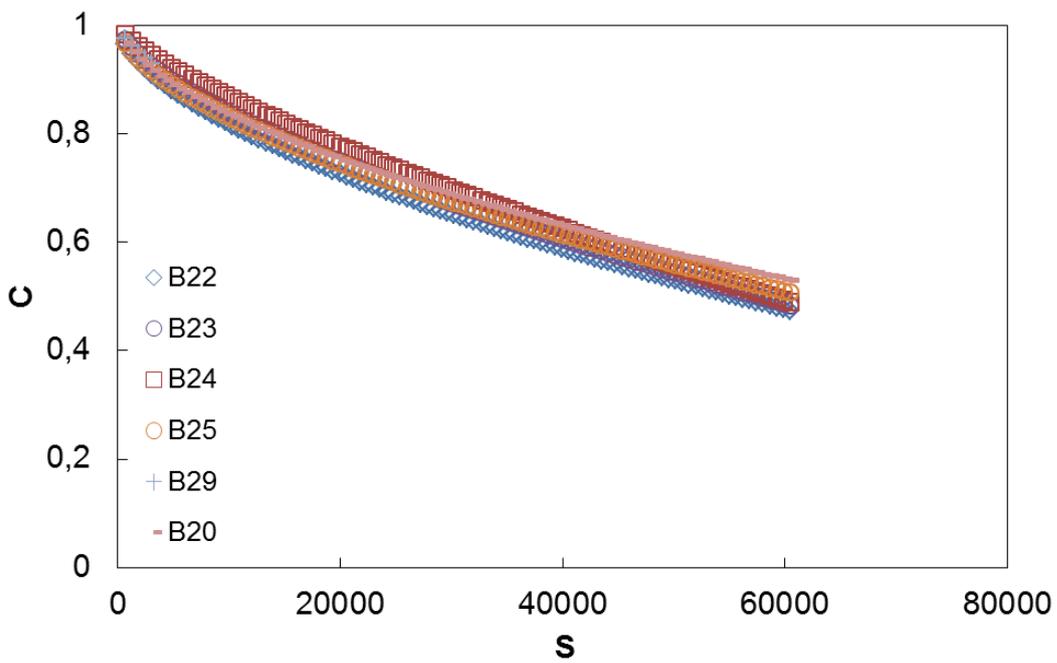


Figura 40 - Curvas C vs. S para a Mistura B – 12,5mm (23°C)

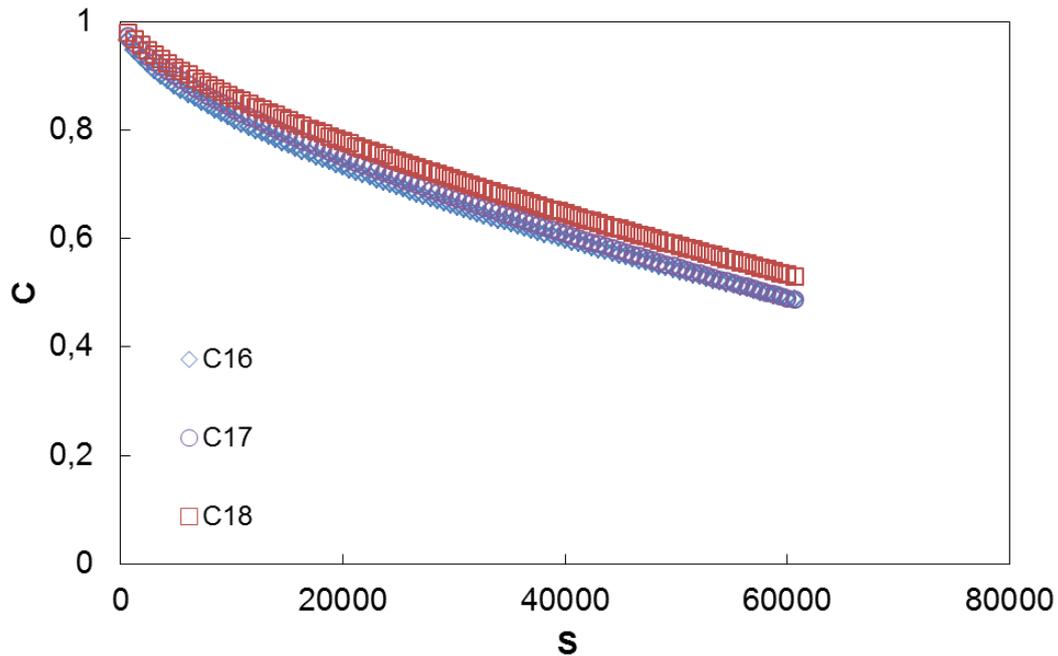


Figura 41 - Curvas C vs. S para a Mistura C – 9,5mm (23°C)

Os valores de rigidez e dano das curvas C vs. S foram agrupados de maneira a formar curvas médias para cada mistura. Aplicando-se um ajuste aos dados das curvas médias de cada mistura a partir da função potência apresentada na Equação 2.36, é possível obter os coeficientes de regressão C_{10} , C_{11} e C_{12} para as Misturas A, B e C, apresentados na Tabela 14. As curvas ajustadas estão apresentadas na Figura 42.

Tabela 14 – Coeficientes de ajuste Curvas C vs. S médias das Misturas A, B e C

Coeficiente	Mistura A	Mistura B	Mistura C
C10	1,00	1,00	1,00
C11	1,56E-04	4,44E-04	4,36E-04
C12	7,42E-01	6,39E-01	6,39E-01

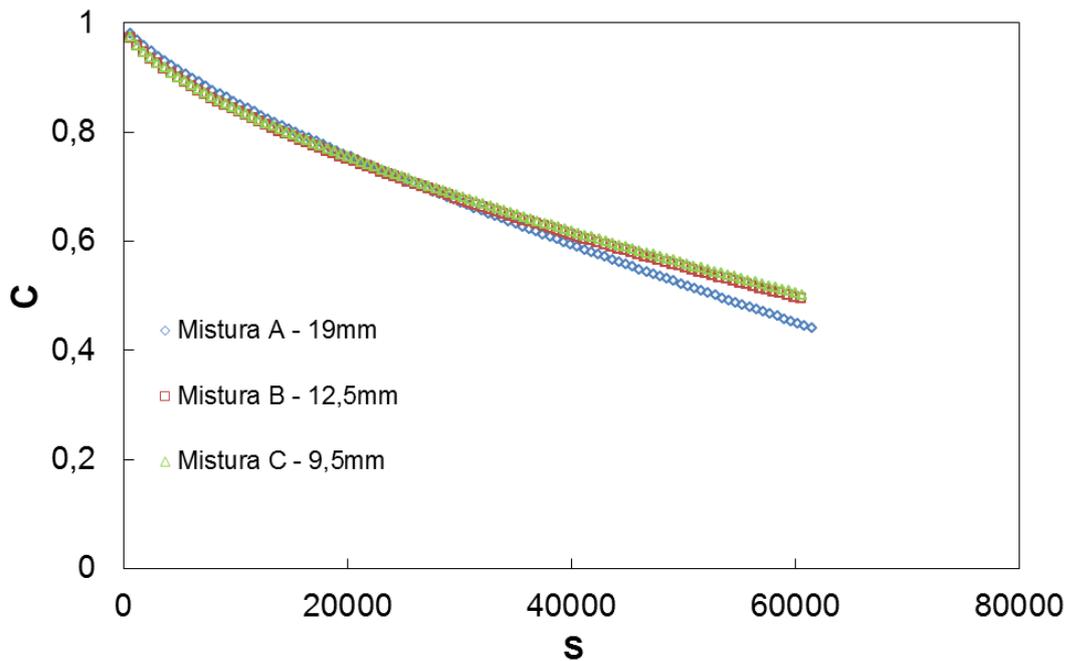


Figura 42 – Curvas C vs. S ajustadas médias das Misturas

As envoltórias de ruptura baseadas nos Critério G^R e D^R , apresentadas no item 2.2.4, 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 4.2 onde Y e Δ representam os coeficientes de regressão do modelo de potência.

$$G^R = Y * (N_f)^\Delta \quad (4.2)$$

Os ajustes para o critério G^R são apresentados nas Figuras 43 a 45. Os coeficientes de regressão estão resumidos na Tabela 15, onde também estão apresentados os coeficientes de correlação R^2 para cada mistura.

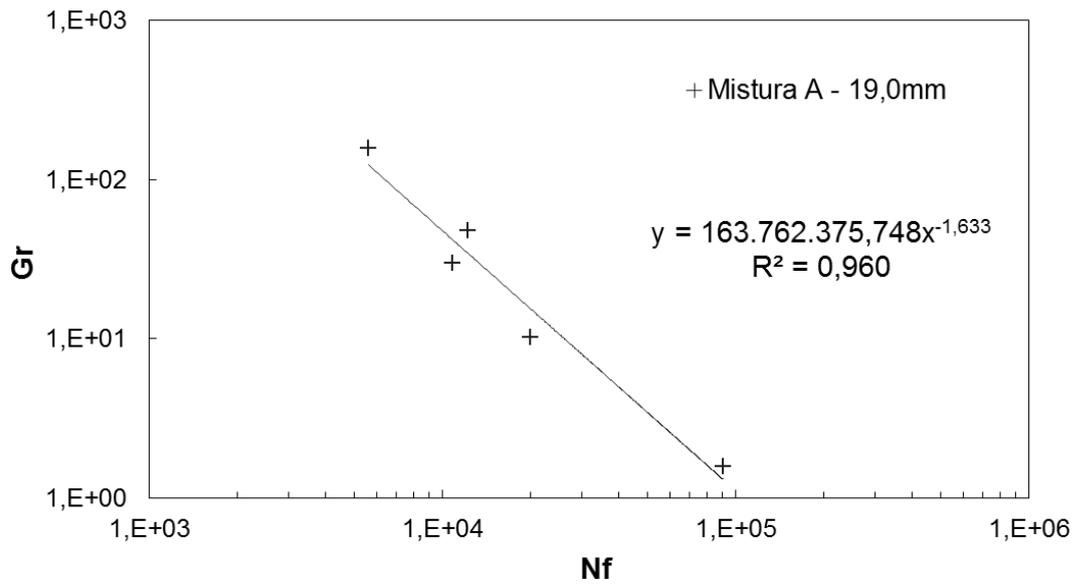


Figura 43 – Ajuste dos dados experimentais critério de ruptura G^R - Mistura A
19,0mm

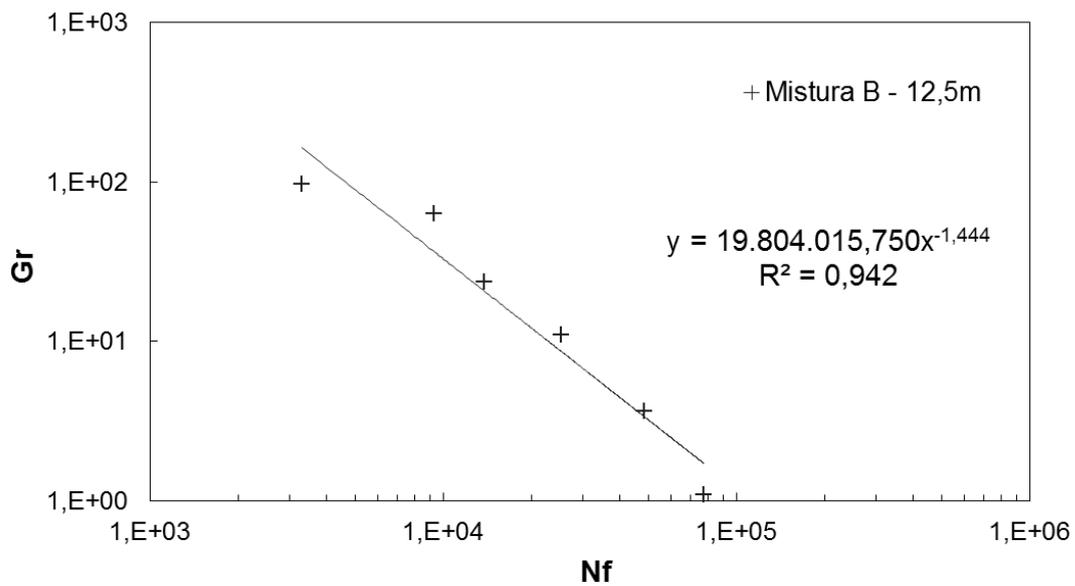


Figura 44 - Ajuste dos dados experimentais critério de ruptura G^R - Mistura B
12,5mm

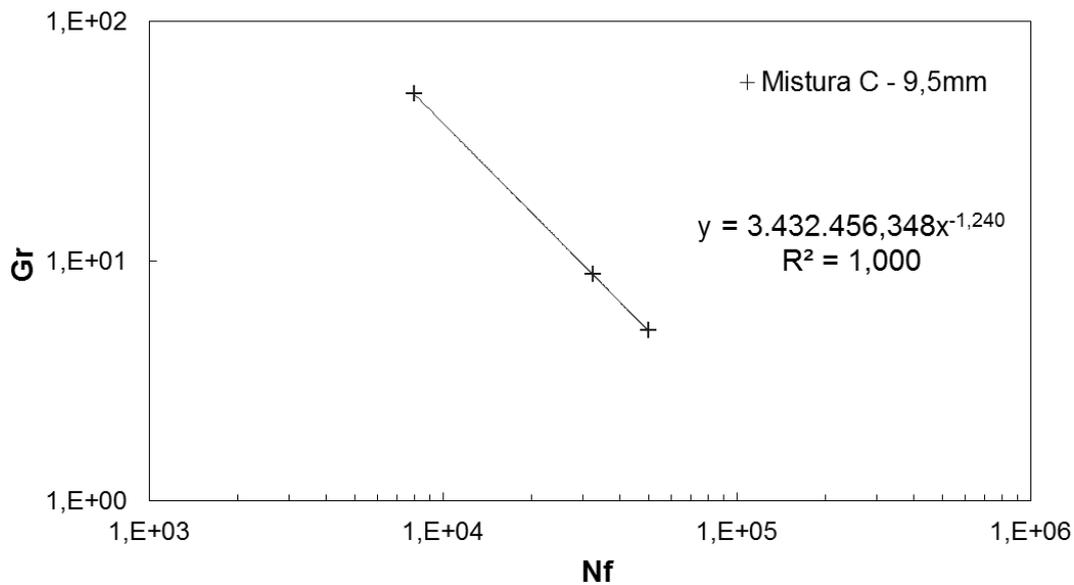


Figura 45 - Ajuste dos dados experimentais critério de ruptura G^R - Mistura C
9,5mm

Tabela 15 – Coeficientes de ajuste para Misturas – Critério de Ruptura G^R

Misturas	G^R		
	Y	Δ	R^2
Mistura A - 19,0mm	163762376	-1,633	0,960
Mistura B - 12,5mm	19800000	-1,444	0,942
Mistura C - 9,5mm	3432456	-1,240	1,000

Para o critério de ruptura D^R a relação é linear e os dados foram ajustados com a envoltória passando pela origem, de acordo com a Equação 2.53. O ajuste dos dados experimentais é apresentado nas Figuras 46 a 48. Na Tabela 16 são apresentados os coeficientes angulares das retas ajustadas e os coeficientes de correlação R^2 para cada mistura

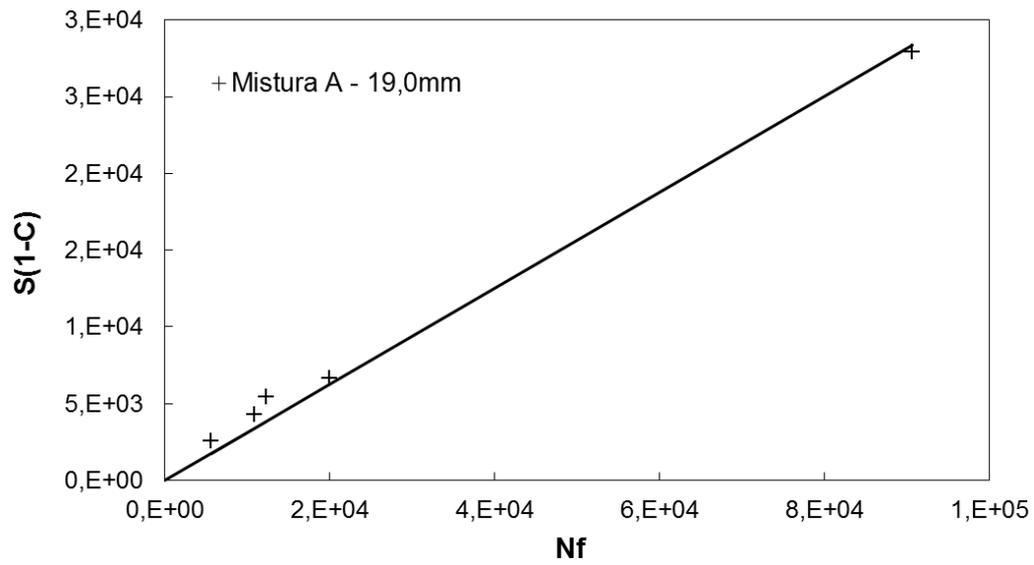


Figura 46 - Ajuste dos dados experimentais critério de ruptura D^R - Mistura A
19,0mm

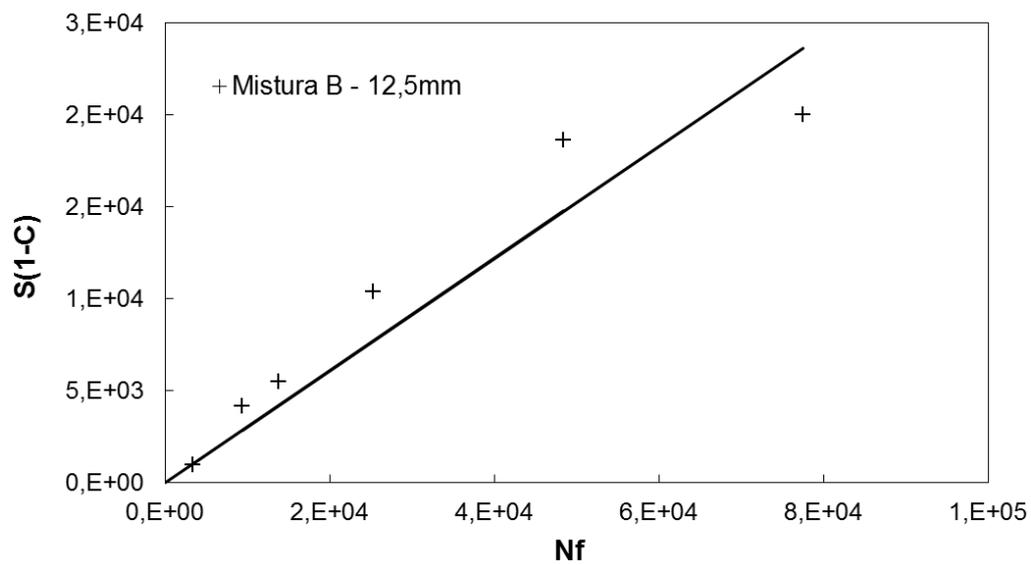


Figura 47 - Ajuste dos dados experimentais critério de ruptura D^R - Mistura B
12,5mm

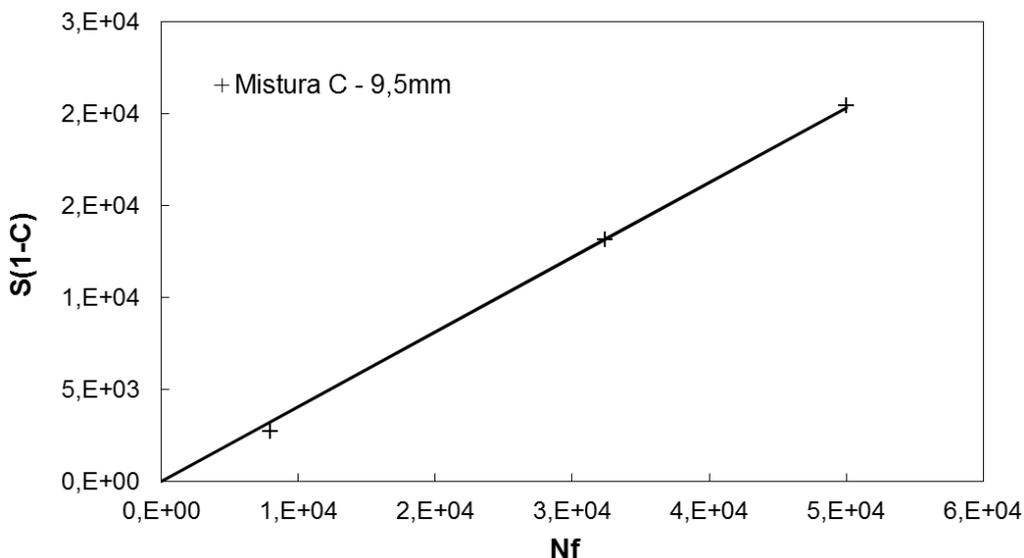


Figura 48 - Ajuste dos dados experimentais critério de ruptura D^R - Mistura C 9,5mm

Tabela 16 – Coeficientes de ajuste para misturas asfálticas – Critério de Ruptura D^R

Misturas	Coefficiente angular	R^2
Mistura A - 19,0mm	0,312	0,990
Mistura B - 12,5mm	0,305	0,877
Mistura C - 9,5mm	0,407	0,998

Ao observar os coeficientes de correlação R^2 para ambos os critérios de ruptura G^R e D^R infere-se uma variabilidade experimental aceitável, com o pior cenário representado pela Mistura B para o critério D^R ($R^2 = 0,877$). Para as demais misturas os coeficientes de correlação tiveram valores elevados (mínimo 0,940) representando a pequena dispersão dos dados em torno da envoltória.

4.4. Ensaio de Dano por Fadiga nas MAFs

Os ensaios de dano por fadiga na MAFs foram realizados com controle de deslocamento do atuador (CX), na temperatura de $23^\circ\text{C} \pm 0,5^\circ\text{C}$ e frequência de 10 Hz, na prensa eletrodinâmica. Para que fosse possível provocar as amplitudes de deformação desejadas, ou seja, aquelas que causam dano, foram observadas as proporcionalidades dos deslocamentos e deformações no ensaio de Finger Print

(sem dano) previamente realizado. Como exemplo, apresenta-se o boletim de resultados de um ensaio Finger Print (Tabela 17), onde foram medidas as amplitudes do deslocamento do atuador e também as amplitudes das deformações, medidas pelo extensômetro no corpo de prova. Foi tomada a média dos últimos 200 ciclos aplicados, uma vez que as aplicações de carregamento nos primeiros ciclos ainda não eram estáveis.

Tabela 17 – Boletim de Ensaio Finger Print

Total Cycles	Amp. de força (N)	Amplitude deslocamento (mm)	Amplitude Extensômetro (mm)	Amplitude de deformação (μsn)
200	20,30	0,00308	0,0006503	26,01
210	20,23	0,00311	0,0007502	30,01
220	20,12	0,00307	0,0006282	25,13
230	20,11	0,00307	0,0007322	29,29
240	20,26	0,00308	0,0007994	31,98
250	20,29	0,00307	0,0007680	30,72
260	20,18	0,00310	0,0007386	29,54
270	20,29	0,00307	0,0006335	25,34
280	20,23	0,00308	0,0007320	29,28
290	20,38	0,00309	0,0008040	32,16
300	20,28	0,00310	0,0007479	29,92
310	20,26	0,00309	0,0007543	30,17
320	20,24	0,00311	0,0008097	32,39
330	20,28	0,00309	0,0006495	25,98
340	20,35	0,00307	0,0007492	29,97
350	20,31	0,00308	0,0008114	32,46
360	20,25	0,00306	0,0007430	29,72
370	20,02	0,00308	0,0007492	29,97
380	20,13	0,00309	0,0008000	32,00
390	20,49	0,00310	0,0007470	29,88
400	20,33	0,00306	0,0007540	30,16
MÉDIA		0,00308 mm		29,62 μsn

Ao tomar-se a média das amplitudes de deslocamento do atuador e das respectivas amplitudes de deformação, e considerando-se que o aumento do deslocamento é proporcional ao aumento da deformação é possível encontrar os valores de amplitude de deslocamento do atuador que devem ser aplicadas nos ensaios de fadiga para cada amplitude de deformação desejada. As amplitudes de deformação que causam dano encontram-se tipicamente acima de $120\mu\text{sn}$, tendo sido utilizado como valor inicial a deformação de $500\mu\text{sn}$. Para cada tipo de MAF

foram realizados 5 ensaios de dano, com amplitudes variadas. As amplitudes de deformação médias e o número de ciclos até a ruptura (N_f) estão apresentados na Tabela 18.

Tabela 18 - Amplitudes de deformação médias e vida de fadiga dos ensaios de dano para as MAFs A, B e C

MAF A	Def. (μsn)	Nf	MAF B	Def. (μsn)	Nf	MAF C	Def. (μsn)	Nf
A25	567	64000	B01	561	101000	C01	557	64000
A02	700	12000	B06	580	25000	C07	730	57000
A09	819	3000	B09	718	18000	C04	847	17000
A31	958	7000	B07	878	8000	C03	1237	7500
A13	1088	2500	B15	925	5500	C02	1337	3000

Os dados de tensões, deformações e ângulo de fase foram processados segundo o modelo de dano contínuo, conforme apresentado no item 2.2.3. Os dados do primeiro ciclo e dos ciclos subsequentes foram processados segundo o modelo simplificado, diferente do que foi feito para as misturas asfálticas. Uma vez que a análise viscoelástica linear foi realizada de maneira simplificada para as MAFs, não foi possível obter o módulo de relaxação ($E(\xi)$) que é utilizado na análise rigorosa conforme mencionado na Equação 2.41. Dessa maneira, os primeiros ciclos do ensaio de fadiga das MAFs foram realizados com amplitudes de deformações pequenas, que aumentavam a uma taxa suave. Assim sendo, desde o primeiro ciclo pode-se considerar o crescimento do dano no regime estacionário. Na Figura 49 é apresentado o crescimento da deformação nos ciclos iniciais dos ensaios de dano realizados nas MAFs.

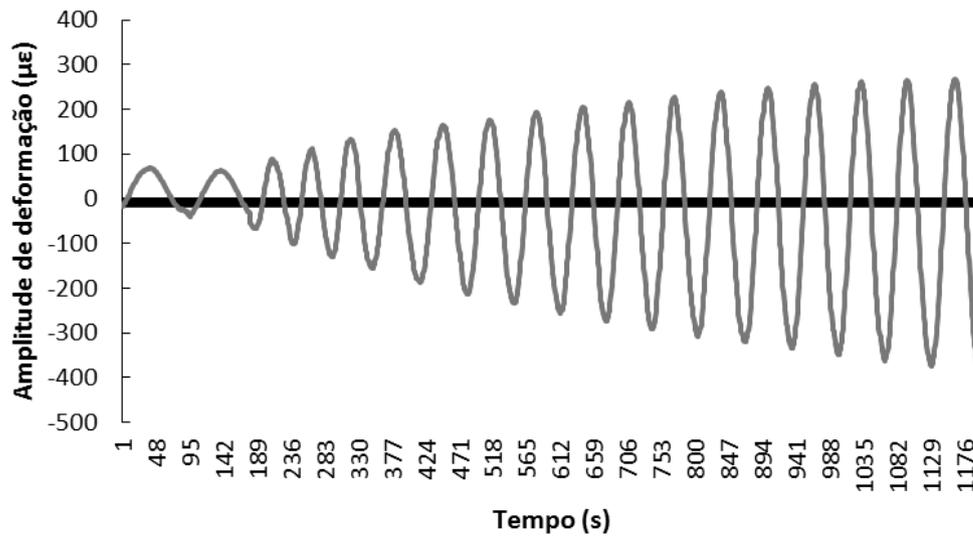


Figura 49 – Crescimento da deformação ($\mu\epsilon$) nos ciclos iniciais do ensaio de dano

Com os dados de evolução do dano e rigidez obtidos pelo modelo foram produzidas as curvas C vs. S, apresentadas nas Figuras 50 a 52 para cada MAF. As curvas C vs. S para as diversas amplitudes de deformação apresentaram convergência satisfatória para as MAFs estudadas.

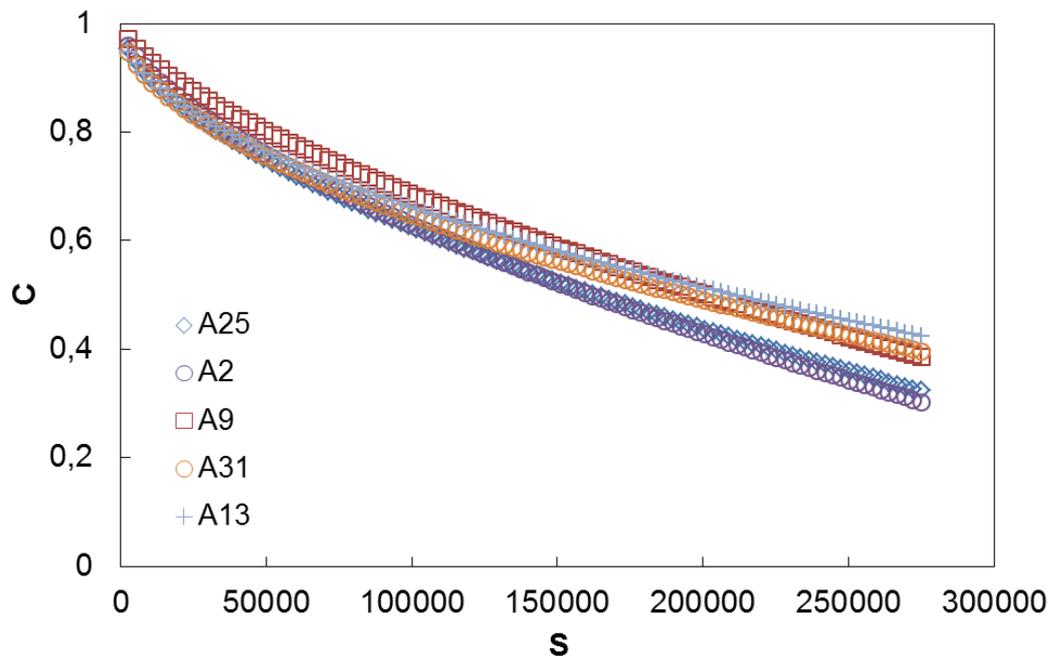


Figura 50 - Curvas C vs. S para a MAF A – 19,0mm (23°C)

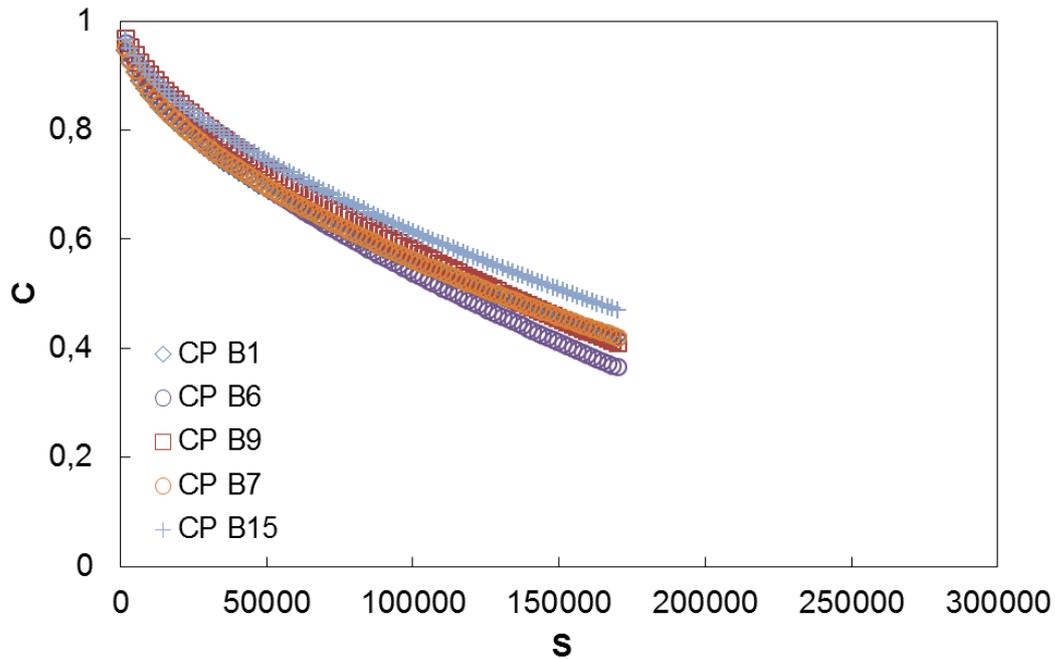


Figura 51 - Curvas C vs. S para a MAF B – 12,5mm (23°C)

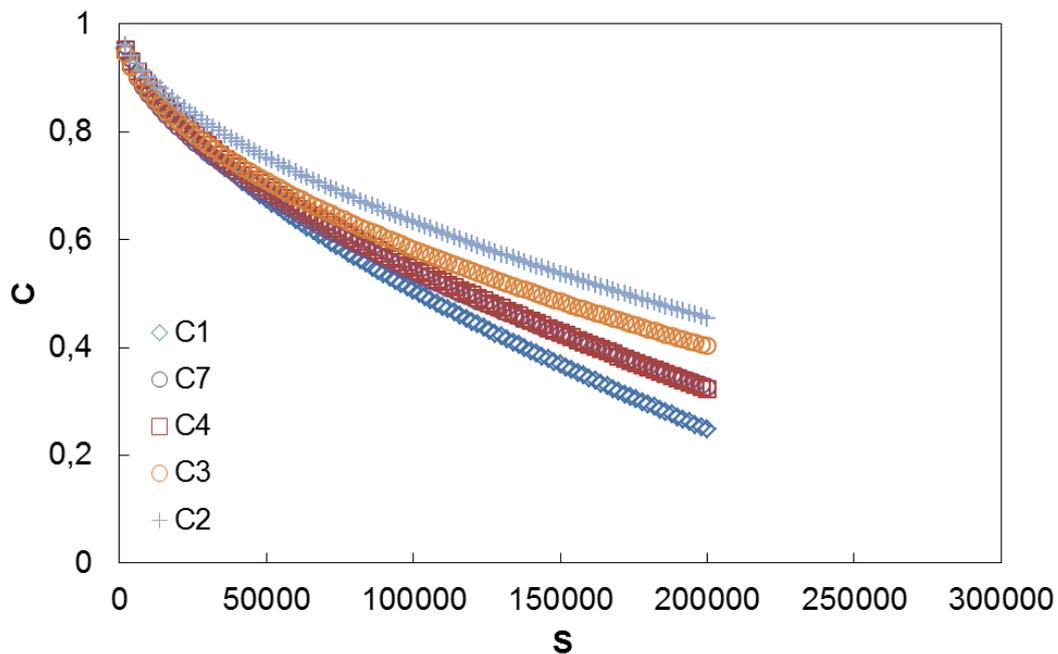


Figura 52 - Curvas C vs. S para a MAF C – 9,5mm (23°C)

A MAF C apresentou um espalhamento das suas curvas C vs. S, que pode denotar um comportamento de dano viscoplástico. A norma AASHTO TP 107, que sinaliza os procedimentos para a determinação de curvas características de dano através de ensaios de tração direta, sugere que os ensaios sejam realizados a no máximo 21°C. Devido às limitações do equipamento os ensaios foram conduzidos a 23°C. Ademais, a MAF C foi dosada com o maior teor de ligante

dentre as MAFs estudadas, potencializando os efeitos de possíveis danos viscoplásticos.

Os coeficientes de regressão C_{10} , C_{11} e C_{12} (Equação 2.36) para as MAFs A, B e C são apresentados na Tabela 19. As curvas ajustadas aos dados médios da rigidez e do dano estão apresentadas na Figura 53.

Tabela 19 - Coeficientes de ajuste Curvas C vs. S médias das MAFs A, B e C

Coeficiente	MAF A	MAF B	MAF C
C10	1	1	1
C11	0,000422	0,000569	0,000652
C12	0,583995	0,575543	0,565622

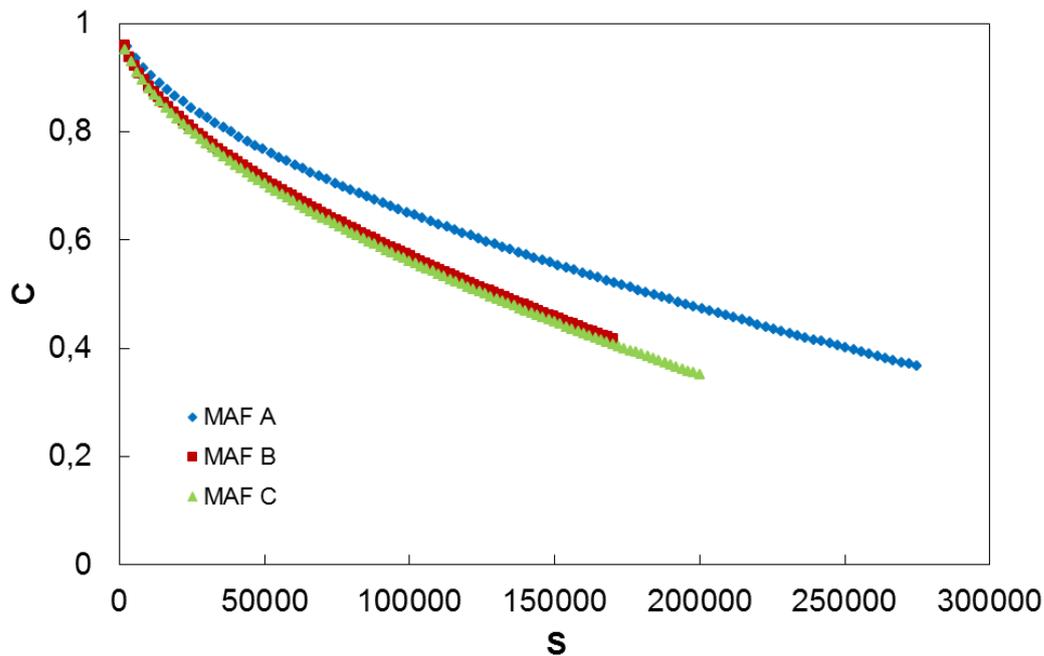


Figura 53 - Curvas C vs. S ajustadas médias das Misturas

As envoltórias de ruptura baseadas nos Critério G^R e D^R , apresentadas para as misturas também foram ajustadas aos dados experimentais da MAFs. Os ajustes para o critério G^R são apresentados nas Figuras 54 a 56 e para o critério D^R nas Figuras 57 a 59. Os coeficientes de regressão estão resumidos nas Tabelas 20 e 21, onde também estão apresentados os coeficientes de correlação R^2 para cada mistura.

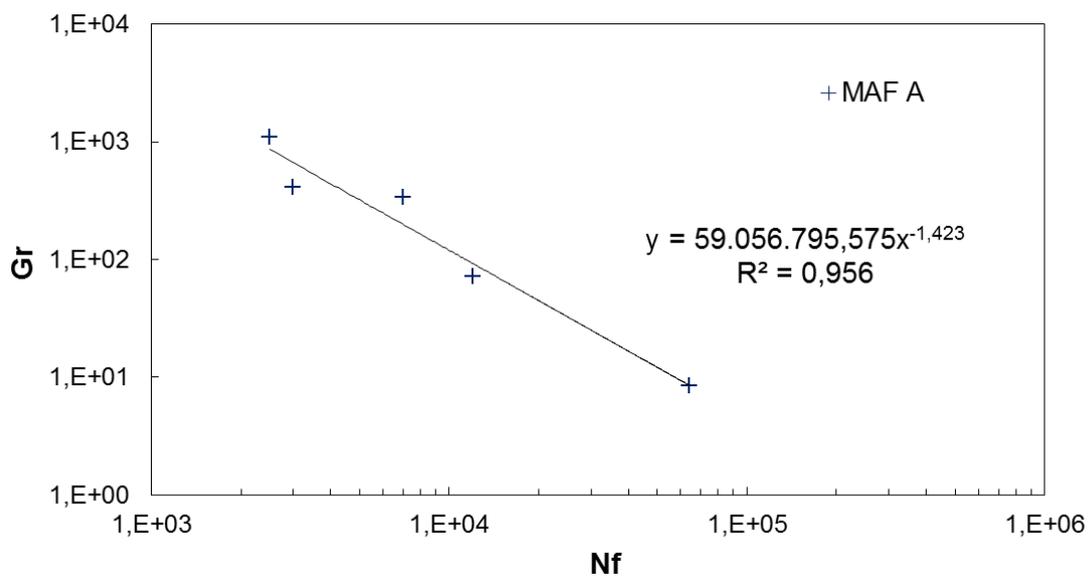


Figura 54 - Ajuste dos dados experimentais critério de ruptura G^R – MAF A

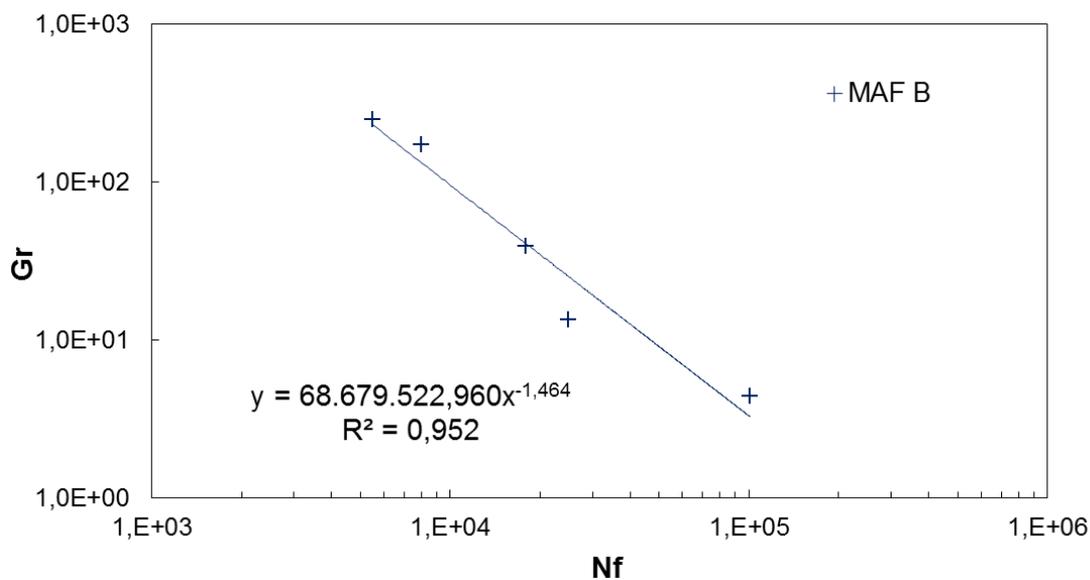


Figura 55 - Ajuste dos dados experimentais critério de ruptura G^R – MAF B

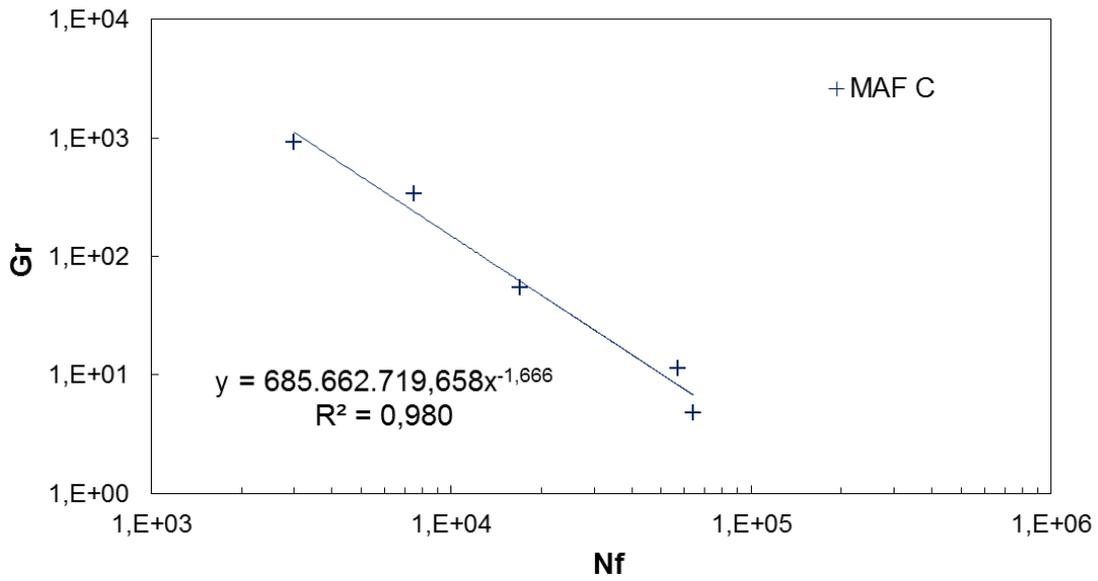


Figura 56 - Ajuste dos dados experimentais critério de ruptura G^R – MAF C

Tabela 20 - Coeficientes de ajuste para MAFs – Critério de Ruptura G^R

Misturas	G^R		
	Y	Δ	R^2
Mistura A - 19,0mm	59056796	-1,423	0,999
Mistura B - 12,5mm	68679523	-1,464	0,952
Mistura C - 9,5mm	685662720	-1,666	0,980

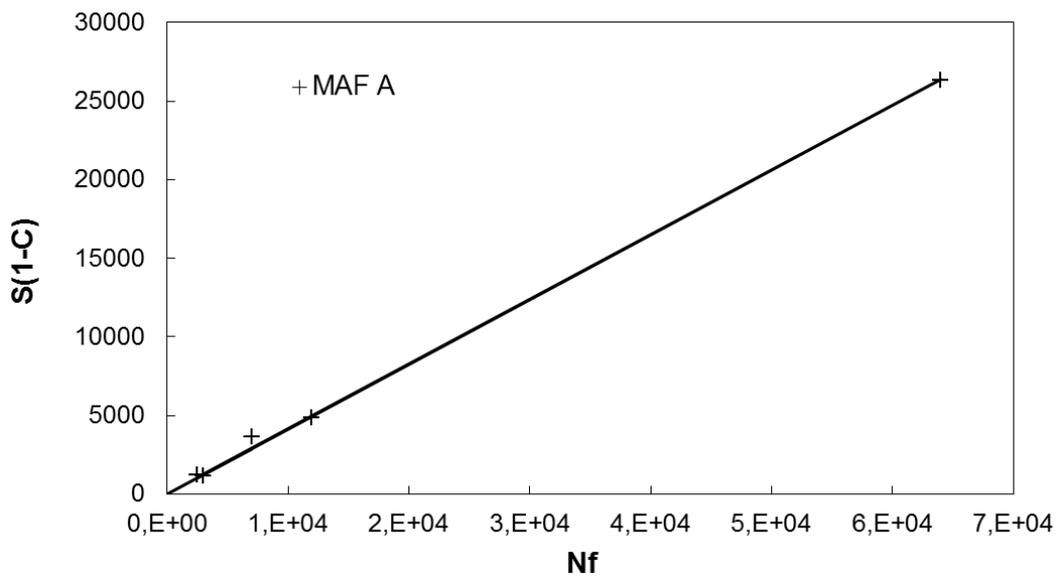


Figura 57 – Ajuste dos dados experimentais critério de ruptura D^R – MAF A

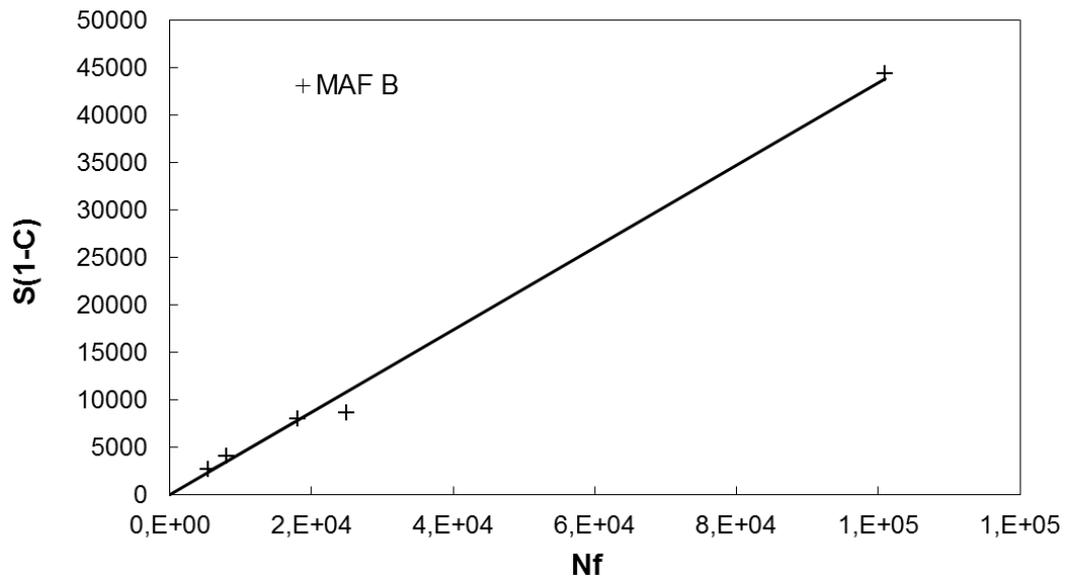


Figura 58 - Ajuste dos dados experimentais critério de ruptura D^R – MAF B

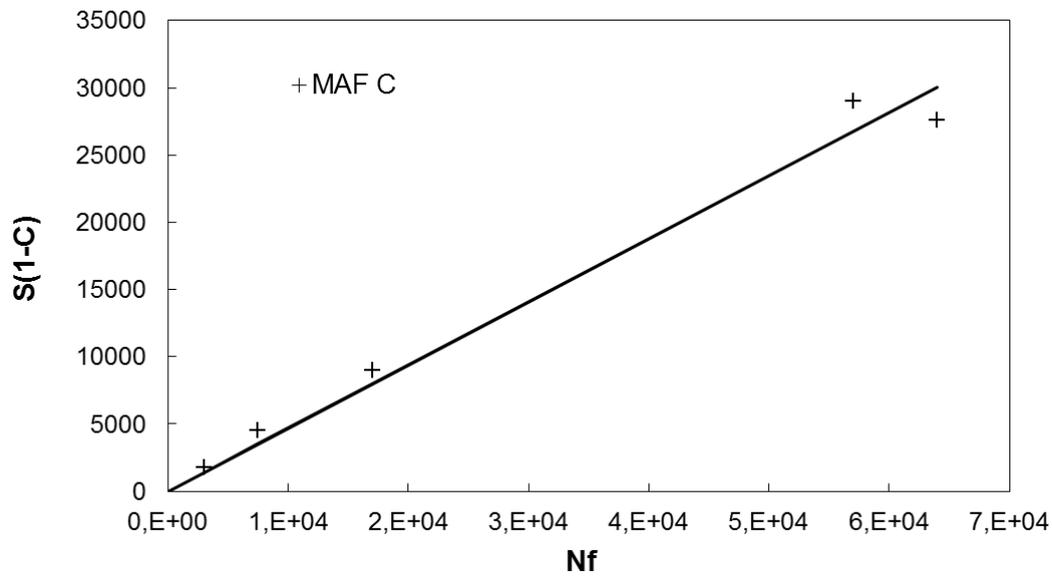


Figura 59 - Ajuste dos dados experimentais critério de ruptura D^R – MAF C

Tabela 21 – Coeficientes de ajuste para Misturas – Critério de Ruptura D^R

Misturas	Coefficiente angular	R^2
MAF A	0,413	0,999
MAF B	0,434	0,996
MAF C	0,469	0,985

Através dos coeficientes de correlação R^2 para ambos os critérios de ruptura G^R e D^R infere-se uma variabilidade experimental aceitável, representando a pequena dispersão dos dados em torno da envoltória.

4.5.

Simulações de desempenho a fadiga de Misturas e MAFs

Conforme apresentado no item 2.2.2, 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 condições de ensaios variadas a partir do conhecimento das curvas C vs. S (e conseqüentemente dos coeficientes de regressão C_{10} , C_{11} , C_{12}), juntamente a um critério de ruptura definido, como G^R e D^R e seus respectivos coeficientes de regressão (Nascimento, 2018). As equações utilizadas nas simulações são apresentadas nas Equações 4.3 e 4.4 para G^R e D^R , respectivamente.

$$N_f = \left(\frac{\delta}{Y \left(\frac{C_{12}}{p} \right) + 1} \right)^{\frac{1}{\Delta + 1 + \frac{C_{12}}{p}}} \quad (4.3)$$

$$N_f = \left[\left(\frac{D_{reg}}{\delta} \right) \left(\frac{C_{12}}{p} + 1 \right) \right]^{\frac{p}{C_{12}}} \quad (4.4)$$

Onde:

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

$$p = \alpha - \alpha C_{12} + 1$$

Nas Figuras 60 e 61 são apresentadas as simulações para os critérios G^R e D^R respectivamente, considerando uma frequência de 10Hz a 23°C. A variável β foi

considerada como -0,08 que é o valor médio encontrado durante o ensaio para as misturas asfálticas, e foi considerado o mesmo valor para as MAFs. As deformações utilizadas nas simulações para as misturas asfálticas foram de 100, 150, 200, 300 e 400 μsn .

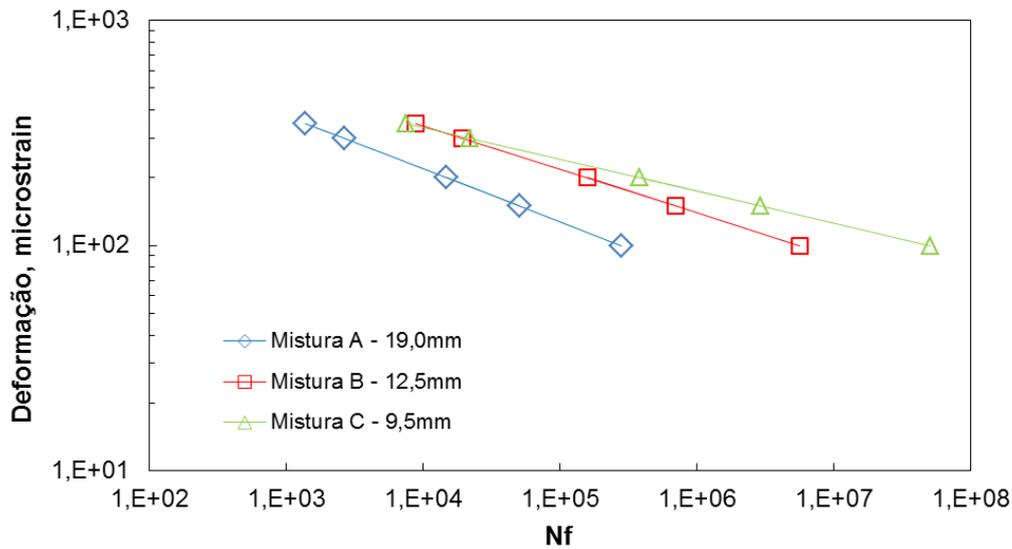


Figura 60 – Simulação da vida de fadiga das misturas asfálticas, Critério G^R

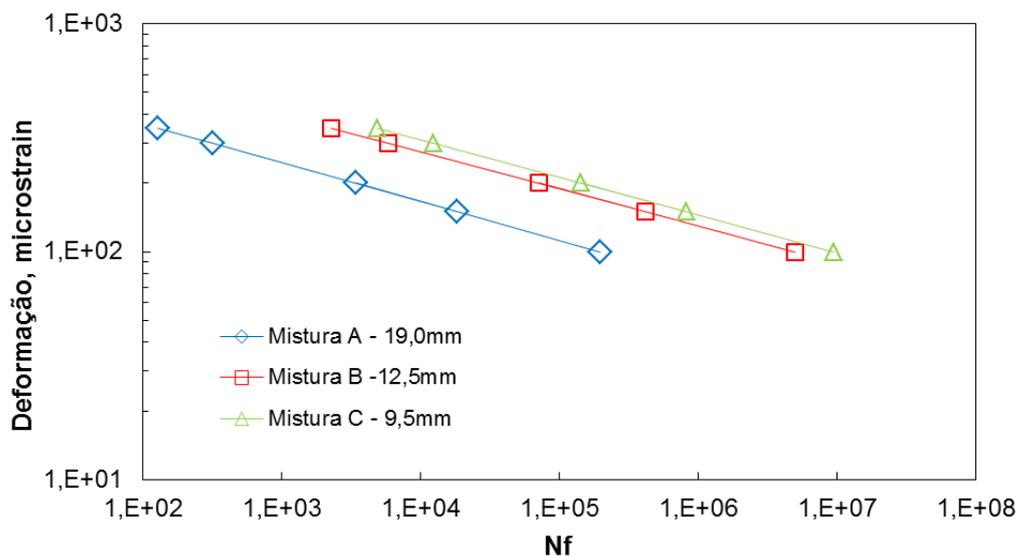


Figura 61 - Simulação da vida de fadiga das misturas asfálticas, Critério D^R

Observa-se que as curvas apresentadas na Figura 60 para o critério G^R estão ligeiramente deslocadas para a direita em relação à Figura 61 para o critério D^R , mostrando uma vida de fadiga maior nessa abordagem. Observa-se também que as Misturas B e C apresentam envoltórias mais próximas entre si que a mistura A,

denotando similaridades na simulação dos comportamentos dessas misturas. A mistura C, de tamanho máximo nominal 9,5mm, apresenta vidas de fadiga maiores, seguida das misturas B e C de TMNs 12,5mm e 19,0mm respectivamente.

A simulação da vida de fadiga das MAFs foi realizada para as deformações de 150, 350, 500, 1150 e 1500 μsn e são apresentadas nas Figuras 62 e 63, para os critérios G^R e D^R respectivamente.

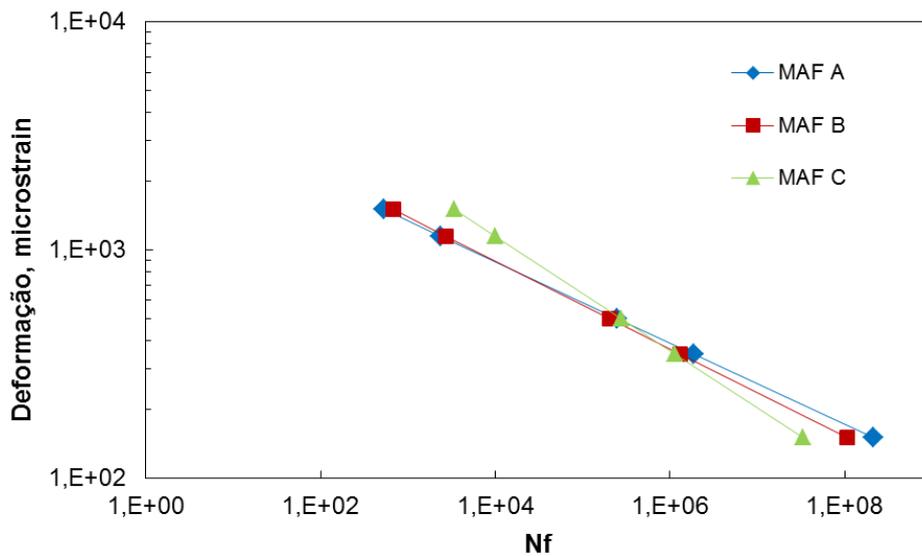


Figura 62 - Simulação da vida de fadiga das MAFs, Critério G^R

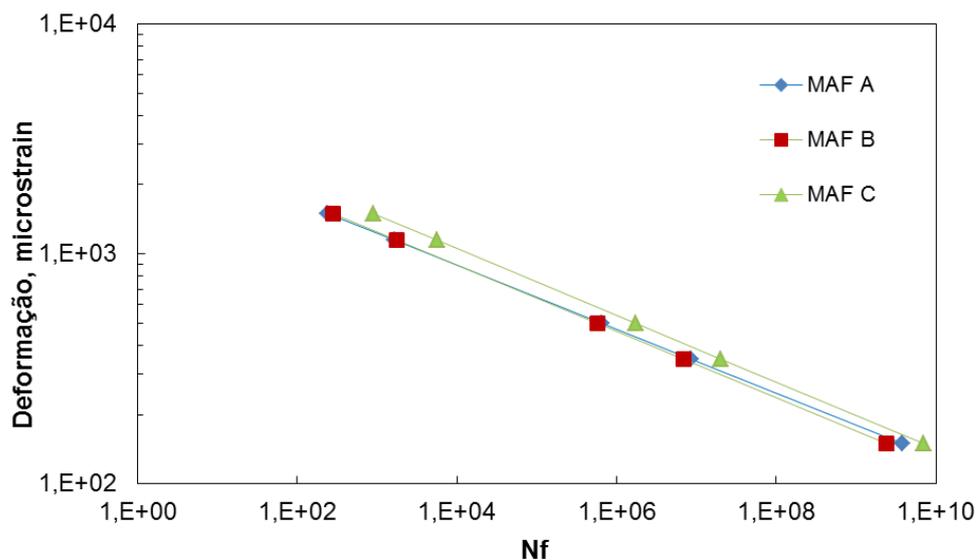


Figura 63 - Simulação da vida de fadiga das MAFs, Critério D^R

Observa-se que na simulação do comportamento das MAFs existem similaridades para os dois critérios de ruptura G^R e D^R entre as MAFs A e B. Para o critério G^R a vida de fadiga das MAFs apresenta dois comportamentos distintos ao se considerar deformações maiores ou menores. Para as deformações menores (150-350 μsn) a MAF A apresenta vida de fadiga maior, seguida pelas MAFs B e C. Para as deformações maiores (500-1500 μsn) o comportamento é inverso, com vidas de fadigas maiores para MAF C, seguidas das MAFs B e A.

Comparando-se as simulações de vida de fadiga para as misturas com a simulação para sua respectiva MAF, pode-se observar que as envoltórias são aproximadamente paralelas para todos os casos, conforme mostrado nas Figuras 64 a 69. É importante ressaltar que as simulações apresentadas assumem o ensaio perfeito, com apenas um valor de β e uma amplitude de deformação constante para toda a simulação. Algumas diferenças entre as simulações e os dados experimentais podem surgir, uma vez que o ensaio feito por controle de deslocamento do atuador apresenta variação da amplitude de deformação ao longo de sua execução.

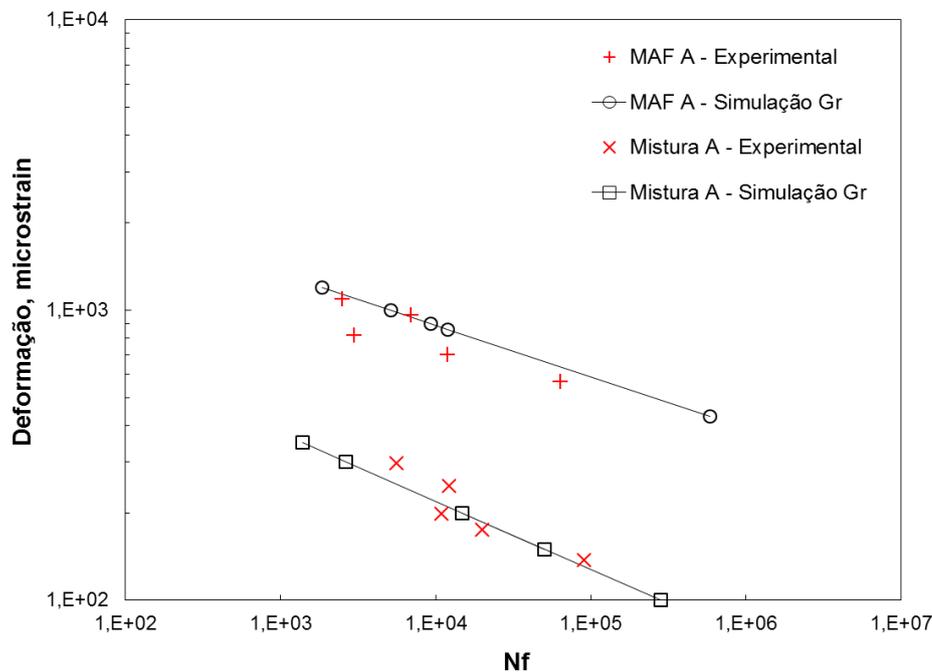


Figura 64 – Simulação da vida de fadiga da mistura A e MAF A para G^R

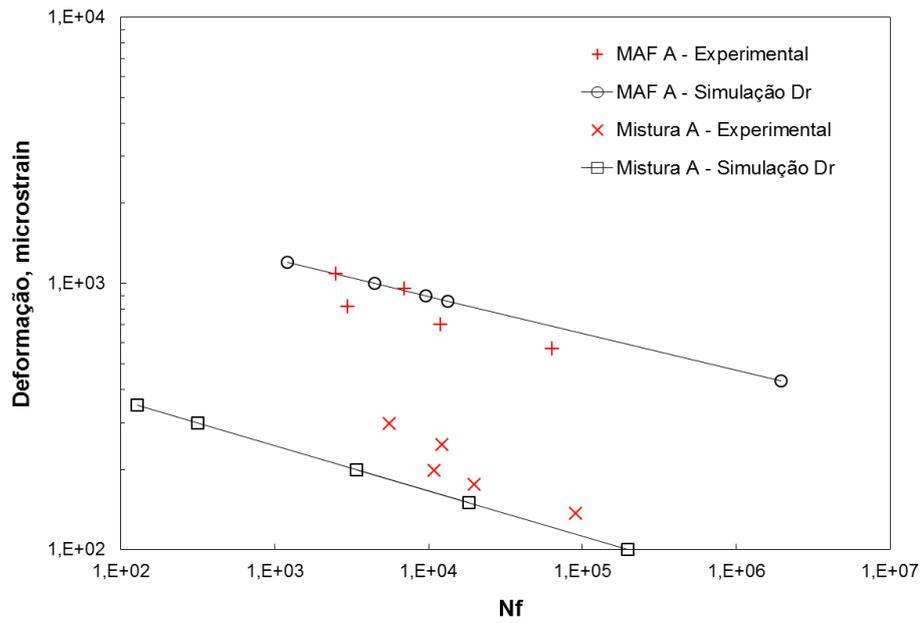


Figura 65 - Simulação da vida de fadiga da mistura A e MAF A para D^R

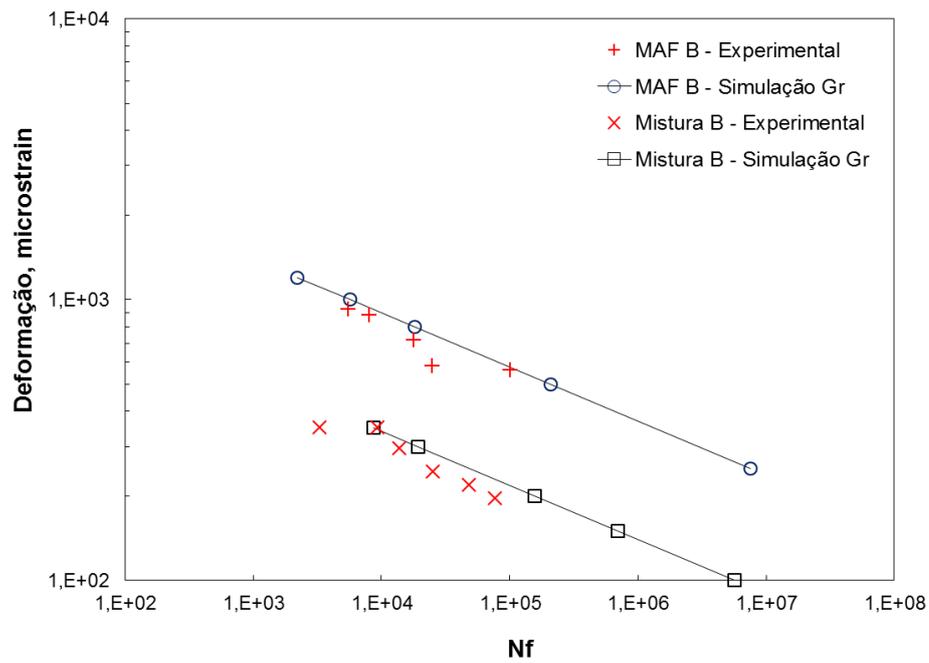


Figura 66 - Simulação da vida de fadiga da mistura B e MAF B para G^R

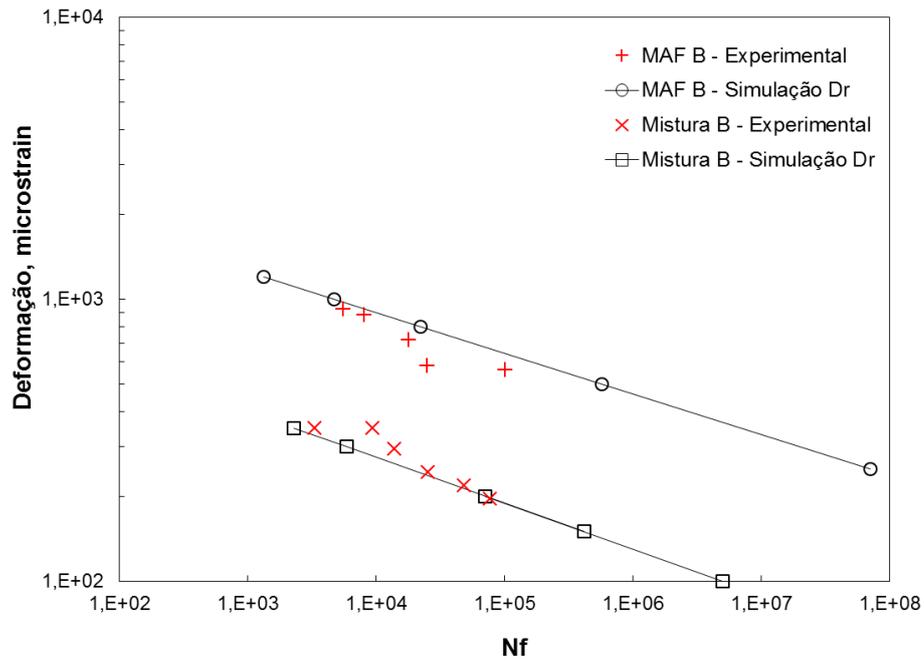


Figura 67 - Simulação da vida de fadiga da mistura B e MAF B para D^R

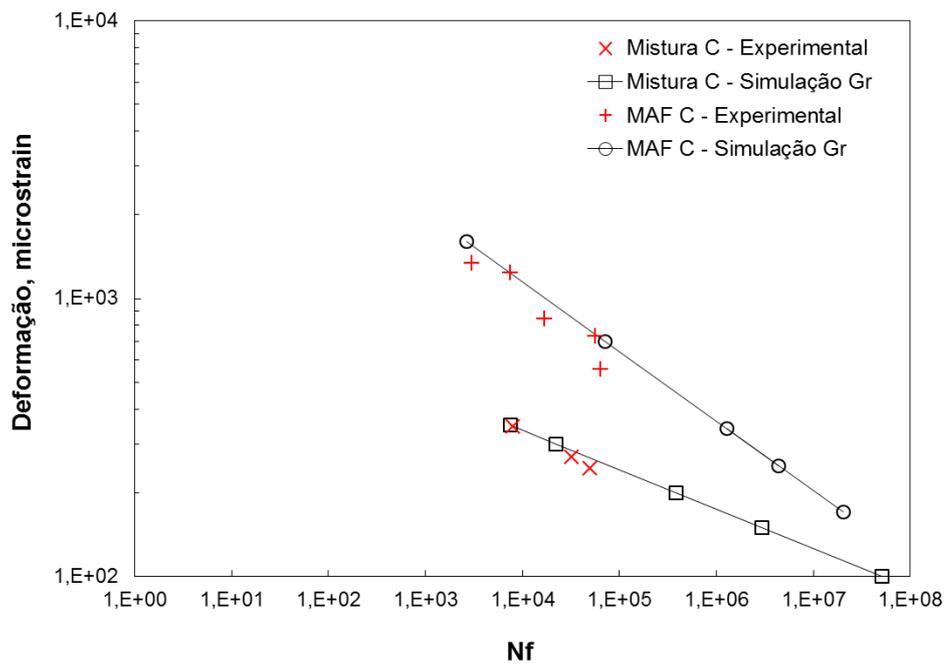


Figura 68 - Simulação da vida de fadiga da mistura C e MAF C para G^R

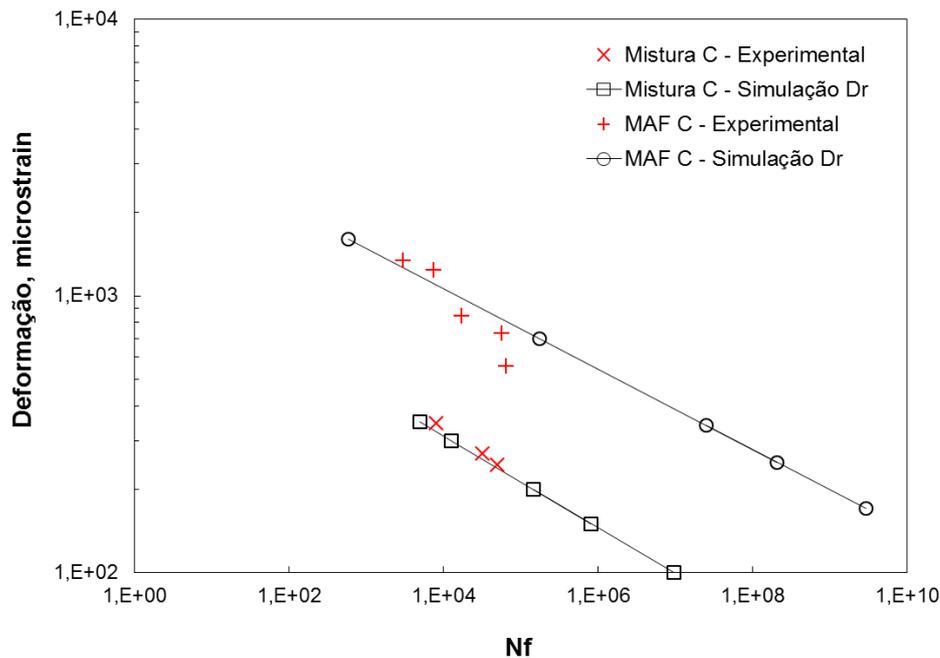


Figura 69 - Simulação da vida de fadiga da mistura C e MAF C para D^R

4.6. Análise do Fator de Fadiga das Misturas e MAFs

As misturas asfálticas e suas respectivas MAFs foram analisadas de acordo com os métodos propostos de dano contínuo e comparadas segundo as simulações de vida de fadiga para diversas deformações, para os critérios de ruptura G^R e D^R .

Adicionalmente, as misturas e MAFs foram analisadas segundo parâmetro do Fator de Fadiga (FF), proposto por Nascimento *et al.* (2014). O Fator de Fadiga é utilizado para classificação de desempenho à fadiga e comparação de ligantes asfálticos e misturas. Nesse método é calculada a área sob a curva de fadiga (deformação vs. N_f) no espaço log-log para as deformações tipicamente encontradas em pavimentos, de 100 e 200 microstrains. Tais deformações são encontradas nas fibras inferiores dos revestimentos asfálticos, geralmente as mais críticas. Quanto maior o Fator de Fadiga melhor o desempenho da mistura. O Fator de Fadiga é apresentado esquematicamente na Figura 70.

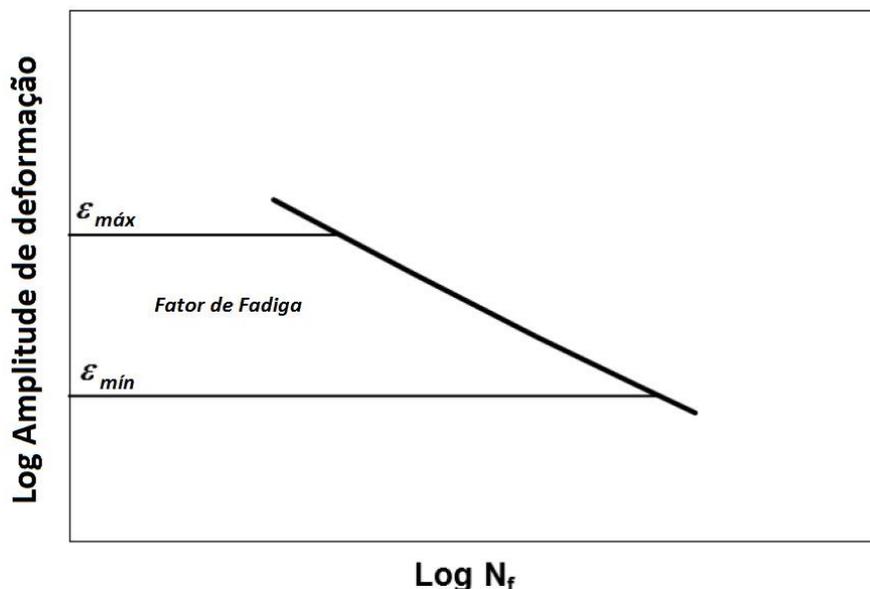


Figura 70 – Representação esquemática do Fator de Fadiga (Nascimento, 2014)

As deformações sugeridas por Nascimento (2014) foram utilizadas para calcular o FF das misturas asfálticas. Para as MAFs não deve ser feita a mesma consideração, uma vez que as deformações encontradas na parcela da mistura asfáltica fina não devem ser iguais às deformações encontradas na mistura asfáltica como um todo.

Foi investigada a proporção entre as deformações tipicamente encontradas em pavimentos asfálticos (100-200 $\mu\epsilon$) e as deformações que levam as MAFs a mesma vida de fadiga das misturas, através do processo de simulação de ensaio mencionado no item 4.5. Para tal, assumiu-se a simplificação que todo o dano da mistura seria causado na MAF, negligenciando-se eventuais danos de adesão entre o agregado e o ligante e o dano em agregados graúdos.

A Tabela 22 apresenta os valores dos fatores de proporcionalidade (FP) de deformação encontrados. São apresentadas também as quantidades de MAF presentes nas misturas analisadas e os fatores de fadiga tanto das misturas quanto das MAFs. A parcela de MAF presente em cada mistura é considerada como a porcentagem de material passante na peneira #10, ou seja, a quantidade de material que contribui para a composição da MAF na mistura asfáltica completa. É possível observar que os fatores de proporcionalidade diminuem conforme se aumenta a parcela de MAF presente na mistura.

É importante ressaltar que para a MAF C, devido aos possíveis efeitos de dano viscoplástico que causaram o espalhamento das curvas C vs. S os corpos de

prova submetidos às deformações de maiores amplitudes (1237 $\mu\epsilon$ e 1337 $\mu\epsilon$), CPs C03 e C02, foram eliminados da análise. Os coeficientes calculados para a Equação 4.3 das simulações foram analisados apenas com os Cps C01, C04 e C07.

Tabela 22 – Fatores de Fadiga e de proporcionalidade das Misturas e MAFs

Mistura	TMN (mm)	Material passante na #10 (%)	FP	FF Mistura (100-200 $\mu\epsilon$)	FF MAF
Mistura A	19,0	26	4,52	1,448	1,445
Mistura B	12,5	38	2,66	1,799	1,793
Mistura C	9,5	45	1,89	2,000	1,981

Os valores apresentados na Tabela 22 indicam que a MAF C necessita de deformações 1,89 vezes maiores que a mistura C, que possui 45% de MAF em sua composição, para obter a mesma vida de fadiga da mistura. Já a MAF A necessita de deformações 4,52 vezes maiores que a mistura A, que possui 26% de MAF em sua composição, para obter a mesma vida de fadiga da mistura.

Os fatores de fadiga encontrados para as MAFs nesse caso são muito próximos aos encontrados para as misturas, e sendo assim, o ranking de desempenho a fadiga das misturas e das MAFs é igual. Como a análise foi realizada através de simplificações que obrigam as misturas e MAFs a terem a mesma vida de fadiga é proposta uma análise mecanicista da equação de dano contínuo, de forma a incorporar o efeito da quantidade de MAF na análise do dano. A Equação 2.35 pode ser reescrita para calcular o dano presente em na mistura e o dano presente apenas na MAF de uma mistura asfáltica de acordo com as Equações 4.5 e 4.6.

$$S_{MAC} = \left[\frac{1}{2} (\epsilon^R)^2 \Delta C \right]^{\frac{\alpha}{\alpha+1}} \Delta t^{\frac{1}{\alpha+1}} \quad (4.5)$$

$$(S_{MAF})_{na\ MAC} = \left[\epsilon^R * \frac{\epsilon_{MAF}}{\epsilon_{MAC}} \right]^2 (\%MAF) \Delta C \right]^{\frac{\alpha}{\alpha+1}} \Delta t^{\frac{1}{\alpha+1}} \quad (4.6)$$

Procurou-se incorporar o efeito da quantidade de MAF na mistura através variável %MAF, que representa a porcentagem de material passante na peneira #10 para a mistura asfáltica. A pseudo-deformação é multiplicada por um fator de proporcionalidade entre a deformação da mistura e da MAF, de forma que o dano representado pela variável S_{MAF} configure o dano apenas da MAF na mistura asfáltica. Dessa maneira, a razão entre o dano na MAC e o dano na MAF da mistura asfáltica pode ser representada pela variável Z, apresentado na Equação 4.7. O fator de proporcionalidade entre as deformações MAF/mistura pode ser determinado pela Equação 4.8.

$$Z = \frac{S_{MAF}}{S_{MAC}} \cong \left[\left(\frac{\varepsilon_{MAF}}{\varepsilon_{MAC}} \right)^2 (\%MAF) \right]^{\frac{\alpha}{\alpha+1}} \quad (4.7)$$

$$\frac{\varepsilon_{MAF}}{\varepsilon_{MAC}} \cong \frac{Z^{\frac{\alpha+1}{2\alpha}}}{(\%MAF)^{\frac{1}{2}}} \quad (4.8)$$

Utilizando-se as simulações apresentadas no item 4.5 foram calculados fatores de proporcionalidade de acordo com a Equação 4.8. Os valores são apresentados na Tabela 23.

Tabela 23 – Fatores de Fadiga e de proporcionalidade das Misturas e MAFs

Mistura	TMN (mm)	Material passante na #10 (%)	FP	FF Mistura (100-200 $\mu\epsilon$)	FF MAF
Mistura A	19,0	26	4,49	1,448	1,450
Mistura B	12,5	38	2,76	1,799	1,768
Mistura C	9,5	45	2,53	2,000	1,818

Os fatores de proporcionalidade apresentados na Tabela 23 mostram um desempenho à vida de fadiga maior para a MAF C, de menor tamanho máximo nominal, seguida das MAFs B e A, respectivamente. Também através dessa análise é possível relacionar o aumento da porcentagem de MAF na mistura à diminuição do fator de proporcionalidade das deformações MAF/mistura.

Underwood (2011) sugere que uma relação razoável entre as deformações encontradas nas misturas asfálticas e nas MAFs é de 7 vezes. O autor utiliza, entre

outras misturas, a porcentagem de 11% de quantidade de MAF em uma mistura de tamanho máximo nominal de 19,0mm. O fator de proporcionalidade de 7 vezes sugerido pelo autor produz os fatores de fadiga para as MAFs desse trabalho conforme apresentado na Tabela 24.

Tabela 24 – Fatores de Fadiga e de proporcionalidade das Misturas e MAFs

Mistura	TMN (mm)	Material passante na #10 (%)	FP	FF Mistura (100-200 $\mu\epsilon$)	FF MAF
Mistura A	19,0	26	7,00	1,448	1,125
Mistura B	12,5	38	7,00	1,799	1,137
Mistura C	9,5	45	7,00	2,000	1,245

Os rankings estabelecidos para as misturas e MAFs foram representados na Figura 71. Os rankings foram elaborados utilizando-se as deformações apresentadas a seguir:

- a) Misturas Asfálticas: ranking das misturas asfálticas completas de tamanhos máximos nominais de 19,00mm (mistura A); 12,5mm (mistura B) e 9,5mm (mistura C) elaborado para as deformações típicas presentes nas fibras inferiores de revestimentos asfálticos de 100 e 200 microstrains;
- b) Equalização de N_f Misturas-MAFs: ranking para as MAFs A, B e C de acordo com fator de fadiga calculado para as deformações que levam as MAFs a mesma vida de fadiga das misturas que representam;
- c) Método Analítico (MAFs): ranking para as MAFs A, B e C de acordo com fator de fadiga calculado para as deformações encontradas através do FP obtido da forma analítica proposta na Equação 4.8;
- d) Sugestão Underwood (2011) (MAFs): ranking para as MAFs A, B e C de acordo com fator de fadiga calculado para as deformações que foram encontradas através do FP sugerido por Underwood (2011), de 7 vezes o valor da deformação na mistura.

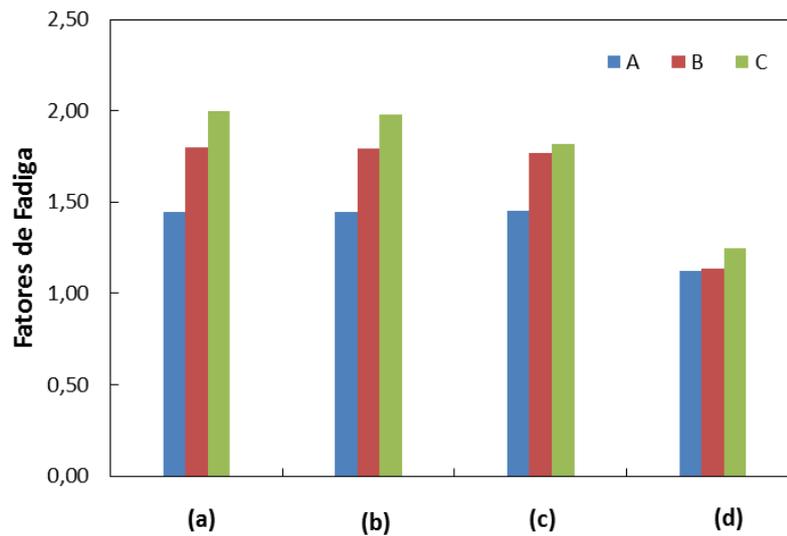


Figura 71 - Ranking do Fator de Fadiga para misturas e MAFs

Nas Figuras 72 e 73 são apresentadas as relações entre os fatores de proporcionalidade e a quantidade de MAF presentes em cada mistura, para as análises apresentadas nos itens b e c, anteriormente apresentados como “Equalização de N_f Misturas-MAFs” e “Método Analítico”. Também foi apresentado no gráfico da Figura 72 a sugestão de Underwood (2011) de FP igual a 7 vezes. Para a proporção de 100% de MAF foi atribuído FP igual a 1, uma vez que a deformação de uma mistura composta inteiramente por MAF deve ser igual a deformação da MAF.

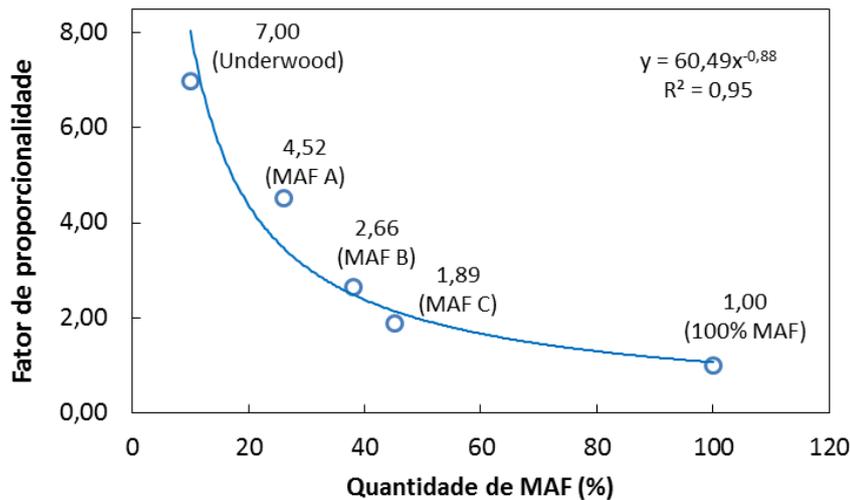


Figura 72 – Relação entre FP e a quantidade de MAFs nas misturas para o método de equalização de N_f

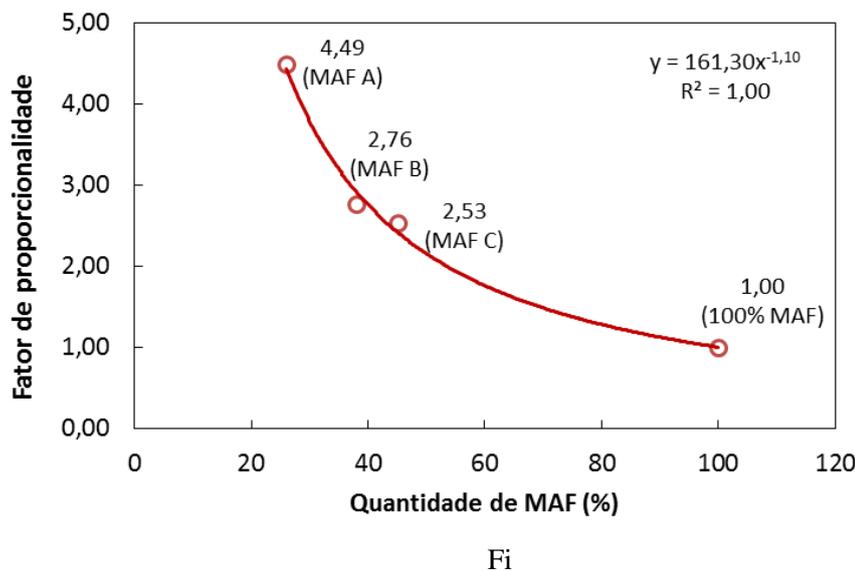


Figura 73 - Relação entre FP e a quantidade de MAFs nas misturas para o método analítico

O ajuste aos dados apresentados nas Figuras 72 e 73 foi realizado com uma equação do tipo potência e mostra similaridades entre a análise pelo método de equalização de N_f e pelo método analítico. Observa-se que para as misturas e MAFs estudadas o fator de proporcionalidade (FP) é influenciado pela quantidade de MAF presente na mistura. Os fatores de proporcionalidade encontrados pela forma analítica são muito próximos daqueles encontrados método de equalização de N_f , sendo a maior discrepância encontrada para a análise da MAF C, conforme mostrado na Figura 74. Na MAF C, conforme mencionado anteriormente, devido

a maior presença de ligante pode ocorrer influência maior de danos viscoplástico e da temperatura. Ressalta-se que a classificação desempenho para as MAFs provém da análise simplificada, que considera todo o dano da mistura ocorrendo apenas na MAF, o que pode gerar discrepâncias entre os fatores de proporcionalidade encontrados.

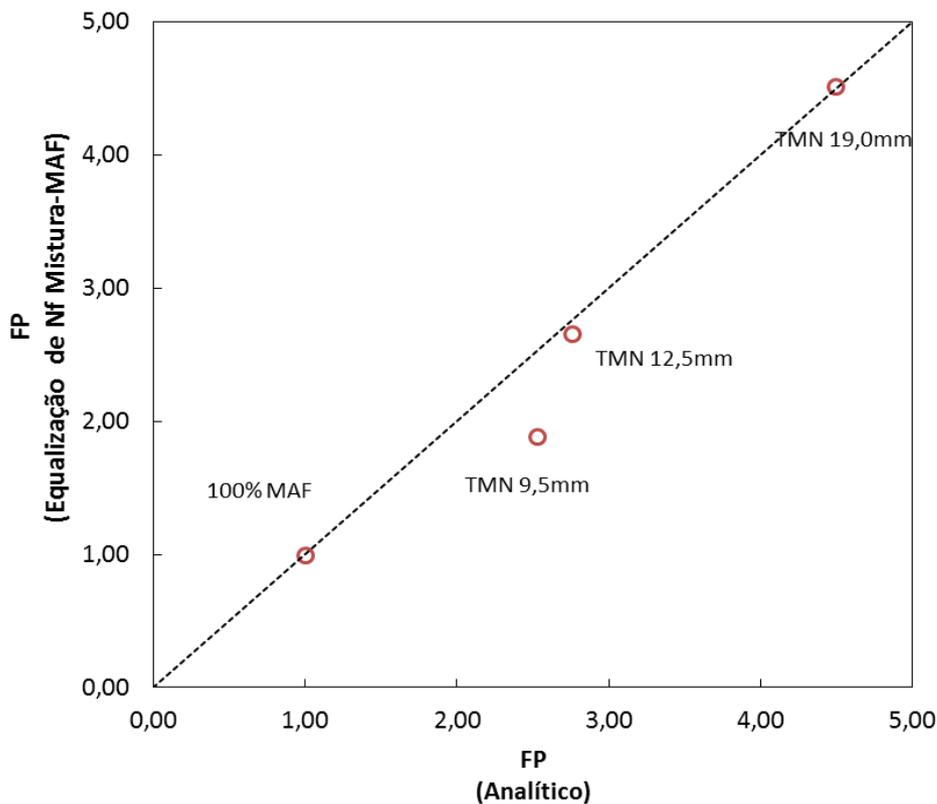


Figura 74 – Relação entre fatores de proporcionalidade calculados por diferentes métodos

Intuitivamente, é razoável que as misturas mais finas, com TMN menores, apresentem comportamento mais próximo ao de suas MAFs. O aumento da quantidade de agregados maiores pode afetar a distribuição das deformações, o que é consistente com os coeficientes de proporcionalidade encontrados para as misturas de tamanhos máximos nominais maiores.

Underwood (2011) propõe apenas um fator de proporcionalidade, de 7 vezes, em seu estudo, apesar de analisar misturas de dois tamanhos máximos nominais (19,0mm e 9,5mm). O autor não faz menção a influência de outros fatores como tamanho máximo nominal e quantidade de MAF presente na mistura, apresentando um único fator de proporcionalidade para todos os casos.

Destaca-se que os fatores de proporcionalidade aqui encontrados não tem o objetivo de determinar valores específicos para as deformações encontradas em MAFs, uma vez que os resultados dessa pesquisa refletem o comportamento apenas dos materiais aqui estudados. Suscita-se a necessidade de ampliar as questões abordadas para outros ligantes, agregados e granulometrias.

5. Conclusões

Essa pesquisa teve como objetivo investigar o comportamento em relação à fadiga de misturas asfálticas através da aplicação de ensaios dinâmicos uniaxiais em suas Misturas Asfálticas Finas (MAF) e comparação com os resultados de ensaios correspondentes das Misturas Asfálticas Completas (MAC). Dessa maneira, as MACs foram ensaiadas em uma prensa servo-hidráulica e foi implantado um protocolo de ensaio para MAFs em uma prensa eletrodinâmica. As MACs e MAFs seguiram programação experimental semelhante, com a realização de caracterização viscoelástica linear e ensaios de fadiga uniaxiais por tração direta.

Foi possível caracterizar as MAFs através de ensaios de varredura de frequência para o módulo dinâmico, assim como também foi possível realizar ensaios dinâmicos de fadiga. É importante ressaltar que a validação de ensaios para MAFs na prensa eletrodinâmica representa um acréscimo para o estudo multiescala de misturas asfálticas. O estudo voltado para o comportamento de ligantes, mástiques e misturas finas tem sido realizados majoritariamente em Reômetros de Cisalhamento Dinâmico, equipamentos concebidos originalmente para o estudo de ligantes, que apresentam, entre outros, limitações de aplicação de carregamento. A prensa eletrodinâmica é capaz de aplicar carregamentos cisalhantes e uniaxiais, aspecto relevante, uma vez que as misturas asfálticas são caracterizadas principalmente por ensaios dinâmicos uniaxiais.

A caracterização viscoelástica linear das MAFs foi realizada de maneira simplificada, uma vez que a câmara de condicionamento apresentou limitações técnicas quando solicitada abaixo da temperatura ambiente. A varredura de frequência (25; 10; 5; 1; 0,5 e 0,1 Hz) foi realizada em apenas uma temperatura, de 23°C, temperatura também utilizada nos ensaios dinâmicos de fadiga. Para as frequências elevadas, as MAFs apresentaram módulos dinâmicos maiores e ângulos de fase menores, e o oposto para frequências reduzidas. Devido à limitação de temperatura não foi possível observar uma faixa ampla de

frequências de carregamento com a construção de uma curva mestra. Os valores de módulo dinâmico e ângulos de fase obtidos são coerentes com o esperado para materiais asfálticos para as frequências de carregamento ensaiadas.

Os ensaios dinâmicos uniaxiais de fadiga nas MAFs foram conduzidos com controle de deslocamento do atuador, a temperatura de 23°C e 10 Hz. Foram monitoradas as tensões, as deformações, o módulo dinâmico e o ângulo de fase. Com a utilização da abordagem S-VECD foi possível construir as curvas características C vs. S, para a caracterização do comportamento das MAFs em relação à fadiga. As curvas apresentaram boa convergência entre si para todas as MAFs, validando o protocolo de ensaio estabelecido. As curvas C vs. S da MAF C apresentaram espalhamento moderado, denotando possível dano viscoplástico. Esse comportamento pode ser provocado pelo maior teor de ligante presente na MAF C e também pode ser atribuído à limitação de temperatura de ensaio a 23°C, enquanto a temperatura máxima preconizada pela AASHTO TP 107 é de 21°C.

Ademais, através da utilização dos critérios de ruptura G^R e D^R , foi possível realizar simulações da vida de fadiga das misturas e MAFs quando aplicadas diferentes deformações. O comportamento simulado apresentado por cada mistura e sua respectiva MAF foi comparado. Para as misturas A, B e C ao utilizar-se o critério de ruptura D^R o comportamento a fadiga foi muito semelhante ao de suas respectivas MAFs. Já para o critério de ruptura G^R as misturas A e B apresentaram comportamento semelhante ao de suas MAFs, enquanto a mistura C apresentou curva de ajuste ligeiramente divergente da sua MAF.

Foi utilizado o indicador proposto por Nascimento (2014) do Fator de Fadiga, de forma a classificar o desempenho a fadiga das simulações propostas para as misturas e MAFs. Segundo esse critério, a mistura C (TMN de 9,5mm) apresenta melhor desempenho a fadiga, seguida das misturas B (TMN de 12,5mm) e A (TMN de 19,0mm). Para as MAFs procurou-se determinar quais seriam as deformações responsáveis por provocar a mesma vida de fadiga das misturas asfálticas nas simulações. Foram determinados coeficientes de proporção entre as deformações das misturas asfálticas e as deformações da MAFs quando simuladas para obterem a mesma vida de fadiga das misturas.

Os coeficientes de proporcionalidade encontrados para essa análise variaram entre aproximadamente 1,90 e 4,50. Pode-se inferir que a quantidade de MAF presente na mistura (quantidade de material passante na peneira #10), está

relacionada à proporção entre as deformações MAF/mistura. Para as misturas com menor quantidade de MAF os fatores de proporcionalidade foram maiores, enquanto para as misturas com maior quantidade de MAF os coeficientes de proporcionalidades foram menores. Intuitivamente esses resultados podem ser considerados razoáveis, uma vez que quanto mais fina uma mistura, mais semelhante a sua MAF será a mistura.

Adicionalmente, foi proposta uma abordagem analítica, de forma a examinar a relação entre as deformações das misturas asfálticas e as deformações encontradas na parcela de mistura asfáltica fina. Incorporou-se a porcentagem de MAF presente nas misturas asfálticas à equação de dano, de forma a considerar esse fator na evolução do dano. A quantidade de MAF presente na mistura é representada pela quantidade material passante na peneira #10, semelhante ao que foi realizado anteriormente. Os fatores de proporcionalidade variaram entre aproximadamente 2,50 e 4,50; sendo as misturas com maiores quantidade de MAF aquelas representadas pelos menores fatores, repetindo o comportamento encontrado na abordagem anterior.

Os fatores de proporcionalidade de deformação do método analítico foram comparados aos fatores encontrados pelo método da simulação da vida de fadiga das MAFs. Os fatores de proporcionalidade se mostraram muito próximos, diferindo entre si em apenas 3%, com exceção apenas para a MAF C, para a qual os fatores encontrados diferiram em 33% para as duas abordagens.

Foram elaborados rankings de desempenho à fadiga para as misturas e MAFs. As deformações utilizadas para as misturas foram de 100-200 microstrains, e de acordo com seus fatores de fadiga o melhor desempenho é dado pela mistura C (TMN 9,5mm), seguida pela mistura B (TMN de 12,5mm) e a mistura A (TMN 19,0mm). Para as MAFs foram elaborados três rankings, que representam diferentes faixas de deformações, segundo os fatores de proporcionalidade encontrados para os dois métodos propostos nesse trabalho e ao fator de proporcionalidade proposto por Underwood (2011). Os três rankings elaborados para as MAFs refletem o comportamento de suas misturas com melhor desempenho para a MAF C seguido pelas MAFs B e A.

Os fatores de proporcionalidade encontrados indicam que ao analisar o desempenho à fadiga de misturas asfálticas através de suas misturas asfálticas finas, é necessário considerar não apenas o comportamento da MAF isoladamente,

mas também a quantidade de MAF presente na mistura analisada. Ressalta-se que tais considerações foram inferidas para as misturas estudadas nesse trabalho e, dessa forma, demanda-se a análise de misturas com diferentes ligantes, agregados e granulometrias para a generalização de tais inferências.

6. Sugestões para trabalhos futuros

A utilização da câmara de condicionamento da prensa eletrodinâmica configurou um limitador na caracterização da análise viscoelástica linear, uma vez que não foi possível realizar ensaios abaixo da temperatura ambiente. O condicionamento foi realizado através da injeção de CO₂ armazenado em cilindros, que tinham capacidade insuficiente para a duração dos ensaios. A aplicação de nitrogênio como gás condicionante, com capacidade maior que a previamente utilizada seria uma solução para o rendimento ineficaz. Dessa maneira, seria viável a realização de ensaios para várias temperaturas e a construção de curvas mestras para as MAFs, possibilitando uma caracterização mais elaborada das suas propriedades viscoelásticas lineares.

Acredita-se que a utilização de simulações numéricas computacionais para a análise da comparação das deformações encontradas nas misturas e em suas MAFs forneceria mais informações sobre a relação proposta neste trabalho. Também propõe-se estender as comparações propostas entre a quantidade de MAF presente em uma mistura e seu desempenho a fadiga para outras misturas, com diferentes curvas granulométricas e diferentes ligantes, de forma a estender e validar as comparações realizadas para outros tipos de mistura.

7. Referências bibliográficas

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.

AASHTO T 166. **Standard Method of Test for Bulk Specific of Compacted Bituminous Mixtures Using Saturated Surface-Dry Specimens**. American Association of State Highway and Transportation Officials. Washington, Estados Unidos.

AASHTO TP 107. **Determinação da Curva Característica de Dano de Misturas Asfálticas Através de Ensaio Cíclicos de Fadiga de Tração Direta**. American Association of State Highway and Transportation Officials. Washington, Estados Unidos.

AASHTO M 320. **Standard specification for performance-graded asphalt binder**. American Association of State Highway and Transportation Officials. Washington, Estados Unidos.

AASHTO M 323. **Standard Specification for Superpave Volumetric Mix Design**. American Association of State Highway and Transportation Officials. Washington, Estados Unidos.

ASTM D 2041. **Standard Test Method for Theoretical Maximum Specific Gravity and Density of Bituminous Paving Mixtures**. American Society for Testing and Materials.

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.

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

CONFEDERAÇÃO NACIONAL DO TRANSPORTE, CNT. (2016). **Boletim estatístico – CNT- Julho 2016**. CNT: SEST: SENAT. Brasília.

CASTELO BRANCO, V.T.F., MASAD, E., LITTLE, D.N., SOARES J.B. (2006) **Análise do Dano por Fadiga em Amostras de Mástique Utilizando Ensaio a Tensão e a Deformação Controladas 18° Encontro de Asfalto**. IBP. Rio de Janeiro, RJ.

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.

CHRISTENSEN, R.M. (1982) **Theory of Viscoelasticity**. Academic Press, 2ª edição. New York, NY.

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 a Viscoelastic Continuum Damage Model**. Journal of the Association of Asphalt Paving Technologists, AAPT, Vol. 71, pp. 619-650.

DNER ME 148/60 **Dosagem de misturas betuminosas pelo método da superfície específica**. Rio de Janeiro, RJ.

EVANGELISTA JR., F. (2006) **Análise Quasi-Estática e Dinâmica de Pavimentos Asfálticos**. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal do Ceará. Fortaleza, CE.

FAXINA A.L.; DO VALE A.C.; MELLO Y.; GIGANTE A.C. (2016) **Caracterização Reológica de Materiais Asfálticos da Rede Temática de Asfaltos**. Relatório Técnico Universidade de São Paulo, Escola de Engenharia de São Carlos

FERRY, J.D. (1980) **Viscoelastic Properties of Polymers**, 3ª ed. Editora, John Wiley & Sons, Nova York. p. 33-54.

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, p. 1-8.

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

MASAD, E., CASTELO, BRANCO V.T.F., LITTLE, D.N., LYTTON, R. (2008) **A Unified Method For The Analysis Of Controlled-strain And Controlled-stress Fatigue Testing**. International Journal of Pavement Engineering, Vol. 9, No. 4, p. 233–246.

MARTINS A.T. (2014) **Contribuição Para a Validação do Ensaio de Resistência ao Dano Por Fadiga Para Ligantes Asfálticos**. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal do Rio de Janeiro/ COPPE , Rio de Janeiro, RJ.

MELLO, L.G.R. (2008) **A Teoria do Dano em Meio Contínuo no Estudo da Fadiga em Misturas Asfálticas** Tese de Doutorado. Universidade de Brasília. Departamento de Engenharia Civil. Brasília, DF.

MENSCH, N.G. (2017) **Análise Viscoelástica de Misturas Asfálticas Quentes e Mornas**. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, RS.

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, USA.

NASCIMENTO, L.A.H. (2018). **Uso da Mecânica do Dano Contínuo na Caracterização de Misturas Asfálticas**. Notas de Aula na Universidade Federal de Goiás.

NAVARRO, R.F. (2017) **Modelos Viscoelásticos Aplicáveis a Materiais Reais: uma Revisão**. Revista Eletrônica de Materiais e Processos, v. 12, n. 1, 1–20.

MOCELIN, D.M. (2018) **Avaliação do Comportamento à Fadiga de Misturas Asfálticas Quentes e Mornas Através do Modelo de Dano Contínuo Viscoelástico**. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, RS.

MOREIRA, C.C. (2009) **O Conceito e a Prática do Teor Ótimo de Asfalto**. 14º ENACOR – Encontro Nacional de Conservação Rodoviária – Belo Horizonte, MG.

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

PELLINEN, T.K., WITCZAK, M.W., BONAQUIST, R.F. (2002) **Asphalt Mix Master Curve Construction Using Sigmoidal Fitting Function With Non-linear Least Squares Optimization**. 15th Engineering Mechanics Division Conference, Columbia University, New York, United States.

SCHAPERY, R.A (1961) **A Simple Collocation Method for Fitting Viscoelastic Models to Experimental Data**. Rep. GALCIT SM 61-23A, California Institute of Technology, Pasadena, EUA.

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

SCHAPERY, R.A. (1972) **Viscoelastic Behavior and Analysis of Composite Materials**. 1ª edição, Editores Mechanics and Materials Research Center, Texas Engineering Experiment Station, Texas A & M University. p 86-119.

SCHAPERY, R.A. (1990) **A Theory of Mechanical Behavior of Elastic Media with Growing Damage and Other Changes in Structure**. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, V. 38, N. 2, pp. 215-253.

SILVA, H.N. (2009) **Caracterização Viscoelástica Linear de Misturas Asfálticas: Operacionalização Computacional e Análise pelo Método dos Elementos Finitos**. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal do Ceará. Fortaleza, CE.

SMITH, B.J.; HESP, S.A.M. (2000) **Crack Pinning in Asphalt Mastic and Concrete: Regular Fatigue Studies**. Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board, No. 1728, TRB, National Research Council, Washington, D.C., p. 75–81.

SOUSA, P., KASSEM, E., MASAD, E., LITTLE, D.N. (2011) **New Design Method of Fine Aggregates Mixtures and Automated Method for Analysis of Dynamic Mechanical Characterization Data.** Construction and Building Materials 41, p. 216-223.

UNDERWOOD, B.S. (2011) **Multiscale Constitutive Modeling of Asphalt Concrete.** Ph.D. dissertation, North Carolina State University, Raleigh, NC.

VARGAS, G.A.B. (2016) **Caracterização Numérico-experimental de Propriedades de Fratura de Misturas Asfálticas de Agregados Finos.** Dissertação de Mestrado Universidade Federal do Rio de Janeiro. Rio de Janeiro, RJ.

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.

ZHANG, J. (2013) **Development of Failure Criteria for Asphalt Concrete Mixtures under Fatigue Loading.** Dissertação de Mestrado. North Carolina State University. North Carolina, USA.