

UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA
FACULDADE DE TECNOLOGIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL

**A TEORIA DO DANO EM MEIO CONTÍNUO NO ESTUDO DA
FADIGA EM MISTURAS ASFÁLTICAS**

LUIZ GUILHERME RODRIGUES DE MELLO

ORIENTADOR: MÁRCIO MUNIZ DE FARIAS

TESE DE DOUTORADO EM GEOTECNIA

PUBLICAÇÃO: G.TD-055/08

BRASÍLIA / DF: AGOSTO / 2008

**UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA
FACULDADE DE TECNOLOGIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL**

**A TEORIA DO DANO EM MEIO CONTÍNUO NO ESTUDO DA FADIGA EM
MISTURAS ASFÁLTICAS**

LUIZ GUILHERME RODRIGUES DE MELLO

Tese de Doutorado submetida ao Departamento de Engenharia Civil e Ambiental da Universidade de Brasília como parte dos requisitos necessários para obtenção do Grau de Doutor.

Aprovado por:

Prof. Márcio Muniz de Farias, PhD (UnB)
(ORIENTADOR)

Prof. Régis Martins Rodrigues, DSc (ITA)
(EXAMINADOR EXTERNO)

Prof. Jorge Augusto Pereira Ceratti, DSc (UFRGS)
(EXAMINADOR EXTERNO)

Prof. José Camapum de Carvalho, PhD (UnB)
(EXAMINADOR INTERNO)

Prof. Pedro Murrieta Santos Neto, DSc (UnB)
(EXAMINADOR INTERNO)

BRASÍLIA/DF, 27 do AGOSTO de 2008.

FICHA CATALOGRÁFICA

MELLO, LUIZ GUILHERME RODRIGUES	
O Estudo do Dano em Meio Contínuo no Estudo da Fadiga em Misturas Asfálticas [Distrito Federal] 1990	
xii, 263 p., 297 mm (ENC/FT/UnB, Doutor, Geotecnia, 2008)	
Tese de Doutorado - Universidade de Brasília. Faculdade de Tecnologia. Departamento de Engenharia Civil	
1. Pavimentação	2. Misturas Asfálticas
3. Fadiga	4. Dano
I. ENC/FT/UnB	II. Título (série)

REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

MELLO, L. G. R.. (2008). O Estudo do Dano em Meio Contínuo no Estudo da Fadiga em Misturas Asfálticas. Tese de Doutorado, Publicação G.TD-055/08, Departamento de Engenharia Civil, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 263 p.

CESSÃO DE DIREITOS

NOME DO AUTOR: Luiz Guilherme Rodrigues de Mello

TÍTULO DA TESE DE DOUTORADO: O Estudo do Dano em Meio Contínuo no Estudo da Fadiga em Misturas Asfálticas

GRAU/ANO: Doutor/2008

É concedida à Universidade de Brasília a permissão para reproduzir cópias desta dissertação de mestrado e para emprestar ou vender tais cópias somente para propósitos acadêmicos e científicos. O autor reserva outros direitos de publicação e nenhuma parte desta dissertação de mestrado pode ser reproduzida sem a autorização por escrito do autor.

Luiz Guilherme Rodrigues de Mello

luizmello_76@hotmail.com

SQS 203 Bl. A 503 – Asa Sul

CEP 70233-010 – Brasília/DF

DEDICATÓRIA

*À minha mãe Maria Tereza,
minha Avó Amália e meus irmãos
Luiz, Felipe e Luiz, Estêvão.*

AGRADECIMENTOS

Gostaria de inicialmente agradecer ao cara que sempre esteve do meu lado, apoiando minhas decisões e permitindo que eu finalizasse esta etapa da minha vida: meu pai. Obrigado por tudo! Aos meus irmãos Luiz Arthur e Daniela, um agradecimento especial pela força e pelo carinho que têm comigo. Agradeço também a toda minha família, mesmo estando longe sempre recebi mais do que dei.

À Tia Therezinha, Tia Emiliana e toda sua família por estarem sempre de braços abertos para mim. Ambas tem parcelas importantíssimas na minha vida.

À Tia Maria Helena pelas inúmeras horas de conversas, conselhos e aprendizados.

À Teresa, Belosa, Carol, Carlos, Dani e Ana Karina pelo carinho e apoio.

Gostaria de agradecer ao Prof. Márcio pela oportunidade que me deu. Sua disponibilidade sempre integral, dedicação ao ensino e a incontestável qualidade como pesquisador sempre me deram incentivos a terminar esse trabalho.

Gostaria de agradecer muito ao Prof. Kamil Kaloush. Poucas vezes tive a oportunidade de conhecer uma pessoa com tamanha dedicação ao que faz. Não conseguirei retribuir tudo o que fez e faz por mim. Agradeço também ao Prof. Witczak pela oportunidade de participar do grupo de pavimentação da ASU e por me indicar um caminho que resultou neste trabalho.

Ao grupo de pesquisadores da ASU, Atish, Krisnha, Myung, Alex, Mohamed, Sherif, Ajad, Carlos, Claudia, Kenny e em especial a Carolina Rodezno por sua amizade sempre especial.

À Marcinha pela amizade e companhia em todos esses momentos. Aos amigos da Pós, Silvrano, Paulo, Jonathan, Gustavo, Andrea, Nelvio, Adriano, Janaína, Luciana, Suzana, Paula, Ana Karina, Karla, Alan, Neres, Hector, Iris, Newton, Cynthia, Marisaides, Manuel, Alessandro, Renato, Elza, entre outros.

Aos amigos do futebol pelos excelentes domingos de pelada e cerveja.

Aos colegas de trabalho do DNIT pelo último ano de intenso aprendizado e ajuda nas horas que precisava estar ausente.

À todos o meu agradecimento.

A TEORIA DO DANO EM MEIO CONTÍNUO NO ESTUDO DA FADIGA EM MISTURAS ASFÁLTICAS

RESUMO

Atualmente, o fenômeno da fadiga em misturas asfálticas é o principal defeito observado em pavimentos. As trincas desenvolvidas nesses materiais são reflexos de repetidas deformações provocadas pelas solicitações do tráfego. Pela sua importância no comportamento dos pavimentos, grandes esforços vêm sendo realizados no intuito de compreender de maneira mais adequada os diversos fatores que interferem no desempenho das misturas asfálticas. As metodologias utilizadas até então consideram relações obtidas com base em observações do comportamento obtido em laboratório, ficando sua aplicabilidade limitada às condições nas quais foram criadas. Pesquisas recentes vêm procurando aproximar o estudo do fenômeno da fadiga dos conceitos desenvolvidos a partir da Teoria do Dano em Meio Contínuo. Esse trabalho aplica essas metodologias nos ensaios de fadiga à flexão utilizando misturas convencionais e modificadas com borracha. Essa metodologia permite a visualização da evolução do dano no interior da mistura por meio da consideração de uma variável de estado interna. Para isso, foi preciso caracterizar as misturas asfálticas com base na Teoria da Viscoelasticidade, por meio de ensaios de módulo dinâmico. Com esses resultados, e com o auxílio de procedimentos de interconversão entre propriedades viscoelásticas, foi possível determinar Curvas Mestras do módulo de relaxação. Os resultados mostram que a evolução do dano no interior da mistura é independente da amplitude da solicitação imposta, tanto sob tensão quanto sob deformação controlada. Além disso, observou-se que as curvas características são independentes da frequência de aplicação da carga. Com isso, procurou-se determinar parâmetros viscoelásticos e de dano que estivessem diretamente relacionados com o desempenho de uma mistura asfáltica à fadiga. Um fator que relaciona características viscoelásticas e parâmetros da evolução do dano foi criado para definir o comportamento à fadiga das misturas. Além disso, foi verificada a aplicabilidade da metodologia utilizando um código numérico que permite considerar a evolução do dano em um material caracterizado como viscoelástico. Para as simulações numéricas, os revestimentos foram caracterizados com os resultados obtidos nesta pesquisa. Pode-se visualizar a evolução do dano no interior da camada de revestimento asfáltico, assim como observar a influência de alguns fatores nesse comportamento. A metodologia é considerada consistente e permite análises da evolução do dano em revestimentos asfálticos de maneira mais próxima dos conceitos da mecânica dos pavimentos.

APPLICATION OF CONTINUUM DAMAGE THEORY TO THE STUDY OF STUDY IN HOT MIX ASPHALT

ABSTRACT

Fatigue cracking in hot mix asphalt is the main distress on pavements. The cracks are induced by the repetitive strains due to traffic. Due to the importance of fatigue cracking on the pavement behavior, huge efforts have been made to identify the most relevant factors that affect the hot mix asphalt behavior. The methodology most adopted until now is based on empirical relationships obtained from laboratory experiments and therefore its applicability is limited to the conditions in which the tests were carried out. Recent researches try to apply the Continuum Damage Theory in order to investigate the fatigue phenomena in asphalt mixes. This thesis applies such methodologies to interpret the results of flexural fatigue tests using conventional and asphalt rubber modified mixtures. The Continuum Damage Theory allows observing the development of fatigue damage in the mix using internal state variables. However, in order to use this methodology, hot mix asphalt has to be characterized with the linear theory of viscoelasticity using, for example, dynamic modulus tests and master curves for the relaxation modulus, determined by approximate interconversion processes. The results show that development of damage in the mix is independent of the frequency and strain amplitude applied for both strain and stress controlled tests. A new factor was proposed to relate properties with the fatigue behavior. Moreover, the methodology was tested using a numerical code that allows calculating the damage evolution for a viscoelastic material. The asphalt layers were characterized using the test results obtained in this work. The numerical analyses showed the influence of the most relevant factors for the consideration of damage evolution in pavement design. The methodology applied here proved to be consistent and useful for the analysis of fatigue damage in pavements using mechanistic concepts.

ÍNDICE

1. INTRODUÇÃO, MOTIVAÇÃO E OBJETIVOS	1
1.1. INTRODUÇÃO	1
1.2. MOTIVAÇÃO	2
1.3. OBJETIVOS E METODOLOGIA	3
1.4. ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO	4
2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	6
2.1. INTRODUÇÃO	6
2.2. VISCOELASTICIDADE EM MISTURAS ASFÁLTICAS	6
2.3. FADIGA EM REVESTIMENTOS ASFÁLTICOS	15
2.3.1. ENSAIOS LABORATORIAIS DE FADIGA EM MISTURAS ASFÁLTICAS	17
2.3.2. MODELOS DE PREVISÕES DE VIDA DE FADIGA UTILIZANDO OS CONCEITOS TRADICIONAIS	20
2.3.3. CRITÉRIOS DE RUPTURA UTILIZADOS NOS ENSAIOS DE FADIGA	24
2.3.4. FATORES QUE AFETAM A VIDA DE FADIGA EM MISTURAS ASFÁLTICAS	26
2.4. O DANO EM MEIO CONTÍNUO	27
2.4.1. INTRODUÇÃO	27
2.4.2. A VARIÁVEL DO DANO	29
2.4.3. O DANO EM MEIO CONTÍNUO APLICADO ÀS MISTURAS ASFÁLTICAS	33
2.4.4. DANO EM MEIO CONTÍNUO CONSIDERANDO A TEORIA DO TRABALHO POTENCIAL	35
2.5. CONSIDERAÇÕES FINAIS	45
3. MATERIAIS E METODOLOGIA	47
3.1. INTRODUÇÃO	47
3.2. MISTURAS ASFÁLTICAS UTILIZADAS	48
3.3. ENSAIO DE MÓDULO DINÂMICO	53
3.4. PREPARAÇÃO DAS AMOSTRAS PARA ENSAIOS DE FADIGA	54
3.5. ENSAIO DE FADIGA A FLEXÃO	59
3.5.1. DESCRIÇÃO DO EQUIPAMENTO UTILIZADO	59
3.5.2. CÁLCULOS E RESPOSTAS OBTIDAS NOS ENSAIOS	61
3.5.3. PROGRAMA EXPERIMENTAL REALIZADO	63
3.6. METODOLOGIA DE CÁLCULO DA CURVA CARACTERÍSTICA	64
3.7. SIMULAÇÕES NUMÉRICAS UTILIZANDO O PROGRAMA VECD-FEP++	70
3.8. CONSIDERAÇÕES FINAIS	73
4. CARACTERIZAÇÃO VISCOELÁSTICA DAS MISTURAS ASFÁLTICAS	75

4.1. INTRODUÇÃO	75
4.2. ANÁLISE DOS RESULTADOS DE MÓDULO DINÂMICO	75
4.2.1. MÓDULO DINÂMICO PARA MISTURAS CONVENCIONAIS NÃO CONFINADAS	76
4.2.2. MÓDULO DINÂMICO PARA MISTURAS CONVENCIONAIS CONFINADAS	86
4.2.3. MÓDULO DINÂMICO PARA MISTURAS MODIFICADAS COM BORRACHA DE PNEU NÃO CONFINADAS	89
4.2.4. MÓDULO DINÂMICO PARA MISTURAS MODIFICADAS COM BORRACHA DE PNEU CONFINADAS	104
4.3. INTERCONVERSÃO ENTRE MÓDULO DINÂMICO E MÓDULO DE RELAXAÇÃO	109
4.3.1. MÓDULO DE RELAXAÇÃO PARA MISTURAS CONVENCIONAIS	116
4.3.2. MÓDULO DE RELAXAÇÃO PARA MISTURAS MODIFICADAS COM BORRACHA DE PNEU	118
4.3.3. ANÁLISE DAS CURVAS MESTRAS DO MÓDULO DE RELAXAÇÃO	121
4.4. CONSIDERAÇÕES FINAIS	126
5. ANÁLISE TRADICIONAL DOS ENSAIOS DE FADIGA A FLEXÃO	127
5.1. CONSIDERAÇÕES SOBRE O TIPO DE CARREGAMENTO EM ENSAIOS DE FADIGA A FLEXÃO	127
5.2. O USO DAS ANÁLISES TRADICIONAIS NO ESTUDO DA FADIGA EM MISTURAS ASFÁLTICAS	132
5.2.1. RESULTADOS E ANÁLISES RELATIVAS ÀS RESPOSTAS NOS ENSAIOS DE FADIGA A FLEXÃO	132
5.2.2. CONSIDERAÇÕES SOBRE A ENERGIA DISSIPADA DURANTE O ENSAIO DE FADIGA A FLEXÃO	136
5.2.3. DETERMINAÇÃO DOS MODELOS DE VIDA DE FADIGA UTILIZANDO OS CONCEITOS TRADICIONAIS	138
5.3. CONSIDERAÇÕES FINAIS	145
6. APLICAÇÃO DA TEORIA DO DANO EM MEIO CONTÍNUO NOS ENSAIOS DE FADIGA À FLEXÃO	146
6.1.1. DEFINIÇÃO DO LIMITE DA LINEARIDADE EM ENSAIOS À FLEXÃO	146
6.1.2. DEMONSTRAÇÃO DA APLICABILIDADE DO PRINCÍPIO DA CORRESPONDÊNCIA NOS ENSAIOS À FLEXÃO	148
6.1.3. ALGUMAS CONSIDERAÇÕES SOBRE A EVOLUÇÃO DO DANO NOS ENSAIOS DE FADIGA À FLEXÃO SOB AMPLITUDE DE DEFORMAÇÃO CONSTANTE	150
6.1.4. DETERMINAÇÃO DA CURVA CARACTERÍSTICA NOS ENSAIOS DE FADIGA À FLEXÃO SOB AMPLITUDE DE DEFORMAÇÃO CONSTANTE – PROJETO KOHLS RANCH	158
6.1.5. DETERMINAÇÃO DA CURVA CARACTERÍSTICA NOS ENSAIOS DE FADIGA A FLEXÃO SOB AMPLITUDE DE DEFORMAÇÃO CONSTANTE – PROJETO JACK RABBIT	165
6.1.6. DETERMINAÇÃO DA CURVA CARACTERÍSTICA NOS ENSAIOS DE FADIGA À FLEXÃO SOB AMPLITUDE DE DEFORMAÇÃO CONSTANTE – PROJETO BADGER SPRINGS	173
6.1.7. DETERMINAÇÃO DA CURVA CARACTERÍSTICA NOS ENSAIOS DE FADIGA A FLEXÃO SOB AMPLITUDE DE DEFORMAÇÃO CONSTANTE – PROJETO TWO GUNS	176
6.1.8. DETERMINAÇÃO DA CURVA CARACTERÍSTICA NOS ENSAIOS DE FADIGA A FLEXÃO SOB AMPLITUDE DE DEFORMAÇÃO CONSTANTE – PROJETO BURROW CREEK	178
6.1.9. DETERMINAÇÃO DA CURVA CARACTERÍSTICA NOS ENSAIOS DE FADIGA À FLEXÃO SOB AMPLITUDE DE DEFORMAÇÃO CONSTANTE – PROJETO SILVER SPRINGS	182
6.1.10. ENSAIOS DE FADIGA A FLEXÃO REALIZADOS EM DIFERENTES FREQUÊNCIAS	183

6.1.11.	ENSAIOS DE FADIGA A FLEXÃO REALIZADOS A TENSÃO CONTROLADA	187
6.2.	PREVISÃO DA VIDA DE FADIGA UTILIZANDO CURVAS CARACTERÍSTICAS DOS ENSAIOS DE FADIGA A FLEXÃO	192
6.3.	CORRELAÇÕES COM AS PROPRIEDADES OBTIDAS PELAS CURVAS CARACTERÍSTICAS	200
6.4.	PROPOSTA PARA CARACTERIZAÇÃO DAS MISTURAS ASFÁLTICAS NOS ENSAIOS DE FADIGA A FLEXÃO	214
6.4.1.	PREPARAÇÃO DAS AMOSTRAS	215
6.4.2.	DEFINIÇÃO DA RIGIDEZ DINÂMICA À FLEXÃO	216
6.4.3.	UTILIZAÇÃO DO CARREGAMENTO SENOIDAL NOS ENSAIOS DE FADIGA	217
6.4.4.	DETERMINAÇÃO DA CURVA CARACTERÍSTICA DA MISTURA ASFÁLTICA	217
7.	ANÁLISES NUMÉRICAS	220
7.1.	ESTRUTURAS ESTUDADAS E PROPRIEDADES DOS MATERIAIS	220
7.2.	EFEITO DO USO DE MISTURAS MODIFICADAS NOS PAVIMENTOS	225
7.3.	EFEITO DE ALGUMAS CONDICIONANTES NA EVOLUÇÃO DO DANO NO REVESTIMENTO ASFÁLTICO	228
7.4.	CONSIDERAÇÕES FINAIS	234
8.	CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA PESQUISAS FUTURAS	236
8.1.	CONCLUSÕES	236
8.2.	SUGESTÕES PARA PESQUISAS FUTURAS	239
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	241
	APÊNDICE	247

LISTA DE FIGURAS

<i>Figura 2.1 – Representação esquemática das várias componentes de deformação (Modificado – Sides et al. 1985).</i>	7
<i>Figura 2.2 – Esquema de um ensaio com solicitação harmônica em um material viscoelástico.</i>	10
<i>Figura 2.3 – Exemplo de determinação da Curva Mestre de misturas asfálticas para temperatura de referência igual a 21°C.</i>	11
<i>Figura 2.4 – Demonstrativo da sensibilidade da Curva Mestre com a variação dos coeficientes do modelo sigmoidal.</i>	12
<i>Figura 2.5 – (a) Esquema da solicitação e resposta de um carregamento harmônico em um material viscoelástico; (b) histerese formada pela defasagem da resposta à solicitação aplicada.</i>	15
<i>Figura 2.6 – Representação do resultado da relação $\Delta DE/DE$ definida por Ghuzlan (2001) com o número de ciclos.</i>	24
<i>Figura 2.7 – (a) Seção transversal de uma macro-trinca na vizinhança da ponta P. A região de intenso dano, com processo de separação do material é denominada Zona de Ruptura (modificado – Schapery 1984); (b) Representação de um meio contínuo danificado por micro-trincas.</i>	28
<i>Figura 2.8 – Elemento danificado (modificado – Lemaitre 1984).</i>	30
<i>Figura 2.9 – Tração e compressão uniaxial em amostra contendo micro-trincas (modificado – Krajcinovic 1989).</i>	31
<i>Figura 2.10 – Visualização da Curva Característica para um ensaio de fadiga, mostrando a evolução do dano no interior do material.</i>	38
<i>Figura 2.11 – Validação do modelo na previsão das histereses para ensaios à deformação controlada. (Modificado – Lee & Kim 1998).</i>	39
<i>Figura 2.12 – Comparação da vida de fadiga prevista e medida para dois tipos de misturas asfálticas (Modificado – Lee et al. 2000).</i>	40
<i>Figura 2.13 – Curva característica para diferentes amplitudes e freqüências das solicitações (modificado - Daniel & Kim 2002).</i>	41
<i>Figura 2.14 – Curva característica para misturas com diferentes graduações e índices de vazios (modificado - Daniel & Kim 2002).</i>	41
<i>Figura 2.15 – Curva característica para uma mesma mistura em diferentes temperaturas (modificado – Lundström & Iscasson 2003).</i>	42
<i>Figura 2.16 – Curva característica para misturas com diferentes tipos de ligantes (modificado – Lundström & Iscasson 2003).</i>	43
<i>Figura 2.17 – (a) Curva característica sem a consideração da parcela não linear; (b) Curva característica considerando a parcela não linear (modificado – Uzan & Levenberg 2007).</i>	45
<i>Figura 2.18 – Ilustração que demonstra a evolução do dano no interior do revestimento asfáltico em uma estrutura de pavimento flexível típica (modificado – Mun 2003).</i>	45
<i>Figura 3.1 – Aplicação de uma camada de revestimento asfáltico aberto sobre um pavimento rígido.</i>	49
<i>Figura 3.2 – Estruturas típicas de pavimentos no estado do Arizona.</i>	50
<i>Figura 3.3 – Distribuição granulométrica de três tipos de misturas utilizadas na pesquisa.</i>	50
<i>Figura 3.4 – Indicações dos locais onde alguns projetos foram executados no Estado do Arizona.</i>	51
<i>Figura 3.5 – (a) amostra preparada após compactação; (b) esquema de utilização dos LVDT's em misturas asfálticas (modificado – Kaloush et al. 2006); (c) amostra preparada para o ensaio, com LVDT's verticais e radiais.</i>	54

<i>Figura 3.6 – Procedimento para produção dos corpos de prova utilizados nessa pesquisa.</i>	56
<i>Figura 3.7 – (a) Equipamento CoreLok[®] utilizado para auxiliar na determinação do índice de vazios das misturas com altos valores; (b) amostra selada (Allen Cooley et al. 2002).</i>	57
<i>Figura 3.8 – Índice de vazios em toda a amostra e em partes individuais (modificado – Abojaradeh 2003).</i>	58
<i>Figura 3.9 – Análise das variações nas medidas da altura da vigota e seu reflexo no resultado do módulo.</i>	59
<i>Figura 3.10 – Tipos de carregamentos utilizados nos ensaios de fadiga a flexão: (a) senoidal; (b) haversine.</i>	60
<i>Figura 3.11 – (a) Equipamento da fadiga a flexão em quatro pontos; (b) equipamento no interior da câmara climatizada.</i>	61
<i>Figura 3.12 – Metodologia para obtenção da curva característica com as formulações apresentadas.</i>	69
<i>Figura 3.13 – Esquema de cálculo realizado pelo programa VECD-FE++.</i>	74
<i>Figura 4.1 – Variação do ângulo de fase com a frequência reduzida para a mistura KR7, sem confinamento.</i>	78
<i>Figura 4.2 – Diagrama Black Space para a mistura KR7, sem confinamento.</i>	79
<i>Figura 4.3 – Diagrama Cole-Cole para a mistura KR7, sem confinamento.</i>	79
<i>Figura 4.4 – Curva Mestre na temperatura de referência de 21°C para a mistura KR7 (não confinado) e relação entre o fator de translação e a temperatura.</i>	80
<i>Figura 4.5 – Relação entre o número de LDVT's e de amostras nos resultados de intervalo de confiança dos resultados de módulo dinâmico e ângulo de fase, para um nível de confiança de 95 % (modificado – Witczak et al. 1999).</i>	81
<i>Figura 4.6 – Comparação das Curvas Mestras para as três amostras da mistura KR7, sem confinamento.</i>	82
<i>Figura 4.7 – Curva Mestre na temperatura de referência de 21°C para a mistura KRTR7 (não confinado) e relação entre o fator de translação e a temperatura.</i>	83
<i>Figura 4.8 – Comparação das Curvas Mestras para as misturas KR7 e KRTR7, sem confinamento.</i>	83
<i>Figura 4.9 – Curvas Mestras para as misturas convencionais na situação não confinada.</i>	84
<i>Figura 4.10 – Variação do ângulo de fase com a frequência reduzida para a mistura BS7, sem confinamento.</i>	85
<i>Figura 4.11 – Variação do ângulo de fase com a frequência reduzida para a mistura SS7, sem confinamento.</i>	86
<i>Figura 4.12 – Variação do ângulo de fase com a frequência reduzida para a mistura BC7, sem confinamento.</i>	86
<i>Figura 4.13 – Curvas Mestras da mistura JR7 com e sem confinamento.</i>	87
<i>Figura 4.14 – Curvas Mestras da mistura SS7 com e sem confinamento.</i>	87
<i>Figura 4.15 – Distribuição das tensões horizontais em uma seção de pavimento ao longo do eixo vertical, no centro de uma carga circular.</i>	89
<i>Figura 4.16 – Variação do ângulo de fase com a frequência reduzida para a mistura BS3, sem confinamento.</i>	92
<i>Figura 4.17 – Diagrama Black Space para a mistura BS3, sem confinamento.</i>	92
<i>Figura 4.18 – Variação do ângulo de fase com a frequência reduzida para a mistura BS4, sem confinamento.</i>	93
<i>Figura 4.19 – Diagrama Black Space para a mistura BS4, sem confinamento.</i>	93
<i>Figura 4.20 – Curva Mestre na temperatura de referência de 21°C para a mistura BS3 não confinada e relação entre o fator de translação e a temperatura.</i>	94
<i>Figura 4.21 – Curva Mestre na temperatura de referência de 21°C para a mistura BS4 não confinada e relação entre o fator de translação e a temperatura.</i>	94
<i>Figura 4.22 – Comparação entre as Curvas Mestras das misturas BS7, BS3 e BS4, resultante de ensaios de módulo dinâmico sem confinamento.</i>	95
<i>Figura 4.23 – Curvas Mestras para as misturas convencional, descontínua e aberta, TG7, TG3 e TG4, respectivamente.</i>	96
<i>Figura 4.24 – Esquema do projeto Two Guns, com as respectivas dimensões das camadas asfálticas utilizadas (Kaloush et al. 2006a).</i>	97

<i>Figura 4.25 – (a) Visão geral do projeto Two Guns; (b) detalhe da textura da mistura aberta como camada final do revestimento asfáltico.</i>	97
<i>Figura 4.26 – Vistas do acostamento e da pista, com o acostamento apresentando sinal de trincamento ortogonal ao eixo da pista – Projeto Two Guns.</i>	98
<i>Figura 4.27 – Curvas Mestras para as misturas convencional e aberta, SS7 e SS4, respectivamente.</i>	99
<i>Figura 4.28 – Esquema do projeto Silver Springs, com as respectivas dimensões das camadas asfálticas utilizadas (Kaloush et al. 2006a).</i>	100
<i>Figura 4.29 – Trinca de retração na camada asfáltica convencional, visível no acostamento e não refletida nas faixas de rolamento – Projeto Silver Springs.</i>	100
<i>Figura 4.30 – Trincas de retração na camada asfáltica convencional (acostamento) e faixas de rolamento sem reflexão das mesmas (mistura aberta) – Projeto Silver Springs.</i>	101
<i>Figura 4.31 – Curvas Mestras para as misturas convencional e aberta, BC7 e BC4, respectivamente.</i>	101
<i>Figura 4.32 – Curvas Mestras para as misturas convencional, descontínua e aberta, JR7, JR3 e JR4, respectivamente.</i>	102
<i>Figura 4.33 – Comparação das Curvas Mestras para as misturas descontínuas sem tensão confinante.</i>	103
<i>Figura 4.34 – Comparação das Curvas Mestras para as misturas abertas sem tensão confinante.</i>	103
<i>Figura 4.35 – Comparação entre as Curvas Mestras das misturas BS7, BS3 e BS4, resultante de ensaios de módulo dinâmico com e sem tensão confinante nas misturas modificadas.</i>	105
<i>Figura 4.36 – Comparação entre as Curvas Mestras das misturas SS7 e SS4, resultante de ensaios de módulo dinâmico com e sem tensão confinante na mistura modificada.</i>	105
<i>Figura 4.37 – Comparação entre as Curvas Mestras das misturas TG7, TG3 e TG4, resultante de ensaios de módulo dinâmico com tensão confinante nas misturas modificadas.</i>	106
<i>Figura 4.38 – Comparação entre as Curvas Mestras das misturas BC7 e BC4, resultante de ensaios de módulo dinâmico com e sem tensão confinante na mistura modificada.</i>	107
<i>Figura 4.39 – Comparação entre as Curvas Mestras das misturas JR7, JR3 e JR4, resultante de ensaios de módulo dinâmico com e sem tensão confinante nas misturas modificadas.</i>	108
<i>Figura 4.40 – Comparação das Curvas Mestras para as misturas descontínuas, na situação confinada.</i>	109
<i>Figura 4.41 – Comparação das Curvas Mestras das misturas abertas na situação confinada.</i>	109
<i>Figura 4.42 – Representação do modelo de Wiechert.</i>	111
<i>Figura 4.43 – Fluxograma demonstrativo da metodologia de cálculo da Curva Mestre do módulo de relaxação.</i>	111
<i>Figura 4.44 – Relação dos fatores de translação dos módulos dinâmico, armazenamento e relaxação com a temperatura para a mistura BS7, sem confinamento.</i>	112
<i>Figura 4.45 – Comparação das Curvas Mestras para os módulos dinâmico e de armazenamento para a mistura BS7, sem confinamento.</i>	113
<i>Figura 4.46 – Curva Mestre do módulo de relaxação para a mistura BS7, não confinado.</i>	114
<i>Figura 4.47 – Comparações dos resultados obtidos pela série de Prony com diferentes números de elementos (mistura BS7, não confinado).</i>	116
<i>Figura 4.48 – Comparação das Curvas Mestras do módulo de relaxação para as misturas convencionais não confinadas.</i>	117
<i>Figura 4.49 – Comparação das Curvas Mestras do módulo de relaxação para as misturas descontínuas não confinadas.</i>	119
<i>Figura 4.50 – Comparação das Curvas Mestras do módulo de relaxação para as misturas descontínuas confinadas.</i>	119

<i>Figura 4.51 – Comparação das Curvas Mestras do módulo de relaxação para as misturas abertas não confinadas.</i>	120
<i>Figura 4.52 – Comparação das relações entre o fator de translação e a temperatura para a mistura TG4 não confinada.</i>	121
<i>Figura 4.53 – Comparação das Curvas Mestras do módulo de relaxação para as misturas abertas confinadas.</i>	121
<i>Figura 4.54 – Cruzamentos dos dados de inclinação da parcela central das Curvas Mestras obtidas pelos valores de módulo dinâmico e de relaxação.</i>	124
<i>Figura 4.55 – Curva Mestre para a mistura BS7, ilustrando os resultados para as diversas temperaturas de ensaio.</i>	125
<i>Figura 4.56 – Curva Mestre para a mistura JR7, ilustrando os resultados para as diversas temperaturas de ensaio.</i>	125
<i>Figura 5.1 – Representação de um ensaio de fadiga a flexão em quatro pontos com amplitude de deslocamento constante e carregamento senoidal em uma vigota.</i>	128
<i>Figura 5.2 – Gráfico do sinal de força mostrando que rapidamente o sinal torna-se senoidal (modificado Pronk & Erkens 2001).</i>	129
<i>Figura 5.3 – Representação de um ensaio de fadiga a flexão em quatro pontos com amplitude de deslocamento constante e carregamento haversine em uma vigota.</i>	130
<i>Figura 5.4 – Comparação entre ensaios de fadiga para dois tipos de carregamentos: (a) critério de ruptura 50% da rigidez à flexão inicial; (b) critério de ruptura de Pronk.</i>	130
<i>Figura 5.5 – Ilustração da resposta da deformação longitudinal na base da camada de um revestimento asfáltico de 3,81 cm (modificado – Al-Qadi 2007).</i>	131
<i>Figura 5.6 – Resultados típicos dos ensaios de fadiga sob deformação constante (BC7, Temp. = 21°C; 10 Hz).</i>	132
<i>Figura 5.7 – (a) Redução dos módulos de armazenamento e perda; (b) evolução do ângulo de fase no ensaio de fadiga a flexão (BC7 – 21°C; 10 Hz).</i>	134
<i>Figura 5.8 – Redução da rigidez à flexão para diferentes níveis de deformação (BC7, Temp.= 21°C, 10 Hz).</i>	134
<i>Figura 5.9 – Relação entre a duração da Fase I em um ensaio de fadiga com o nível de deformação aplicada.</i>	135
<i>Figura 5.10 – Energia dissipada durante ensaios à deformação e tensão controlada (SRB-6422 – 37°C; 10 Hz).</i>	136
<i>Figura 5.11 – Histerese formada para uma mistura em diferentes temperaturas e sob mesma amplitude de deformação (KR7; N = 50; 10 Hz).</i>	137
<i>Figura 5.12 – Histerese formada ao longo das solicitações no ensaio de fadiga (KR21; Temp.= 21°C; 10 Hz).</i>	138
<i>Figura 5.13 – Correlação entre os coeficientes k_1 e k_2 para as misturas asfálticas apresentadas na Tabela 5.1.</i>	140
<i>Figura 5.14 – Correlação entre os coeficientes k_1 e k_2 para resultados obtidos em trabalhos diversos da literatura.</i>	140
<i>Figura 5.15 – Relação do coeficiente k_2 com a temperatura para as misturas utilizadas nessa pesquisa.</i>	142
<i>Figura 5.16 – Relação do coeficiente k_2 com a temperatura de ensaio para as misturas asfálticas convencionais.</i>	142
<i>Figura 5.17 – Relação do coeficiente k_2 com a temperatura para as misturas asfálticas descontínuas e abertas.</i>	143
<i>Figura 5.18 – Resultados dos ensaios de fadiga a flexão em três temperaturas diferentes sob deformação constante (BC7; 10 Hz).</i>	144
<i>Figura 6.1 – Valores de rigidez a flexão para diferentes níveis de deformação e frequência.</i>	147

Figura 6.2 – Demonstração do princípio da correspondência em carregamentos cíclicos (KR7, Temp. = 21°C).	148
Figura 6.3 – Demonstração do princípio da correspondência em um ensaio de fadiga a flexão (KR7, Temp. = 21°C).	150
Figura 6.4 – Desenvolvimento das tensões/deformações ao longo da seção transversal nos estágios de um ensaio à flexão sob carregamento senoidal.	152
Figura 6.5 – Evolução do parâmetro de dano com o número de ciclos para diferentes níveis de deformação (KR7, Temp. = 21°C; 10 Hz).	153
Figura 6.6 – Evolução do parâmetro de dano com o número de ciclos para diferentes níveis de deformação (KR7, Temp. = 5°C; 10 Hz).	154
Figura 6.7 – Evolução do parâmetro de dano com o número de ciclos para diferentes níveis de deformação (KR7, Temp. = 37°C; 10 Hz).	154
Figura 6.8 – Evolução do parâmetro de dano com o número de ciclos para diferentes temperaturas e para níveis de deformação próximos da $250 \cdot 10^{-6}$ m/m (KR7; 10 Hz).	155
Figura 6.9 – Evolução do parâmetro de dano com o número de ciclos para diferentes níveis de deformação (BC4; Temp. = 5°C; 10 Hz).	156
Figura 6.10 – Evolução do parâmetro de dano com o número de ciclos para diferentes níveis de deformação (BC4; Temp. = 21°C; 10 Hz).	157
Figura 6.11 – Evolução do parâmetro de dano com o número de ciclos para diferentes níveis de deformação (BS3; Temp. = 21°C; 10 Hz).	157
Figura 6.12 – Evolução do parâmetro de dano com o número de ciclos para diferentes níveis de deformação (BS3; Temp. = 37°C; 10 Hz).	158
Figura 6.13 – Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (KR7, Temp. = 21°C; 10 Hz).	159
Figura 6.14 – Curva de Whöler que representa os resultados dos ensaios de fadiga a flexão (KR7, Temp. = 21°C; 10 Hz).	160
Figura 6.15 – Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (KR7, Temp. = 37°C; 10 Hz).	161
Figura 6.16 – Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (KR7, Temp. = 5°C; 10 Hz).	161
Figura 6.17 – Comparação das formulações para representação da evolução do dano ao longo do ensaios de fadiga a flexão (KR7, Temp. = 21°C, 10 Hz).	163
Figura 6.18 – Curvas características da mistura KR7 para as três temperaturas de ensaio (10 Hz).	163
Figura 6.19 – Curvas de Whöler para a mistura KR7 nas três temperaturas de ensaio (10 Hz).	164
Figura 6.20 – Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (KR7TR, Temp. = 21°C; 10 Hz).	164
Figura 6.21 – Curvas características da mistura KR7TR para as três temperaturas de ensaio (10 Hz).	165
Figura 6.22 – Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (JR7, Temp. = 21°C; 10 Hz).	166
Figura 6.23 – Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (JR7, Temp. = 37°C; 10 Hz).	166
Figura 6.24 – Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (JR7, 10 Hz).	167
Figura 6.25 – Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (JR3, Temp. = 21°C; 10 Hz).	168
Figura 6.26 – Curvas características da mistura JR3 para as três temperaturas de ensaio (10 Hz).	168

<i>Figura 6.27 – Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (JR3, Temp. = 5°C; 10 Hz).</i>	169
<i>Figura 6.28 – Valores da rigidez a flexão inicial para diferentes amplitudes de deformação (JR3, Temp. = 5°C; 10 Hz).</i>	170
<i>Figura 6.29 – Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (JR4, Temp. = 21°C; 10 Hz).</i>	170
<i>Figura 6.30 – Curvas características da mistura JR4 para as duas temperaturas de ensaio (10 Hz).</i>	171
<i>Figura 6.31 – Curvas de Whöler para a mistura JR nas três temperaturas (10 Hz).</i>	172
<i>Figura 6.32 – Curvas características das três misturas do projeto JR (10 Hz).</i>	173
<i>Figura 6.33 – Vigotas produzidas com a mistura BS7.</i>	174
<i>Figura 6.34 – Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (BS3, Temp. = 21°C; 10 Hz).</i>	174
<i>Figura 6.35 – Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (BS4, Temp. = 21°C; 10 Hz).</i>	175
<i>Figura 6.36 – Curvas características das duas misturas do projeto BS (10 Hz).</i>	175
<i>Figura 6.37 – Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (TG7, Temp. = 21°C; 10 Hz).</i>	176
<i>Figura 6.38 – Curvas características das três misturas do projeto TG (10 Hz).</i>	177
<i>Figura 6.39 – Curvas de Whöler das três misturas utilizadas no projeto TG (10 Hz).</i>	178
<i>Figura 6.40 – Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (BC7, Temp. = 5°C; 10 Hz).</i>	179
<i>Figura 6.41 – Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (BC4, Temp. = 5°C; 10 Hz).</i>	180
<i>Figura 6.42 – Curva de Whöler para a mistura (Temp. = 5°C; 10 Hz).</i>	181
<i>Figura 6.43 – Valores da rigidez à flexão inicial para os ensaios na mistura BC4 (Temp. = 5°C; 10 Hz).</i>	181
<i>Figura 6.44 – Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (SS7, Temp. = 21°C; 10 Hz).</i>	182
<i>Figura 6.45 – Curvas características das duas misturas do projeto SS (10 Hz).</i>	183
<i>Figura 6.46 – Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (BC7, Temp. = 21°C; 10 Hz).</i>	184
<i>Figura 6.47 – Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação e diferentes frequências de carregamento (BC7, Temp. = 21°C).</i>	185
<i>Figura 6.48 – Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação e diferentes frequências de carregamento (KR7, Temp. = 21°C).</i>	185
<i>Figura 6.49 – Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação e diferentes frequências de carregamento (KR7, Temp. = 5°C).</i>	186
<i>Figura 6.50 – Curvas de Whöler da mistura KR7 com resultados obtidos em diferentes temperaturas e frequências de carregamento.</i>	187
<i>Figura 6.51 – Curvas de Whöler sob condições de carregamento distintas (SRB 7616; Temp. = 21°C; 10 Hz).</i>	188
<i>Figura 6.52 – Curvas características sob tensão controlada (SRB 7616; Temp. = 21°C; 10 Hz).</i>	189
<i>Figura 6.53 – Curvas características sob deformação controlada (SRB 7616; Temp. = 21°C; 10 Hz).</i>	189
<i>Figura 6.54 – Curvas características sob tensão controlada e o modelo dos resultados obtidos sob deformação controlada (SRB 7616; Temp. = 21°C; 10 Hz).</i>	190

<i>Figura 6.55 – Curvas características sob deformação controlada e o modelo dos resultados obtidos sob tensão controlada (SR 6422; Temp. = 21°C; 10 Hz).</i>	191
<i>Figura 6.56 – Curvas características sob deformação controlada e o modelo dos resultados obtidos sob tensão controlada (BD 5822; Temp. = 21°C; 10 Hz).</i>	191
<i>Figura 6.57 – Comparação do número de ciclos na ruptura obtido pela Equação 6.6 e observado nos ensaios (KR7, Temp. = 21°C, 10 Hz).</i>	194
<i>Figura 6.58 – Comparação do número de ciclos na ruptura obtido pela Equação 6.6 e observado nos ensaios (KR7, Temp. = 37°C, 10 Hz).</i>	195
<i>Figura 6.59 – Comparação do número de ciclos na ruptura obtido pela Equação 6.6 e observado nos ensaios (KR7, Temp. = 5°C, 10 Hz).</i>	195
<i>Figura 6.60 – Comparação do número de ciclos na ruptura obtido pela Equação 6.6 com o observado nos ensaios realizados em dez misturas asfálticas.</i>	196
<i>Figura 6.61 – Relação entre N_i, S_i e o número de ciclos para definição da ruptura na amostra durante o ensaios de fadiga a flexão.</i>	197
<i>Figura 6.62 – Comparação do número de ciclos na ruptura considerando o critério definido por Rowe e Bouldin (2000) para as misturas KR7, KR7TR, BC7 e BC4.</i>	198
<i>Figura 6.63 – Comparação do número de ciclos na ruptura considerando o critério definido por Rowe e Bouldin (2000) e a redução da pseudo-rigidez $C = 0,30$, para as misturas KR7, KR7TR, BC7 e BC4.</i>	198
<i>Figura 6.64 – Relação do coeficiente C_2 com a temperatura em misturas convencionais.</i>	201
<i>Figura 6.65 – Relação do coeficiente C_2 com a temperatura em misturas modificadas.</i>	201
<i>Figura 6.66 – Relação do coeficiente C_2 com a rigidez a flexão nos ensaios de fadiga.</i>	202
<i>Figura 6.67 – Influência da rigidez a flexão no parâmetro de dano na ruptura para um critério de ruptura particular.</i>	203
<i>Figura 6.68 – Relação entre o parâmetro α e o expoente k_2 para as misturas convencionais.</i>	204
<i>Figura 6.69 – Relação entre o parâmetro α e o expoente k_2 para as misturas convencionais e modificadas.</i>	205
<i>Figura 6.70 – Relação entre o parâmetro α e o expoente k_2 para dois estudos da literatura científica.</i>	205
<i>Figura 6.71 – Relação entre o expoente k_1 obtido em laboratório com o valor calculado pela Equação 6.7.</i>	206
<i>Figura 6.72 – Relação entre o expoente k_2 e o parâmetro m para as misturas convencionais.</i>	207
<i>Figura 6.73 – Relação entre o expoente k_2 e o parâmetro m para todas as misturas.</i>	207
<i>Figura 6.74 – Relação entre os parâmetros α e m.</i>	209
<i>Figura 6.75 – Curvas de Whöler para as misturas convencionais utilizadas nesta pesquisa (Temp. = 21°C; 10 Hz).</i>	210
<i>Figura 6.76 – Valores da rigidez à flexão inicial para as misturas convencionais utilizadas nesta pesquisa (Temp. = 21°C; 10 Hz).</i>	211
<i>Figura 6.77 – Curvas características das misturas convencionais utilizadas nesta pesquisa (10 Hz).</i>	211
<i>Figura 6.78 – Valores de L para as misturas convencionais utilizadas nesta pesquisa.</i>	212
<i>Figura 6.79 – Curvas de Whöler para as misturas modificadas utilizadas nesta pesquisa (Temp. = 21°C; 10 Hz).</i>	213
<i>Figura 6.80 – Valores de L para as misturas modificadas utilizadas nesta pesquisa.</i>	213
<i>Figura 6.81 – Etapas do procedimento para caracterização de uma mistura asfáltica por meio de ensaios de fadiga por flexão (SR7616, Temp. = 21°C, 10 Hz).</i>	219
<i>Figura 7.1 – Esquemas das estruturas de pavimento analisadas nas simulações numéricas.</i>	222
<i>Figura 7.2 – Curvas Mestras do módulo de relaxação para as três camadas de revestimento asfáltico usadas nas simulações numéricas.</i>	223

<i>Figura 7.3 – Curvas características dos três tipos de misturas asfálticas utilizadas nas simulações numéricas.</i>	224
<i>Figura 7.4 – Isolinhas da pseudo-rigidez no interior da camada de revestimento asfáltico.</i>	226
<i>Figura 7.5 – Detalhe das isolinhas da pseudo-rigidez nas camadas do revestimento asfáltico para um número de ciclos de $5,0 \cdot 10^7$: (a) estrutura N° 01 e (b) estrutura N° 02.</i>	228
<i>Figura 7.6 – Isolinhas do parâmetro de dano nas camadas de revestimento asfáltico para os casos N° 01 e 02.</i>	229
<i>Figura 7.7 – Isolinhas do parâmetro de dano nas camadas de revestimento asfáltico para os casos N° 03 e 04.</i>	231
<i>Figura 7.8 – Isolinhas do parâmetro de dano nas camadas de revestimento asfáltico para os casos N° 01 e 05.</i>	232
<i>Figura 7.9 – Isolinhas do parâmetro de dano nas camadas de revestimento asfáltico para os casos N° 01 e 06.</i>	233
<i>Figura D.1 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (KR7TR, Temp. = 5°C; 10 Hz).</i>	252
<i>Figura D.2 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (KR7TR, Temp. = 37°C; 10 Hz).</i>	252
<i>Figura D.3 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (JR7, Temp. = 5°C; 10 Hz).</i>	253
<i>Figura D.4 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (JR3, Temp. = 37°C; 10 Hz).</i>	253
<i>Figura D.5 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (JR4, Temp. = 5°C; 10 Hz).</i>	253
<i>Figura D.6 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (BS3, Temp. = 5°C; 10 Hz).</i>	254
<i>Figura D.7 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (BS3, Temp. = 37°C; 10 Hz).</i>	254
<i>Figura D.8 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (BS4, Temp. = 5°C; 10 Hz).</i>	254
<i>Figura D.9 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (TG3, Temp. = 21°C; 10 Hz).</i>	255
<i>Figura D.10 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (TG4, Temp. = 21°C; 10 Hz).</i>	255
<i>Figura D.11 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (BC7, Temp. = 21°C; 10 Hz).</i>	255
<i>Figura D.12 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (BC7, Temp. = 37°C; 10 Hz).</i>	256
<i>Figura D.13 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (BC4, Temp. = 21°C; 10 Hz).</i>	256
<i>Figura D.14 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (SS7, Temp. = 37°C; 10 Hz).</i>	256
<i>Figura D.15 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (AW7, Temp. = 21°C; 10 Hz).</i>	257

<i>Figura D.16 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (BD5828, Temp. = 21°C; 10 Hz).</i>	257
<i>Figura D.17 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (BD5828, Temp. = 5°C; 10 Hz).</i>	257
<i>Figura D.18 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (BD6422, Temp. = 21°C; 10 Hz).</i>	258
<i>Figura D.19 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (BD6422, Temp. = 5°C; 10 Hz).</i>	258
<i>Figura D.20 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (BDB5828, Temp. = 21°C; 10 Hz).</i>	258
<i>Figura D.21 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (BDB5828, Temp. = 5°C; 10 Hz).</i>	259
<i>Figura D.22 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (BDB6422, Temp. = 21°C; 10 Hz).</i>	259
<i>Figura D.23 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (BDB6422, Temp. = 5°C; 10 Hz).</i>	259
<i>Figura D.24 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (SR6422, Temp. = 21°C; 10 Hz).</i>	260
<i>Figura D.25 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (SR7010, Temp. = 21°C; 10 Hz).</i>	260
<i>Figura D.26 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (SR7616, Temp. = 21°C; 10 Hz).</i>	260
<i>Figura D.27 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (SRB6422, Temp. = 21°C; 10 Hz).</i>	261
<i>Figura D.28 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (SRB6422, Temp. = 5°C; 10 Hz).</i>	261
<i>Figura D.29 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (SRB6422, Temp. = 37°C; 10 Hz).</i>	261
<i>Figura D.30 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (SRB7010, Temp. = 21°C; 10 Hz).</i>	262
<i>Figura D.31 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (SRB7010, Temp. = 5°C; 10 Hz).</i>	262
<i>Figura D.32 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (SRB7010, Temp. = 37°C; 10 Hz).</i>	262
<i>Figura D.33 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (SRB7616, Temp. = 21°C; 10 Hz).</i>	263
<i>Figura D.34 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (SRB7616, Temp. = 5°C; 10 Hz).</i>	263
<i>Figura D.35 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (SRB7616, Temp. = 37°C; 10 Hz).</i>	263

LISTA DE TABELAS E ABREVIACÇÕES

<i>Tabela 2.1 – Características dos ensaios à fadiga comumente utilizados (Di Benedetto et al. 2004 – modificado).</i>	19
<i>Tabela 3.1 – Projetos que foram utilizados nessa pesquisa, com os tipos de misturas e as respectivas siglas de identificação.</i>	52
<i>Tabela 3.2 – Esquema que demonstra a campanha de ensaios de módulo dinâmico para criação da Curva Mestra.</i>	53
<i>Tabela 3.3 – Programa experimental realizado.</i>	64
<i>Tabela 4.1 – Resultados dos ensaios de módulo dinâmico para três amostras da mistura KR7, sem tensão confinante.</i>	77
<i>Tabela 4.2 – Variáveis que definem a Curva Mestra da mistura KR7.</i>	80
<i>Tabela 4.3 – Resultados dos ensaios de módulo dinâmico para três amostras da mistura BS3, sem tensão confinante.</i>	90
<i>Tabela 4.4 – Variáveis que definem a função sigmoideal para os módulos dinâmico, armazenamento e relaxação.</i>	112
<i>Tabela 4.5 – Valores dos parâmetros da série de Prony para diferentes quantidades de elementos, considerando os valores do módulo de relaxação da mistura BS7 sem confinamento.</i>	115
<i>Tabela 4.6 – Valores da inclinação da parte linear central da Curva Mestra do módulo de relaxação para diversas misturas.</i>	122
<i>Tabela 4.7 – Valores da inclinação da parte linear central da Curva Mestra do módulo dinâmico para diversas misturas.</i>	123
<i>Tabela 5.1 – Coeficientes obtidos nos ensaios à flexão sob deformação constante e considerando critério de ruptura de 50 % da rigidez inicial.</i>	139
<i>Tabela 5.2 – Resumos dos coeficientes k_1, k_2 e k_3 obtidos nos ensaios de fadiga a flexão sob deformação constante e considerando critério de ruptura de 50 % da rigidez inicial.</i>	144
<i>Tabela 5.3 – Critérios sobre a classificação dos coeficientes de correlação.</i>	145
<i>Tabela 6.1 – Coeficientes referentes a Equação 6.4 obtidos nos ensaios à flexão sob deformação constante.</i>	162
<i>Tabela 6.2 – Coeficientes obtidos para a mistura KR7TR.</i>	165
<i>Tabela 6.3 – Coeficientes obtidos para a mistura JR7.</i>	167
<i>Tabela 6.4 – Coeficientes obtidos para a mistura JR3.</i>	168
<i>Tabela 6.5 – Coeficientes obtidos para a mistura JR4.</i>	171
<i>Tabela 6.6 – Coeficientes obtidos para as misturas convencional, descontínua e aberta do projeto JR.</i>	173
<i>Tabela 6.7 – Coeficientes obtidos para as misturas descontínua e aberta do projeto BS.</i>	176
<i>Tabela 6.8 – Coeficientes obtidos para as misturas convencional, descontínua e aberta do projeto TG.</i>	178
<i>Tabela 6.9 – Coeficientes obtidos para a mistura BC7.</i>	179
<i>Tabela 6.10 – Coeficientes obtidos para a mistura BC4.</i>	181
<i>Tabela 6.11 – Coeficientes obtidos para as misturas descontínua e aberta do projeto SS.</i>	183
<i>Tabela 7.1 – Parâmetros da série de Prony das Curvas Mestras dos três tipos de misturas asfálticas utilizadas nas simulações numéricas.</i>	223
<i>Tabela 7.2 – Parâmetros da série de Prony das Curvas Mestras dos três tipos de misturas asfálticas utilizadas nas simulações numéricas.</i>	224
<i>Tabela 7.3 – Condições de carregamento da primeira etapa da análise numérica.</i>	225
<i>Tabela 7.4 – Condições de carregamento dos casos N° 01 e 02.</i>	230

<i>Tabela 7.5 – Condições de carregamento dos casos N° 03 e 04.</i>	<u>230</u>
<i>Tabela 7.6 – Condições de carregamento dos casos N° 01 e 05.</i>	<u>232</u>
<i>Tabela 7.7 – Condições de carregamento dos casos N° 01 e 06.</i>	<u>233</u>

LISTA DE SÍMBOLOS

A	coeficiente do modelo de vida de fadiga
a_T	fator de translação da Curva Mestra
b	largura da vigota
C	pseudo-rigidez
C_i	coeficientes experimentais da curva característica
D_f	dano na ruptura
D_n	dano
E	função de relaxação
E^*	módulo complexo
E'	módulo de armazenamento
E''	módulo de perda
$ E^* $	módulo dinâmico
\tilde{E}	módulo de elasticidade com dano
E_0	módulo inicial
E_N	módulo obtido no ciclo N
E_R	módulo de referência
E_∞	parâmetro da série de Prony
E_m	parâmetro da série de Prony
F	função de fluência
F_s	força exercida pelo equipamento
f	freqüência
G^*	módulo cisalhante complexo
h_{rev}	altura total do revestimento asfáltico
h	altura da vigota
i	número imaginário
I	pseudo-rigidez inicial
k_i	coeficientes de modelos
L	fator definido em termos das características viscoelásticas e de dano do material
L_e	comprimento da vigota entre apoios externos
L_i	comprimento da vigota entre apoios internos
m	inclinação da parte linear central da Curva Mestra
M_r	módulo resiliente
N_f	vida de fadiga
n	número de dados
P_a	pressão atmosférica
p	número de constantes de regressão

p_{200}	% passante na peneira N°200
p_4	% passante na peneira N°4
p_{34}	% passante na peneira ¾"
p_{38}	% passante na peneira 3/8"
PV	valor do Platô
R_{adj}^2	coeficiente de determinação ajustado
R^2	coeficiente de determinação
S_0	rigidez à flexão inicial
S_0''	módulo de perda inicial
S	área total, rigidez à flexão
S_D	área danificada
S^*	rigidez à flexão complexa
T_i	temperatura
T	período de um ciclo
T_L	tempo de carga
T_R	tempo de descanso
t	tempo
t_r	tempo de carregamento na temperatura de referência
V_{beff}	% de ligante em volume
V_b	% de ligante
VFA	% de vazios preenchidos com asfalto
V_v	volume de vazios
z	coeficiente do modelo de vida de fadiga
W_N	energia dissipada acumulada
W_{ciclo}	energia dissipada durante um ciclo T
W	função densidade de energia de deformação
W_s	energia dissipada devido às mudanças estruturais
W^R	densidade da energia de pseudo-deformação
w_0	energia dissipada inicial
α, α_m	coeficientes da lei de evolução do dano
β	parâmetro da curva sigmoidal
β_f	função de transferência
ε	deformação
ε_0	amplitude de deformação
ε_e	deformação elástica
ε_p	deformação plástica
ε_{ve}	deformação viscoelástica
ε_{vp}	deformação viscoplástica

ε^R	pseudo-deformação
δ	parâmetro da curva sigmoidal
δ_s	deslocamento exercido pelo equipamento
φ	ângulo de fase
ω	freqüência angular
γ_{max}	deformação cisalhante máxima
γ	parâmetro da curva sigmoidal
η	viscosidade
ω_r	freqüência angular reduzida
ϑ	parâmetro da curva sigmoidal
Γ	função Gamma
π	número Pi
ρ_m	tempo de relaxação
σ	tensão
$\tilde{\sigma}$	tensão com dano
σ_0	amplitude de tensão
τ	variável auxiliar de integração
τ_{oct}	tensão octaédrica
ν	coeficiente de Poisson
θ	constante de regressão, soma das tensões principais
ξ	tempo reduzido

Capítulo I

1. INTRODUÇÃO, MOTIVAÇÃO E OBJETIVOS

1.1. INTRODUÇÃO

O dimensionamento de qualquer estrutura de Engenharia Civil está ligado aos aspectos mecânicos desenvolvidos em seu interior. A observação do comportamento dos materiais é um fator de grande relevância durante o desenvolvimento de um projeto, principalmente quando está se trabalhando com os geomateriais. O empirismo é um aspecto sempre presente nesses casos, embora recentemente o desenvolvimento de novas tecnologias permita a adoção de técnicas mais próximas dos conceitos mecânicos nas obras de Engenharia. É nesse contexto que a pavimentação está inserida atualmente. As técnicas utilizadas para o dimensionamento de um pavimento vêm sendo baseadas em metodologias criadas, em parte, por observações empíricas. Um dos principais limitadores dessas metodologias é o fato de que o modelo desenvolvido fica dependente das condições utilizadas para criá-las.

Na pavimentação, dentre os modelos desenvolvidos baseados em observações, destacam-se aqueles utilizados para a previsão do trincamento em pavimentos asfálticos, um dos principais defeitos existente em revestimentos asfálticos. As trincas por fadiga são causadas, principalmente, pelas deformações de tração ocasionadas pelo tráfego. Esses modelos são utilizados no dimensionamento de pavimentos em conjunto com as chamadas funções de transferência laboratório-campo, funções essas que relacionam o desempenho de uma mistura em laboratório com o seu comportamento em campo. Sabe-se que em campo diversos fatores interferem diretamente no comportamento das misturas asfálticas, tais como o envelhecimento do ligante asfáltico, composição do tráfego, variação da temperatura e da umidade.

Recentemente, grandes esforços estão sendo envidados em pesquisas com o objetivo de melhor compreender o fenômeno da evolução das trincas em revestimentos asfálticos. Esses estudos estão sendo voltados para o entendimento do comportamento mecânico da estrutura do pavimento. O uso das metodologias desenvolvidas com base na teoria das camadas elásticas (lineares ou não lineares) vem ganhando destaque no dimensionamento de pavimentos. Para isso, os materiais que fazem parte das camadas de um pavimento são caracterizados como materiais elásticos, lineares ou não, dependendo do tipo de material

empregado. Mais recentemente, a AASHTO (*American Association of State Highway and Transportation Officials*) desenvolveu um guia de dimensionamento de pavimentos baseado em conceitos recentemente aplicados na pavimentação. Neste guia, o revestimento asfáltico é caracterizado como um material viscoelástico, ou seja, seu comportamento mecânico depende da temperatura e do tempo da solicitação imposta no mesmo. Com isso, leva-se em consideração dois aspectos que até então não eram avaliados no dimensionamento de pavimentos. A variação da temperatura, assim como a velocidade em que um veículo trafega pela rodovia, são fatores que estão diretamente ligados ao comportamento do pavimento como um todo, principalmente no caso do revestimento asfáltico.

Devido às diversas influências existentes no dimensionamento de um pavimento, a necessidade de metodologias mais voltadas para os conceitos mecanísticos se mostra evidente. Até então, o estudo do desenvolvimento de trincas nas misturas asfálticas foi objeto de estudo de algumas pesquisas por meio de teorias originárias da Engenharia Mecânica, como a Teoria da Mecânica da Fratura. Entretanto, essa teoria é aplicada nos casos onde a trinca é existente. Por outro lado, estudos recentes mostram a aplicação de outra teoria da Engenharia Mecânica no estudo da evolução do trincamento em misturas asfálticas, como a Teoria do Dano em Meio Contínuo (DMC), que se preocupa com as respostas macroscópicas ignorando os detalhes físicos no interior do material.

O desenvolvimento tecnológico vem auxiliando a aplicação dessas novas metodologias no estudo do comportamento das estruturas de pavimentos. Novos modelos estão sendo criados e sua aplicabilidade é facilitada pela disponibilidade de códigos numéricos que resultam na agilidade da obtenção das respostas. Com isso, acredita-se que o dimensionamento de pavimentos entra em uma fase onde os conceitos mecanísticos estão mais presentes, minimizando a dependência dos modelos baseados apenas em observações.

1.2. MOTIVAÇÃO

A aplicabilidade da Teoria do Dano em Meio Contínuo em materiais elásticos é comprovada pelas diversas pesquisas existentes a respeito. Já sua aplicação em materiais viscoelásticos é mais recente, principalmente nas misturas asfálticas. A metodologia desenvolvida para o uso dessa teoria em misturas asfálticas é baseada nos conceitos do princípio da correspondência elástica-viscoelástica e na Teoria do Trabalho Potencial. Os trabalhos existentes a respeito procuram estudar a evolução do dano no interior da mistura por meio de ensaios laboratoriais de fadiga. Entretanto, até então, os resultados obtidos estão relacionados com ensaios uniaxiais em amostras cilíndricas, não tendo sua aplicabilidade desenvolvida para os ensaios a flexão. Além disso, as misturas utilizadas nas pesquisas são geralmente produzidas com

ligantes convencionais, existindo poucos resultados com misturas asfálticas utilizando ligantes modificados.

Sabidamente, ensaios uniaxiais de fadiga a tração ainda são procedimentos complexos e de difícil execução em laboratório. Já os ensaios de fadiga à flexão são mais comumente encontrados nos centros de pesquisas e sua execução não necessita de grandes esforços. Deve-se avaliar, contudo, a quantidade de informação desejada para, então, definir o tipo de ensaio que se pretende realizar. Diante da possibilidade de realizar ensaios de fadiga à flexão no Laboratório avançado de Pavimentação (*Advanced Pavement Laboratory - APL*) da Universidade Estadual do Arizona (*Arizona State University - ASU*), procurou-se aplicar a metodologia baseada na Teoria do Dano em Meio Contínuo com o objetivo de validar o seu uso em ensaios à flexão.

Além disso, o Estado do Arizona é pioneiro na aplicação de misturas modificadas com borracha de pneu. Essas misturas possuem elevada resistência ao desenvolvimento da fadiga quando comparadas com as misturas convencionais. Dessa forma, por meio dos projetos desenvolvidos pelo Departamento de Transportes do Arizona (*Arizona Department of Transportation - ADOT*), foi possível realizar ensaios de fadiga à flexão em misturas modificadas e aplicar a metodologia baseada na Teoria do Dano em Meio Contínuo para, assim, comparar o desempenho das misturas modificadas e convencionais quanto à evolução do dano.

Por fim, diante da possibilidade da utilização de um código numérico, que permite o uso de modelos baseados na Teoria do Dano em Meio Contínuo, considerando também a viscoelasticidade inerente das misturas asfálticas, procurou-se avaliar o comportamento de estruturas de pavimento tipicamente utilizadas no Estado do Arizona. Considera-se que esses procedimentos de análise estão de acordo com a tendência de utilização de conceitos baseados na mecânica dos pavimentos, minimizando a utilização de funções baseadas em conceitos empíricos.

1.3. OBJETIVOS E METODOLOGIA

O principal objetivo deste trabalho é verificar a aplicabilidade da Teoria de Dano em Meio Contínuo para a previsão da evolução da fadiga em misturas asfálticas convencionais e misturas modificadas com borracha, sob condições controladas em laboratório e sob condições de emprego em estruturas de pavimentos flexíveis reais ou hipotéticos. A Teoria do Dano em Meio Contínuo permite estudar o fenômeno da fadiga por procedimentos mais próximos da mecânica, viabilizando-se novas análises que até então não eram possíveis de serem utilizadas pelas metodologias tradicionalmente utilizadas. Dessa forma, observa-se a

possibilidade de reduzir a dependência das funções de transferência laboratório-campo. Pretende-se ainda verificar a possibilidade de caracterização do comportamento mecânico do material por meio de curvas típicas para cada mistura, as quais são obtidas a partir de ensaios de fadiga em vigotas prismáticas, sob diferentes condições de carregamento.

Os ensaios de módulo dinâmico visam à obtenção das chamadas Curvas Mestras, analisadas com base nos preceitos da Teoria da Viscoelasticidade e no princípio de superposição tempo-temperatura. Os ensaios de fadiga visam a obter parâmetros de ruptura das misturas sujeitas a carregamentos cíclicos, analisados sob a ótica da Teoria de Dano em Meio Contínuo. Para atingir os objetivos acima, a metodologia de pesquisa englobou ensaios de laboratório, análises teóricas, visitas de campo e simulações numéricas. Os principais passos da pesquisa são descritos a seguir:

Inicialmente, as misturas asfálticas foram caracterizadas utilizando ensaios de módulo dinâmico em amostras cilíndricas. Em seguida, os ensaios de fadiga forneceram resultados que permitiram a determinação das curvas características para cada nível de solicitação imposta na mistura. A unicidade das curvas características foi verificada e os parâmetros obtidos puderam ser analisados juntamente com as propriedades mecânicas das misturas. Em seguida, de posse de alguns resultados experimentais, simulações numéricas de algumas estruturas de pavimentos tiveram como objetivo demonstrar a aplicabilidade e potencialidade do modelo utilizado, permitindo a visualização da evolução do dano no interior do revestimento asfáltico.

1.4. ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO

Este trabalho está dividido em oito capítulos e quatro apêndices. Este capítulo de INTRODUÇÃO, MOTIVAÇÃO E OBJETIVOS apresenta uma breve introdução sobre o assunto em questão, juntamente com a motivação que levou a realização deste trabalho e os objetivos pretendidos. Também, uma breve descrição do que compõe cada etapa desta pesquisa é feita.

Em seguida, o capítulo REVISÃO BIBLIOGRÁFICA apresenta os principais conceitos relacionados ao fenômeno da fadiga em revestimentos asfálticos, relatando o desenvolvimento histórico das principais pesquisas existente até os dias de hoje, bem como a apresentação da metodologia baseada nos conceitos da Teoria do Dano em Meio Contínuo. O capítulo MATERIAIS E METODOLOGIA apresenta as características das misturas asfálticas, os procedimentos dos ensaios realizados, e as metodologias utilizadas nas análises dos resultados.

O capítulo CARACTERIZAÇÃO VISCOELÁSTICA DAS MISTURAS ASFÁLTICAS apresenta os resultados obtidos pelos ensaios de módulo dinâmico para a obtenção das propriedades fundamentais das misturas utilizadas. Em seguida, o capítulo ANÁLISE TRADICIONAL DOS ENSAIOS DE FADIGA À FLEXÃO procurou apresentar os resultados obtidos e os principais resultados obtidos pelos modelos usualmente aplicados em misturas asfálticas. O capítulo APLICAÇÃO DA TEORIA DO DANO EM MEIO CONTÍNUO NOS ENSAIOS DE FADIGA À FLEXÃO apresenta a aplicação do modelo descrito nos ensaios realizados, procurando caracterizar as misturas asfálticas e obtendo parâmetros que puderam ser relacionados com as propriedades das misturas.

O capítulo ANÁLISES NUMÉRICAS apresenta a aplicação da metodologia descrita em um código numérico, avaliando o comportamento de uma estrutura de pavimento utilizando as propriedades dos materiais obtidas durante esta pesquisa. Por fim, o capítulo CONCLUSÕES apresenta as considerações obtidas durante o trabalho, discutindo os aspectos mais relevantes e avaliando os resultados apresentados.

Capítulo II

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1. INTRODUÇÃO

Este capítulo visa apresentar os princípios teóricos nos quais as análises realizadas foram baseadas. As teorias aqui descritas têm como objetivo facilitar o entendimento relativo ao assunto que trata este trabalho, relatando os diversos conceitos existentes na literatura científica, bem como se posicionar, de maneira crítica, com relação às conclusões obtidas pelos respectivos autores. Inicialmente, a viscoelasticidade é descrita de forma sucinta, com seus principais conceitos e com as atuais aplicações na caracterização das misturas asfálticas. Cabe ressaltar que apenas uma pequena parte da teoria é aqui descrita e que melhores detalhes deverão ser obtidos nas referências que tratam do assunto com maior profundidade. Em seguida, os conceitos relativos à caracterização da fadiga em misturas asfálticas serão tratados por meio de uma abordagem histórica inicial, contemplando os principais estudos realizados, os modelos desenvolvidos pelas pesquisas e os critérios de ruptura existentes atualmente. Mais ainda, serão descritos os ensaios realizados atualmente e os principais fatores que interferem diretamente na vida de fadiga de uma mistura asfáltica.

A parte final do capítulo trata do uso da teoria do Dano em Meio Contínuo no estudo da fadiga em misturas asfálticas. Inicialmente será feita uma introdução dos principais conceitos relativos ao dano e, em seguida, o relato de algumas pesquisas onde o tema é abordado para a utilização em misturas asfálticas. A metodologia usada nesse trabalho é descrita em seguida, sendo discutida a utilização da mesma em algumas pesquisas e suas potencialidades futuras no trato do estudo da fadiga em misturas asfálticas.

2.2. VISCOELASTICIDADE EM MISTURAS ASFÁLTICAS

É comum observar em certos trabalhos científicos, a afirmação que uma mistura asfáltica tem um comportamento viscoelástico. Entretanto, é sabido que para determinadas condições, não muito raras, a resposta de um concreto asfáltico tem parcelas elásticas, plásticas e viscoplásticas. A Figura 2.1, tradicionalmente utilizada em trabalhos de modelagem de misturas asfálticas, mostra a separação das diferentes parcelas de deformação quando um material visco-elastoplástico é submetido a uma sollicitação particular. Aplicando-se certo

valor de tensão em um material viscoelástico, e mantendo-a constante por um período T_L , o material viscoelástico responde, inicialmente, com uma deformação ϵ_0 , composta de uma parcela elástica (ϵ_e) e uma parcela plástica (ϵ_p). Em seguida, deformações viscoelásticas e viscoplásticas (ϵ_{ve} e ϵ_{vp}) desenvolvem-se durante o período em que o carregamento é aplicado. No momento em que há o descarregamento, observa-se o desenvolvimento de uma deformação elástica instantânea, seguida da parcela viscoelástica durante o período sem carga (T_R). Com a seqüência de carregamentos, o material irá acumular deformações plásticas.

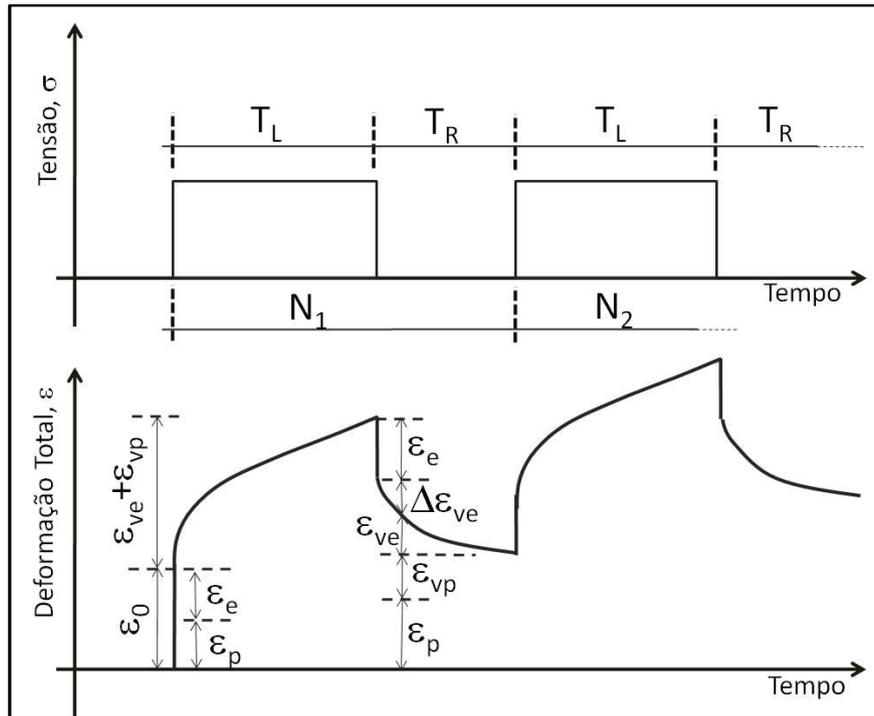


Figura 2.1 – Representação esquemática das várias componentes de deformação (Modificado – Sides et al. 1985).

Para estes tipos de materiais, dependendo da magnitude, tempo, taxa e temperatura do carregamento, as várias parcelas podem ocupar diferentes graus de importância na resposta à solicitação. Dessa forma, acredita-se que é preciso especificar cuidadosamente quais parcelas estarão envolvidas nos ensaios e análises realizadas em uma determinada pesquisa. De certa forma, nas condições de carregamento e temperatura onde as trincas de fadiga passam a ser consideradas o fator de maior preocupação em um pavimento, pode-se aceitar que a suposição da viscoelasticidade seja válida. Diante do exposto, apenas os conceitos relacionados com a viscoelasticidade serão tratados nesse trabalho. Entretanto, quando a deformação permanente passa a ser preponderante nas análises de uma mistura asfáltica, a resposta viscoplástica deve estar presente nas análises.

Dentre os primeiros trabalhos em que a viscoelasticidade foi utilizada para o estudo de misturas asfálticas, pode-se destacar o estudo de Sayegh (1967), no qual foram realizados alguns ensaios de caracterização das propriedades viscoelásticas e onde algumas expressões analíticas foram formuladas. Nesse trabalho, o autor conclui que a completa caracterização do comportamento das misturas pode ser feita por meio de parâmetros relacionados com o índice de vazios, granulometria e porcentagem de betume, além da característica viscosa em função da variação da temperatura. O autor sugere ainda que, um completo entendimento do comportamento das misturas em termos práticos deve-se também a fatores tais como a caracterização não linear das misturas e o estudo da fadiga sob solicitações repetidas.

Segundo Christensen (2003), o desenvolvimento e as várias possíveis aplicações da teoria da viscoelasticidade linear são relativamente recentes, tendo ocorrido, principalmente, pelas aplicações em larga escala de materiais poliméricos. O comportamento desses materiais exhibe respostas mecânicas que estão fora do escopo de teorias como elasticidade linear e a viscosidade. Para ser mais específico, o autor relata que, a teoria da elasticidade leva em consideração os materiais que possuem a capacidade de armazenar energia mecânica sem dissipação de energia, enquanto que um fluido viscoso (Newtoniano) caracteriza-se pela capacidade de dissipar energia e não armazená-la, considerando um estado de tensão não hidrostático.

Existem, então, os materiais que estão fora do escopo dessas duas teorias, aqueles que, de certa forma, caracterizam-se pela capacidade de recuperação parcial do trabalho realizado para deformá-los. Esses materiais possuem a propriedade de dissipar e armazenar energia mecânica. Um material com essas características exhibe uma elasticidade instantânea e também características de fluência, sendo necessário, portanto, uma teoria específica que contemple particularidades da elasticidade e da viscosidade (Christensen 2003). Uma das principais características desses tipos de materiais é sua dependência relativa ao estado de tensões passado, ou seja, a resposta mecânica não depende somente do estado de tensão atual mas também de todo o seu histórico. Essa característica faz com que os materiais viscoelásticos sejam definidos entre aqueles que possuem o efeito memória.

Um material viscoelástico linear pode ser representado pelas chamadas integrais hereditárias ou Integrais de Superposição de Boltzmann. Para materiais viscoelásticos lineares e sem considerar o envelhecimento dos mesmos, a relação constitutiva entre tensão e deformação pode ser definida das seguintes Equações 2.1 e 2.2. De maneira resumida, as integrais mostram que a tensão (ou deformação) em um tempo presente t e sob certa deformação (ou tensão) arbitrária, é a superposição linear de todas as taxas de deformações (ou tensões) aplicadas previamente no tempo τ , multiplicadas pelo valor da função característica do material correspondente no intervalo de tempo $(t-\tau)$ que se passou desde a aplicação da

respectiva deformação (tensão). As duas funções características presentes nas equações são também conhecidas como funções de memória ou hereditárias, pois fazem a ligação do estado presente do material com o previamente observado. Maiores detalhes sobre como tais integrais são obtidas podem ser encontrados em diversas referências sobre a teoria da viscoelasticidade (Ferry 1980; Tschoegl 1989; Christensen 2003).

$$\sigma_{ij} = \int_0^t E_{ijkl}(t - \tau) \cdot \frac{d\varepsilon_{kl}}{d\tau} \cdot d\tau \quad 2.1$$

$$\varepsilon_{ij} = \int_0^t F_{ijkl}(t - \tau) \cdot \frac{d\varepsilon_{kl}}{d\tau} \cdot d\tau \quad 2.2$$

onde σ é a tensão, ε é a deformação, E é a função de relaxação, F é a função de fluência, t é o tempo transcorrido e τ é a variável auxiliar de integração.

As funções E e F representam as propriedades mecânicas de um material viscoelástico e podem ser obtidas em ensaios laboratoriais. De maneira resumida, a função de relaxação define o comportamento do material quando este está submetido a certa deformação constante, com a tensão se desenvolvendo ao longo do tempo. Já a função de fluência define o comportamento do material quando submetido a uma tensão constante, com a deformação se desenvolvendo ao longo do tempo. O módulo de relaxação é mais complexo de ser avaliado, já que a manutenção de uma deformação constante em materiais viscoelásticos não é uma tarefa simples (Kim et al. 2002b). É de extrema importância ressaltar que, apesar de os procedimentos de obtenção das duas funções serem opostos, isso não significa que o módulo de relaxação seja igual ao inverso do módulo de fluência. Isso não é válido no domínio do tempo, ou seja, no plano real. Entretanto, após a utilização da transformada de Laplace, ou seja, no plano complexo, pode-se definir que a transformada da função do módulo de relaxação é a inversa da transformada do módulo de fluência.

As funções definidas acima são obtidas para casos onde o carregamento é monotônico. Entretanto, existem certas situações práticas onde se encontra um material viscoelástico sob solicitações harmônicas ou oscilatórias. Para esses casos, os materiais viscoelásticos são caracterizados por meio do denominado módulo complexo (E^*) e pelo ângulo de fase (φ), duas propriedades que determinam as respostas mecânicas sob condições de solicitações harmônicas em regime permanente. Considerando uma deformação imposta obedecendo a uma função senoidal, de acordo com a Equação 2.3, observa-se que os materiais viscoelásticos apresentam uma resposta mecânica da forma apresentada pela Equação 2.4, ou seja, a deformação senoidal imposta induz uma resposta de tensão, também senoidal, mas defasada por certo ângulo de fase (φ). A Figura 2.2 apresenta um esquema das condições observadas quando se tem um material viscoelástico submetido às solicitações oscilatórias.

$$\varepsilon(t) = \varepsilon_0 \cdot \sin(\omega t) \quad 2.3$$

$$\sigma(t) = \sigma_0 \cdot \sin(\omega t + \varphi) \quad 2.4$$

onde ε_0 é a amplitude de deformação, σ_0 é a amplitude de tensão, ω é a frequência angular e φ é o ângulo de fase.

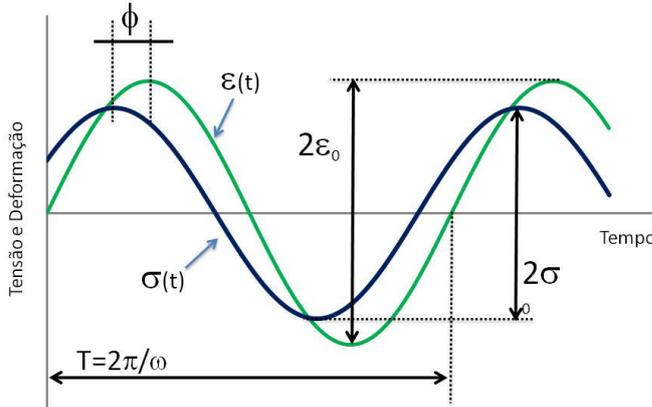


Figura 2.2 – Esquema de um ensaio com solitação harmônica em um material viscoelástico.

O módulo complexo, por ser um número complexo, possui suas partes reais e imaginárias e é definido pela Equação 2.5. As parcelas E' e E'' são parâmetros proporcionais à energia armazenada e dissipada durante um ciclo e são conhecidas como módulo de armazenagem e módulo de perda, respectivamente (Equações 2.6 e 2.7). O valor absoluto do módulo complexo é conhecido como módulo dinâmico¹, definido como a relação entre as amplitudes de tensão e deformação em um carregamento harmônico (Equação 2.8).

$$E^* = E' + i \cdot E'' \quad 2.5$$

$$E' = \frac{\sigma_0}{\varepsilon_0} \cdot \cos(\varphi) = |E^*| \cdot \cos(\varphi) \quad 2.6$$

$$E'' = \frac{\sigma_0}{\varepsilon_0} \cdot \sin(\varphi) = |E^*| \cdot \sin(\varphi) \quad 2.7$$

$$|E^*| = \frac{\sigma_0}{\varepsilon_0} \quad 2.8$$

onde E^* é o módulo complexo, E' e E'' são os módulos de armazenamento e de perda e $|E^*|$ é o módulo dinâmico.

¹ Embora o valor absoluto do módulo complexo seja conhecido como módulo dinâmico, o termo dinâmico não representa de maneira correta o tipo de solitação imposta. Nesse caso, as solitações são harmônicas e consideradas em regime permanente, ou seja, sem nenhum tipo de solitação dinâmica por natureza.

Sabe-se que frequência e temperatura são fatores que interferem diretamente no comportamento de um material viscoelástico. Por limitações dos equipamentos e de tempo, na caracterização mecânica dos materiais asfálticos, particularmente na determinação do seu módulo dinâmico, utiliza-se da determinação da Curva Mestre (*Master Curve*) do material. Tal curva permite a obtenção do módulo dinâmico de uma determinada mistura em qualquer temperatura ou frequência desejada, baseando-se na superposição tempo-temperatura que caracteriza os materiais viscoelásticos.

Uma boa descrição da Curva Mestre é dada por Sayegh (1967). Segundo o autor, o princípio da superposição tempo-temperatura permite a derivação de curvas de propriedades viscoelásticas (módulo, fluência, relaxação, etc.) para certa temperatura T a partir das curvas obtidas para uma temperatura T_1 por meio da translação em um gráfico bi-logarítimo. Se várias curvas isotérmicas são então transformadas para uma temperatura comum, denominada temperatura de referência T_R , obtêm-se uma curva única, denominada Curva Mestre. A Figura 2.3 mostra o esquema de construção da Curva Mestre nos ensaios de módulo dinâmico, em cinco temperaturas e seis frequências. A determinação dos fatores de translação a_T (*shift factors*) pode ser feita por diferentes processos, sendo o mais comum o ajuste de uma função Sigmoidal (Equação 2.9). Vale ressaltar que o módulo dinâmico é atualmente o principal componente na caracterização do revestimento asfáltico na mais recente versão programa de avaliação de pavimentos flexíveis da AASHTO (MEPDG Versão 1.0).

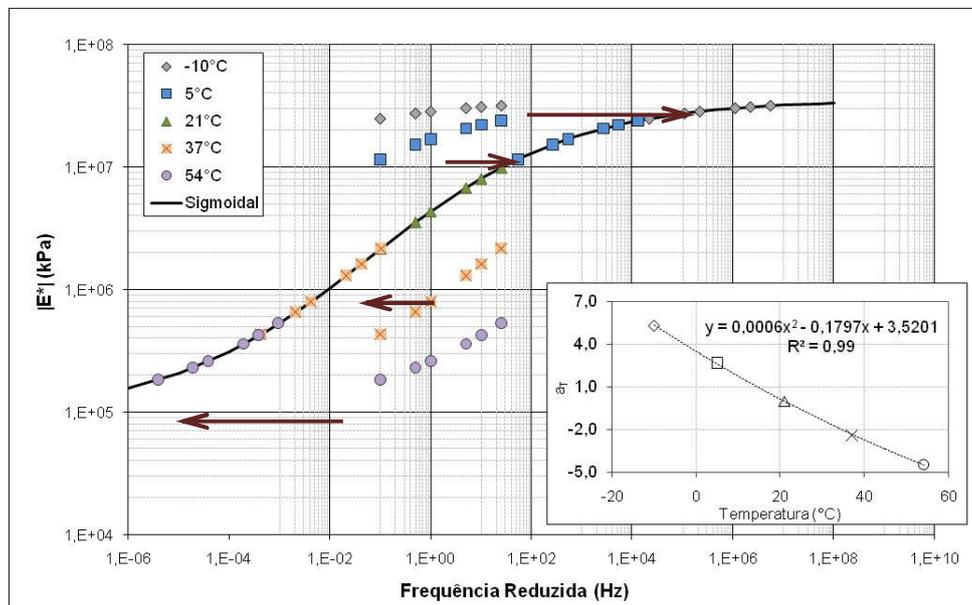


Figura 2.3 – Exemplo de determinação da Curva Mestre de misturas asfálticas para temperatura de referência igual a 21°C.

$$\text{Log}|E^*| = \delta + \frac{\vartheta}{1 + \exp(\beta + \gamma \cdot \text{Log}(1/\omega_r))} \quad 2.9$$

$$\text{Log } a_T(T_i) = a. T_i^2 + b. T_i + c \quad 2.10$$

onde δ, ϑ, β e γ são coeficientes da função, ω_r é a frequência reduzida, a_T é o fator de translação e a, b e c são coeficientes determinados durante a construção da Curva Mestre.

Os coeficientes δ e ϑ dependem da granulometria, da quantidade de ligante e de vazios na amostra. Já os coeficientes β e γ estão relacionado com as características do ligante e com a magnitude de δ e ϑ (Sotil 2005). A Figura 2.4 mostra a sensibilidade da Curva Mestre com a variação dos coeficientes que definem o modelo sigmoidal. O fator de translação é função da temperatura e é definido da seguinte forma:

$$a_T = \frac{t}{t_r} = \frac{\omega_r}{\omega} \quad 2.11$$

onde t é a tempo de carregamento em uma temperatura de interesse, t_r é o tempo de carregamento na temperatura de referência e a_T é o fator de translação função da temperatura.

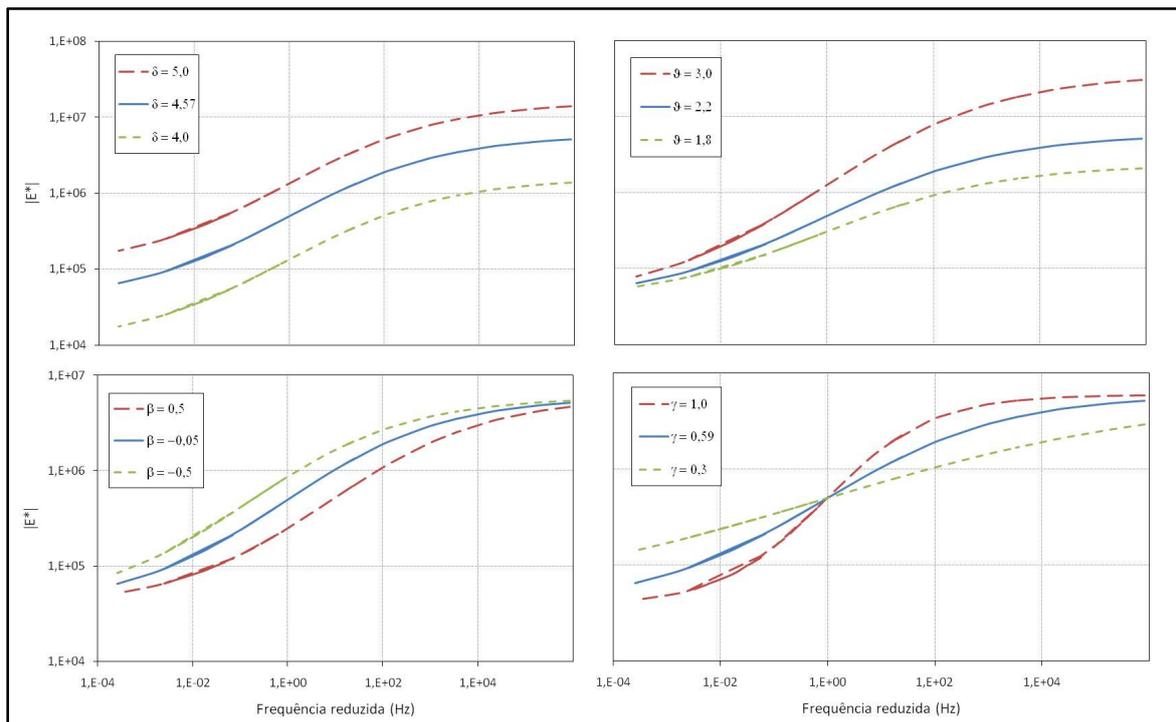


Figura 2.4 – Demonstrativo da sensibilidade da Curva Mestre com a variação dos coeficientes do modelo sigmoidal.

Atualmente, o MEPDG possui três níveis de análises para a determinação do módulo dinâmico para diferentes temperaturas e frequências de carregamento. O primeiro deles leva em consideração os dados obtidos nos ensaios realizados em laboratório sendo, portanto, a

análise mais próxima da realidade. O terceiro módulo de análise permite determinar o módulo dinâmico por meio da equação desenvolvida por Andrei et al. (1999), sob supervisão do Dr. Witczak. A versão existente atualmente no guia foi re-calibrada para novos resultados obtidos em laboratório, ficando da seguinte forma:

$$\begin{aligned} \log|E^*| = & -1,249937 + 0,029232.(p_{200}) - 0,001767.(p_{200})^2 - 0,002841.(p_4) - \\ & -0,058097.(V_v) - 0,8022008.\frac{V_{beff}}{(V_{beff} + V_v)} \\ & + \frac{3,871977 - 0,0021.p_4 + 0,003958.p_{38} - 0,000017.(p_{38})^2 + 0,005470.p_{34}}{1 + e^{(-0,603313 - 0,313351.\log(f) - 0,393532.\log(\eta))}} \end{aligned} \quad 2.12$$

onde: p_{200} , p_4 , p_{34} e p_{38} são as % passante na peneira N° 200 e retida nas peneiras N°4, 3/4" e 3/8", f é a frequência de carregamento (Hz), V_{beff} é a % de ligante em volume, V_v é o volume de vazios, η é a viscosidade em 10^6 (*poise*) e $|E^*|$ é o módulo dinâmico em *psi*.

Essa equação foi determinada com base em mais de 2.800 ensaios de módulo dinâmico realizados em 200 tipos de misturas asfálticas (Witczak et al. 2002). Uma das principais vantagens dessa equação é a possibilidade de prever o valor do módulo dinâmico em situações extremas, ou seja, em temperaturas muito altas ou muito baixas. Essa capacidade está ligada ao formato sigmoidal da formulação.

É importante lembrar que o módulo dinâmico de um material viscoelástico é definido relativamente à frequência de oscilação imposta, ao contrário do domínio do tempo das funções de relaxação e de fluência. Da mesma forma, é extremamente importante lembrar que a obtenção do módulo dinâmico implica uma solicitação contínua, em um estado estacionário. De posse do módulo dinâmico, podem-se obter os módulos de relaxação e de fluência por meio de algumas formas de conversões existentes. Schapery & Park (1999) apresentam algumas formulações aproximadas que permitem a interconversão entre as propriedades viscoelásticas. Dentre elas, a Equação 2.13 permite obter o módulo de relaxação usando o módulo de armazenamento obtido nos ensaios de módulo dinâmico. Essa formulação é muito útil, principalmente devido às dificuldades existentes na realização de ensaios de módulo de relaxação em laboratório.

$$E(t) \cong \frac{1}{\lambda'} \cdot E'(\omega) \Big|_{\omega=(1/t)} \quad 2.13$$

com:

$$\lambda' = \Gamma(1 - m) \cdot \cos(m \cdot \pi/2) \quad 2.14$$

onde $E(t)$ é o módulo de relaxação, Γ é a função Gamma, m é a inclinação na parte linear da Curva Mestre no espaço log-log, $E'(\omega)$ é o módulo de armazenamento.

Essa formulação será usada na determinação do módulo de relaxação das misturas asfálticas utilizadas nesse trabalho, usando os resultados dos ensaios de módulo dinâmico uniaxial em amostras cilíndricas. Maiores detalhes dos procedimentos existentes para conversões entre as propriedades dos materiais viscoelásticos lineares podem ser obtidas em diversas referências (Ferry 1980; Park & Schapery 1999; Schapery & Park 1999; Christensen 2003).

Um dos principais aspectos de um material viscoelástico é sua propriedade de acumular e dissipar energia sob a ação de um carregamento cíclico ou harmônico. Nesse caso, as curvas de carregamento e do descarregamento não são coincidentes no espaço tensão x deformação, formando a denominada histerese, definida como a energia dissipada durante um ciclo completo. Essa energia, sem considerar algum dano ao material, é dissipada na forma de calor e está associada com a defasagem na resposta a um estímulo causado pela dissipação viscosa. Recentemente, diversos autores vêm dando destaque ao estudo da energia dissipada em cada ciclo nos ensaios de fadiga. É de entendimento comum que parte dessa energia é dissipada na forma de calor e parte é dissipada pelo aumento de dano no interior do material, ou seja, pelas mudanças estruturais.

Uma forma simples de visualizar a energia dissipada em um ciclo completo de uma solicitação harmônica poder ser vista na Figura 2.5. Nesse caso, tem-se a resposta da deformação à tensão aplicada defasada de certo ângulo de fase, definido na Figura 2.2. Com o cruzamento da tensão solicitante e a resposta defasada, pode-se facilmente chegar ao gráfico apresentado pela Figura 2.5(b), que representa a histerese formada pela aplicação de um carregamento cíclico em um material viscoelástico. A quantidade de energia dissipada durante um ciclo pode ser determinada integrando o trabalho realizado ao longo de todo o período T (Equação 2.15).

$$W_{ciclo} = \oint_0^T \sigma(t) \cdot d\varepsilon(t) \quad 2.15$$

onde W_{ciclo} é a energia dissipada durante um ciclo e T é o período de um ciclo.

$$W_{ciclo} = \pi \cdot \varepsilon_0 \cdot \sigma_0 \cdot \sin \varphi \quad 2.16$$

onde ε_0 é a amplitude de deformação, σ_0 é a amplitude de tensão e φ é o ângulo de fase.

Considerando uma deformação imposta e a respectiva resposta, caracterizadas pelas Equações 2.3 e 2.4, a energia dissipada em um material viscoelástico é definida na forma da Equação 2.16. A demonstração da formulação apresentada pode ser encontrada com maiores detalhes no Apêndice A. Como pode ser observado, a energia é função das amplitudes de deformação

e tensão aplicadas ao material. No caso dos ensaios de fadiga com amplitude de deformação constante, a tensão aplicada reduz com o tempo, reduzindo conseqüentemente a energia dissipada durante os ensaios. Da mesma forma, para ensaios a tensão controlada, a deformação cresce com o tempo, aumentando a energia dissipada com o número de ciclos.

A caracterização de um material viscoelástico pode ser feita considerando diferentes tipos de ensaios laboratoriais. A escolha do procedimento a ser adotado vai depender do objetivo do estudo a ser realizado e da disponibilidade do equipamento de ensaio. Por outro lado, estudos recentes vêm aplicando as interconversões das propriedades viscoelásticas dos materiais de maneira eficiente, reduzindo, assim, a necessidade de grandes campanhas de ensaios para a caracterização desses materiais. Vale ressaltar que a caracterização viscoelástica dentro do limite da linearidade deve sempre ser observada, reduzindo a possibilidade de induzir dano ao material ou que se atinja o comportamento não linear do mesmo.

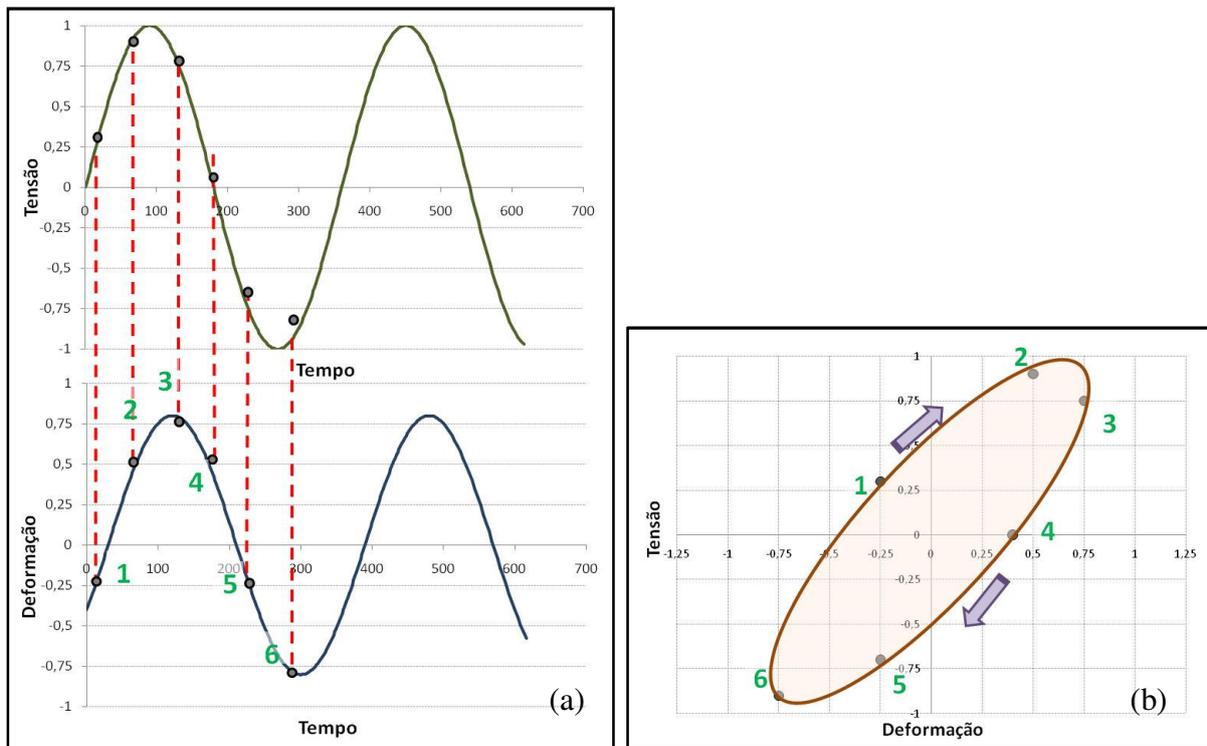


Figura 2.5 – (a) Esquema da solicitação e resposta de um carregamento harmônico em um material viscoelástico; (b) histerese formada pela defasagem da resposta à solicitação aplicada.

2.3. FADIGA EM REVESTIMENTOS ASFÁLTICOS

Particularmente em pavimentação, os revestimentos asfálticos experimentam, usualmente, tensões de tração resultantes das solicitações muito abaixo da tensão última de ruptura, embora o processo repetitivo cause degradações irreversíveis, fenômeno esse conhecido como fadiga. Segundo Tayebali et al. (1994a), a resistência à fadiga das misturas asfálticas é a

habilidade de suportar carregamentos repetidos a flexão sem que trincas se desenvolvam. Entretanto, os ensaios de fadiga com carregamentos a flexão, comuns durante a década de 1990, estão atualmente dividindo espaço com os ensaios uniaxiais em amostras cilíndricas. Dessa forma, a fadiga em misturas asfálticas fica mais bem definida como sendo o processo onde a repetição da deformação principal de tração resulta na redução da rigidez total causada pelas trincas que se desenvolvem no interior da mistura.

Basicamente existem dois tipos de trincas por fadiga em um revestimento asfáltico: trincas iniciadas na base do revestimento e aquelas iniciadas no topo. As primeiras são conhecidas classicamente, no seu estado avançado, como trincas “couro de jacaré”. Com a repetição das solicitações advindas do tráfego e a contínua flexão do revestimento em condições acima de um determinado limite, a tensão/deformação de tração na base da camada irá causar a fadiga do material. As trincas se propagam através da camada asfáltica até atingir a superfície do pavimento, permitindo a entrada de água com o conseqüente colapso da estrutura como um todo. Esse tipo de trinca é e foi tratado por muito tempo como um dos principais defeitos nos pavimentos flexíveis.

Já as trincas conhecidas como *top-down cracking* nascem no topo do pavimento e se propagam para baixo através da camada, até atingir um limite. Pouco ainda se sabe sobre esses tipos de trincas, mas algumas questões podem ser consideradas de senso comum pela comunidade técnica. Nos pavimentos com revestimentos asfálticos espessos, onde pneus com pressões muito altas são comuns, pode-se observar altas concentrações de tensão no bordo do contato pneu-pavimento, possibilitando o aparecimento de trincas longitudinais que se propagam para baixo. O enrijecimento do ligante asfáltico pela oxidação também pode contribuir para a aceleração do processo.

Existem ainda estudos que mostram que ao invés das trincas iniciarem na base ou no topo da camada asfáltica, elas podem ter início no meio da camada, sendo conhecidas como *middle-up cracks* (Al-Qadi 2007). Essa região experimenta altos esforços de tensão cisalhante, podendo ultrapassar os limites críticos de resistência da mistura asfáltica e iniciar uma trinca que se propagará até a superfície.

Molenaar (2007) apresenta um estudo interessante sobre o desenvolvimento de trincas em pavimentos flexíveis. O trabalho baseou-se em dados obtidos em uma pista experimental onde foram feitos estudos com um simulador de tráfego. O autor observou que parte das trincas visíveis na superfície do pavimento estava presente apenas na parte superior do revestimento, enquanto outras iniciavam na base do mesmo. Mais ainda, amostras obtidas na pista mostravam que a base do revestimento estava desintegrada ao redor dos pontos abaixo da trilha de roda. Essas observações levaram o autor a refletir sobre as reais suposições que são

feitas com relação à propagação das trincas nos pavimentos flexíveis. Ele observou que para uma rigidez retro-calculada igual a 50 % da inicial, 20 % da área da superfície apresentava trincas. É importante ressaltar, todavia, que grande parte dessas trincas era superficial, necessitando, assim, reformular a hipótese de que as trincas iniciadas na base são predominantes nos revestimentos asfálticos. Nesse estudo o autor relata que em casos onde o revestimento apresenta-se relativamente com alta rigidez à flexão, trincas iniciadas no topo são predominantes sobre aquelas iniciadas na base. O autor também concluiu que trincas de fadiga na base da camada asfáltica existem, porém mostram-se provavelmente em um formato diferente daquele caracterizado como uma trinca discreta. Finalizando, o autor expõe sua opinião relacionada à previsão do comportamento à fadiga dos revestimentos asfálticos, definindo-a mais como uma “arte” do que uma “ciência”.

Essas e outras considerações permitem concluir que os procedimentos atuais para definição de um critério de ruptura à fadiga em revestimentos asfálticos deverão ser reformulados, levando em consideração as novas observações e estudos realizados sobre propagação de trincas. Antes de entrar no mérito do comportamento em campo das misturas asfálticas, será apresentado um resumo dos principais tipos de ensaios laboratoriais existentes atualmente. Os estudos experimentais permitem criar modelos que posteriormente serão aplicados em campo por meio de funções de transferência.

2.3.1. Ensaios laboratoriais de fadiga em misturas asfálticas

Atualmente, são disponibilizados para as pesquisas em misturas asfálticas alguns tipos de ensaios para o estudo do comportamento à fadiga. Dentre eles, podem-se destacar os ensaios à flexão em vigotas, os ensaios uniaxiais de tração em corpos de prova cilíndricas e os ensaios de fadiga pela compressão diametral em corpos de prova cilíndricos. Além desses, há aqueles experimentos onde se procura simular as camadas do pavimento em laboratório, aplicando-se solicitações similares às aquelas encontradas no campo e coletando as informações referentes ao trincamento resultante. Duas normas principais tratam do assunto de fadiga em misturas asfálticas, sendo elas a americana AASHTO T321-03 e a européia EN 12697-24 - 2004. Basicamente a diferença entre as duas está no fato que a normalização da AASHTO fixa um determinado método para ensaios à fadiga, no caso flexão em vigas a quatro pontos, enquanto que a européia permite a utilização de diferentes procedimentos. Vale ressaltar que a norma européia também apresenta metodologias de cálculos mais adequadas.

Tayebali et al. (1994a) mostram as vantagens e desvantagens dos diferentes ensaios de fadiga em misturas asfálticas. Segundo os autores, um dos principais problemas com os ensaios de fadiga em amostras cilíndricas por compressão diametral é o acúmulo das deformações durante a execução do teste. Tal fato faz com que a vida de fadiga do material seja

subestimada. Outros fatores preocupantes são a impossibilidade de se executar testes a deformação constante, as comuns e inaceitáveis formas de trincamento e as concentrações de tensões. Dessa forma, os autores concluem que só em ocasiões específicas poder-se-iam considerar apropriados os resultados utilizando-se compressão diametral para o estudo da vida de fadiga em misturas asfálticas.

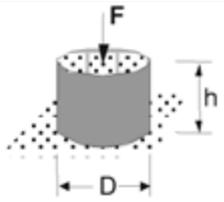
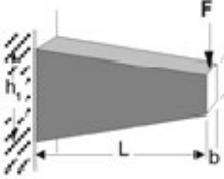
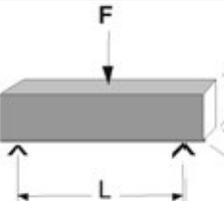
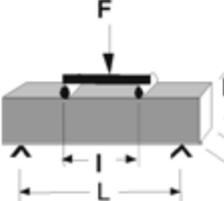
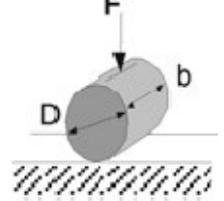
Di Benedetto et al. (2004) apresentam um resumo das principais características dos testes que foram utilizados em um projeto inter-laboratorial para o estudo da fadiga em misturas asfálticas. Dentre todas as geometrias das amostras e equipamentos utilizados, os autores atentam para o fato de que apenas os ensaios uniaxiais de tração em corpos de prova cilíndricos podem considerar um estado de deformação uniforme ou, como citado pelos autores, homogênea. Assume-se que em uma seção transversal, todos os pontos do material estejam experimentando a mesma solicitação. Os ensaios à flexão com vigotas, bem como os testes de tração indireta, são considerados não homogêneos, já que em uma seção transversal do material a deformação/tensão não é constante. A Tabela 2.1 mostra os esquemas dos ensaios existentes à fadiga.

Ensaio para determinação da vida de fadiga em misturas asfálticas são muito sensíveis às condições do equipamento e ao carregamento imposto, resultando assim em uma maior variabilidade e conseqüentemente na necessidade de análises estatísticas das respostas. É de extrema importância, nos ensaios de fadiga, que os transdutores estejam calibrados, que os corpos de prova estejam com suas faces alinhadas, que os sinais de carregamentos impostos estejam dentro do formato esperado, que a rigidez do equipamento seja suficiente para não influenciar nas leituras de força e deslocamento e que a aquisição dos dados seja devidamente verificada (Di Benedetto et al. 2004). Pesquisas recentes vêm mostrando preocupação com a consistência dos valores observados nos materiais testados com aqueles impostos pelos sistemas de carregamento (Chehab 2002; Daniel 2001). Essa discrepância é mais evidente em materiais com maior rigidez e pode influenciar nas propriedades mecânicas dos materiais testados.

Recentemente, um Workshop foi realizado na Universidade de Delft, Holanda, no qual o tema foi especificamente ensaios de fadiga em misturas asfálticas utilizando-se vigas (*1st European Four-Point Bending (4PB) Workshop 2007*). Segundo os organizadores, o objetivo principal do evento foi reunir especialistas de todo o mundo para discutir pesquisas recentes e possíveis melhorias nos equipamentos de fadiga a flexão em quatro pontos. Apesar do crescente uso de ensaios uniaxiais de fadiga em amostras cilíndricas, ficou evidente durante o Workshop que os ensaios à flexão são extremamente importantes e eficientes, produzindo resultados experimentais de grande valia para o entendimento do fenômeno da fadiga em misturas

asfálticas. Além disso, foram discutidas possíveis futuras alterações nas normalizações européias com relação à determinação da resistência à fadiga e a determinação da rigidez.

Tabela 2.1 – Características dos ensaios à fadiga comumente utilizados (Di Benedetto et al. 2004 – modificado).

Tipo Teste	Geometria	Tipo Carregamento	Amplitude do Carregamento (ϵ em 10^{-6} m/m e σ em MPa)
T/C		Tensão – Compressão Homogêneo	Deformação: 100 – 180 Tensão: 0,90
2PB		Flexão - dois pontos Não Homogêneo	Deformação: 140 – 220 Tensão: 1,40
3PB		Flexão - três pontos Não Homogêneo	Deformação: 140 – 220 Tensão: 1,40
4PB		Flexão - quatro pontos Não Homogêneo	Deformação: 140 – 220 Tensão: 1,40
IDT		Tração indireta Não Homogêneo	Máxima Deformação no primeiro ciclo: \approx 25 a 65

Ensaio laboratoriais são de extrema importância no estudo da fadiga em misturas asfálticas. Os modelos produzidos em laboratório permitem definir variáveis que interferem em maior ou menor grau na vida de fadiga dos materiais, contribuindo para um melhor projeto de misturas asfálticas. Entretanto, tais tipos de ensaios demandam prazos que tendem a inviabilizar sua utilização corriqueira na caracterização de um projeto. Desta forma, modelos laboratoriais mais eficazes permitirão otimizar a caracterização das misturas relativamente ao seu comportamento à fadiga. A seguir serão discutidos os modelos de fadiga mais utilizados

até então pela comunidade científica, formulações estas caracterizadas como fenomenológicas.

2.3.2. Modelos de previsões de vida de fadiga utilizando os conceitos tradicionais

Previsões de vida de fadiga das misturas betuminosas tem sido um desafio para diversos centros de pesquisas e agências de transportes. Os modelos iniciais que foram aplicados em misturas asfálticas consideravam uma relação similar àquelas desenvolvidas nos estudos conduzidos por Whöler em metais (Schütz 1996). O modelo (Equação 2.17) relaciona o número de ciclos com a amplitude de deformação inicial imposta ao material, numa escala log-log:

$$N_f = k_1 \cdot \left(\frac{1}{\varepsilon_0}\right)^{k_2} \quad 2.17$$

onde N_f é a vida de fadiga correspondente a um critério de ruptura e k_1 e k_2 são coeficientes determinados experimentalmente.

Entretanto, esse modelo é aplicado a uma dada mistura e não permite previsões de vida de fadiga para misturas com características diferentes daquela na qual o modelo foi determinado. Bonnaure et al. (1980) acharam que o comportamento à fadiga não é só dependente da deformação aplicada mas também pelo módulo do material. Eles, então, propuseram uma formulação conhecida como Modelo Geral (Equação 2.18). Incluindo a rigidez do material na formulação, passa-se indiretamente a ter a influência da temperatura na previsão de vida de fadiga das misturas asfálticas. Monismith et al. (1985) publicaram um relevante trabalho onde também apresentam essa formulação, que relaciona o número de ciclos para a ruptura com a amplitude de deformação aplicada e a rigidez do material:

$$N_f = k_1 \cdot \left(\frac{1}{\varepsilon_0}\right)^{k_2} \cdot \left(\frac{1}{S_0}\right)^{k_3} \quad 2.18$$

onde S_0 é a rigidez inicial da mistura asfáltica e k_1 , k_2 e k_3 são coeficientes determinados experimentalmente.

Baseado nesse modelo, diversos outros foram desenvolvidos por vários pesquisadores. Uma ampla discussão a respeito dos modelos existentes atualmente pode ser encontrada em Tayebali et al. (1994b), Ghuzlan (2001) e Abojaradeh (2003). Dentre os modelos mais conhecidos, pode-se destacar o desenvolvido pelo *Asphalt Institute* MS-1 (1982) e utilizado em seu manual para o dimensionamento estrutural de pavimentos. Nesse modelo, leva-se em conta a quantidade de vazios e de ligante na mistura, permitindo uma maior abrangência para

aplicação em misturas asfálticas. A formulação da vida de fadiga, definida como o número de aplicações para que 20 % da área do pavimento estejam trincadas ou o equivalente a 37 % da área da trilha de roda, é descrita como:

$$N_f = 0,00432 \cdot C \cdot \left(\frac{1}{\varepsilon_0}\right)^{3,291} \cdot \left(\frac{1}{|E^*|}\right)^{0,854} \quad 2.19$$

com $C = 10^M$

$$M = 4,84 \cdot \left[\frac{V_b}{V_v + V_b} - 0,69 \right]$$

onde V_b é a percentagem do volume de ligante e V_v é a percentagem de volume de vazios.

Vale lembrar que tal formulação foi desenvolvida e calibrada para espessuras de revestimentos asfálticos de no mínimo 0,10 m, ou seja, para situações onde a camada asfáltica certamente encontra-se sob uma solicitação característica dos ensaios à tensão controlada.

Tayebali et al. (1994b) apresentam o desenvolvimento de modelos utilizando um banco de dados de ensaios de fadiga a flexão sob deformação constante, num total de 44 misturas diferentes e 196 amostras. Nesse estudo, os autores concluem que os efeitos da rigidez inicial e do ângulo de fase na vida de fadiga podem ser expressos pelo módulo de perda inicial. Além disso, concluem que o efeito dos vazios da mistura pode ser representado com acurácia pela percentagem de vazios preenchidos com asfalto. O modelo resultante deste estudo é:

$$N_f = 2,738 \cdot 10^5 \cdot \exp^{0,077 \cdot VFA} \cdot (\varepsilon_0)^{-3,624} \cdot (S_0'')^{-2,72} \quad (R^2 = 0,79) \quad 2.20$$

onde VFA é a percentagem de vazios preenchidos com asfalto e S_0'' é o módulo de perda inicial (psi).

O modelo de previsão da vida de fadiga para as misturas asfálticas existente no programa MEPDG é uma combinação para condições de carregamento à tensão e deformação controlada. Essa possibilidade se deve à consideração da espessura do revestimento asfáltico na formulação. Basicamente, o modelo é similar ao desenvolvido pelo *Asphalt Institute* (Equação 2.19), embora tenha sido calibrado nacionalmente em campo (para os EUA), contemplando tanto as trincas clássicas iniciadas na base da camada asfáltica, quanto às trincas iniciadas no topo. O modelo final tem a seguinte forma:

$$N_f = 0,00432 \cdot k'_1 \cdot C \cdot \left(\frac{1}{\varepsilon_t}\right)^{3,9492} \cdot \left(\frac{1}{|E^*|}\right)^{1,281} \quad 2.21$$

com $C = 10^M$

$$M = 4,84 \cdot \left[\frac{V_b}{V_v + V_b} - 0,69 \right]$$

a) para trincas iniciando na base do revestimento:

$$k'_1 = \frac{1}{0,000398 + \frac{0,003602}{1 + e^{(11,02 - 3,49 \cdot h_{rev})}}}$$

b) para trincas iniciando no topo do revestimento:

$$k'_1 = \frac{1}{0,01 + \frac{12,0}{1 + e^{(15,676 - 2,8186 \cdot h_{rev})}}}$$

onde h_{rev} é a altura total do revestimento asfáltico (polegadas).

Pode-se perceber que foram apresentados, até agora, dois principais tipos de modelos: o primeiro dependente apenas da deformação e outros que são relacionados com a deformação e com a rigidez do material. Ghuzlan (2001) discute em seu trabalho que durante o projeto NCHRP 1-26 foram estudados os impactos dos fatores deformação e rigidez na vida de fadiga de misturas asfálticas. Os resultados concluíram que o efeito da deformação foi dominante quando comparado com a influência da rigidez nas respostas obtidas.

Além dos modelos de previsão de vida de fadiga que relacionam o número de ciclos com a deformação imposta e a rigidez da mistura, há aqueles que levam em consideração a energia dissipada durante o ensaio. Van Dijk (1975) aplica o conceito da energia dissipada durante as solicitações para estudar a relação com a vida de fadiga das misturas asfálticas. Como já descrito anteriormente, a energia dissipada em cada ciclo é definida pela Equação 2.16. Para determinar a energia acumulada por unidade de volume de material até o término do ensaio, os autores dividem as solicitações em intervalos nos quais utilizam os valores médios da tensão, deformação e do ângulo de fase para, então, calcular a energia dissipada em um intervalo específico. A energia total será então a soma da energia dissipada em todos os intervalos do ensaio. Os autores apresentam resultados que permitem formular a seguinte correlação:

$$W_N = A \cdot (N_f)^z \tag{2.22}$$

onde W_N é a energia dissipada acumulada, A e z são coeficientes determinados experimentalmente.

Segundo os resultados apresentados, os autores concluem que essa relação é única para uma determinada mistura, independente do tipo de teste, da temperatura, do modo de carregamento e da frequência de carregamento, para valores entre 10 e 50 Hz. Apesar da aparente funcionalidade do modelo, nem toda energia dissipada durante o ciclo está relacionada com o aparecimento de dano no material. Dessa forma, os modelos que relacionam a energia dissipada acumulada com a vida de fadiga de uma mistura asfáltica estão, apenas, considerando indiretamente um fenômeno que não está necessariamente relacionado diretamente com o aparecimento da fadiga no material (Ghuzlan 2001).

Da mesma forma que os estudos feitos com os modelos que estão relacionados com a deformação e a rigidez da mistura, Tayebali et al. (1994b) mostram o resultado do desenvolvimento de modelos baseados na energia dissipada inicialmente durante os ensaios de fadiga a flexão. A formulação final obtida, Equação 2.23, relaciona o número de ciclos até a ruptura com a percentagem de vazios preenchidos com asfalto e a energia dissipada inicialmente. Geralmente, considera-se o ciclo de número 50 para obter a energia dissipada no início do ensaio.

$$N_f = 2,365 \cdot \exp^{0,069 \cdot VFA} \cdot (w_0)^{-1,882} \quad (R^2 = 0,76) \quad 2.23$$

onde w_0 é a energia dissipada inicial.

Ghuzlan (2001) apresenta em seu trabalho uma nova metodologia para definição de um modelo de previsão de vida de fadiga. Segundo o autor, a diferença na energia dissipada entre os ciclos “i” e “i+1”, dividida pela energia dissipada no ciclo “i”, representa a percentagem da energia dissipada que causa dano ao material, sob certa deformação ou tensão induzida em um ensaio de fadiga. Cruzando essa relação ($\Delta DE/DE$) com o número de ciclos, os autores mostram que há um período em que os valores são constantes com o número de solicitações, dando a essa região o nome de Valor do Platô (Plateau Value - PV). O trabalho mostra que, para os resultados obtidos, acredita-se que o PV é uma propriedade do material e que se relaciona diretamente com o número de solicitações até a ruptura. A Figura 2.6 apresenta os principais aspectos do trabalho. O modelo desenvolvido em seu trabalho tem a seguinte forma:

$$N_f = k_1 \cdot (PV)^{-k_2} \quad 2.24$$

onde PV é o valor do Platô, k_1 e k_2 são coeficientes determinados experimentalmente.

Todos os modelos aqui descritos dependem da definição de um determinado critério de ruptura. Ainda não há um consenso na definição de um critério único, que possa caracterizar a ruptura em um ensaio laboratorial de fadiga em misturas asfálticas. A seguir serão discutidos os critérios atualmente aceitos e desenvolvidos pela comunidade técnica.

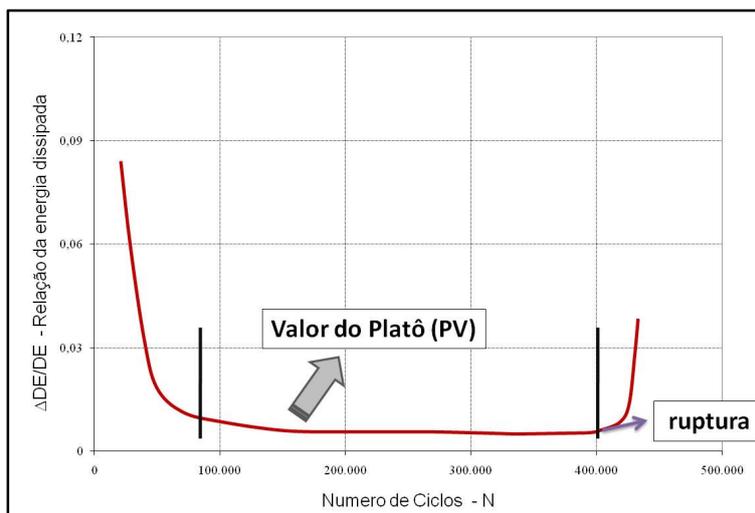


Figura 2.6 – Representação do resultado da relação $\Delta DE/DE$ definida por Ghuzlan (2001) com o número de ciclos.

2.3.3. Critérios de ruptura utilizados nos ensaios de fadiga

A definição do critério de ruptura permite que os resultados de ensaios laboratoriais ou das observações feitas em campo sejam matematicamente trabalhados com o intuito de criar modelos que permitam prever a vida de fadiga das misturas ou revestimentos asfálticos. Entretanto essa não é uma tarefa simples. Ensaios com amplitude de deformação constante não apresentam uma ruptura muito visível, sendo preciso adotar certo critério para que a ruptura seja definida adequadamente. Ao contrário, ensaios com amplitude de tensão constante apresentam uma ruptura de fácil identificação, já que nesses casos a amostra entra em colapso propriamente dito.

Um critério mundialmente aceito e utilizado pela norma AASHTO T321-03 define a ruptura como o ponto no qual a rigidez da amostra reduz para 50 % do valor inicialmente definido, determinado para certo número de ciclos. Esse critério vem sendo utilizado amplamente em diversos trabalhos, com resultados que corroboram sua validade e outros que questionam sua eficácia. Abojaradeh et al. (2007) apresentam um estudo onde resultados de diversos ensaios de fadiga a flexão à deformação e tensão controlada, são reunidos de tal forma que o modelo de previsão da vida de fadiga resulta na definição de um critério de ruptura igual ao previsto atualmente na normalização da AASHTO.

Lundström et al.(2004) mostram resultados de um trabalho onde ensaios de fadiga uniaxiais à tração/compressão foram realizados em diferentes temperaturas. Os autores relatam que os materiais permitem diferentes reduções na rigidez, quando da ruptura, para ensaios sob condições de temperaturas diferentes. Ou seja, testes de fadiga realizados a 10°C irão romper quando alcançarem percentagens de redução da rigidez bem maiores quando da ruptura,

quando comparados com testes realizados a 0°C. Essas observações são importantes já que interferem diretamente na definição de um critério de ruptura, ou seja, o critério passa a ser dependente das condições de ensaios.

Alguns outros trabalhos levam em consideração a taxa da energia dissipada para definir a ruptura em um ensaio de fadiga (Pronk & Hopman 1990; Pronk 1997; Rowe & Bouldin 2000). Dentre esses critérios, existem aqueles que possuem a mesma metodologia para ensaios à deformação e tensão controlada, enquanto outros possuem definições diferentes para cada modo de carregamento.

Segundo Ghuzlan & Carpenter (2000), a premissa para um critério de ruptura é que quando o material rompe, uma grande porção da energia dissipada é direcionada para o desenvolvimento do dano quando se compara com o ciclo anterior. Até que haja esse comportamento dentro da amostra, a ruptura ainda não se caracterizou. Ghuzlan (2001) apresenta um modelo de fadiga baseado na definição do Valor de Platô - PV (Figura 2.6), como descrito anteriormente. Para esse modelo, a definição do critério de ruptura também é função do PV, definindo-o quando os valores aumentam consideravelmente com relação à constância observada. Os autores encontraram correlações do PV com o número de ciclos até a ruptura, criando modelos de previsão da vida de fadiga independentes do modo de carregamento adotado.

A partir dos modelos de previsão, criados pela definição de certo critério de ruptura, pretende-se que essas formulações tenham a capacidade de prever quando certo revestimento asfáltico atingirá a ruptura. No entanto, as condições existentes em laboratório são bem diferentes daquelas existentes no campo. Primeiramente pelo tipo de solicitação aplicada, passando pelos diferentes padrões de temperatura existente nos dois ambientes, até chegar às diferentes características físicas em que os materiais se encontram no campo e no laboratório, consequência dos procedimentos de compactação do material. Essas características são responsáveis pelos resultados diferentes observados em laboratório e em campo, quando se tenta prever a vida de fadiga de um revestimento asfáltico. Outro fator importante e que é reportado em alguns trabalhos, é a capacidade que as misturas asfálticas aplicadas no campo possuem de cicatrizar as trincas, sob condições favoráveis de temperatura e tempo de repouso. Esse fenômeno, conhecido como *healing*, está sendo estudado atualmente, já existindo modelos que levam em consideração tal propriedade (Lee 1996; Pronk 2006).

Dessa forma, para que os modelos possam ser aplicados em previsões de campo, as denominadas funções de transferência laboratório-campo são necessárias para levar em consideração as diferentes variáveis existentes. Abojaradeh (2003) relata que os valores adotados na literatura para adequar as previsões de laboratório às de campo podem variar de 3

a 100, dependendo da espessura do revestimento, do tráfego, das propriedades das misturas e das condições do ambiente. Basicamente, a forma da função de transferência segue a Equação 2.25. O programa MEPDG, por exemplo, possui um modelo de previsão de fadiga calibrado nacionalmente nos EUA, tanto para as trincas clássicas, iniciadas na base do revestimento, quanto para as trincas iniciadas no topo do mesmo.

$$N_{f(campo)} = \beta_f \cdot N_{f(laboratório)} \quad 2.25$$

onde $N_{f(campo)}$ é a vida de fadiga prevista para o campo de acordo com um critério, β_f é a função de transferência e $N_{f(laboratório)}$ é a vida de fadiga determinada em laboratório para um determinado critério.

Os modelos de previsão da vida de fadiga em misturas asfálticas possibilitam realizar estudos que determinam a influência de alguns fatores no comportamento à fadiga. A seguir serão expostos alguns desses fatores que mais interferem no comportamento das misturas.

2.3.4. Fatores que afetam a vida de fadiga em misturas asfálticas

Podem-se dividir em três grandes grupos os fatores que influenciam o comportamento das misturas asfálticas à fadiga: aqueles relacionados com as propriedades do material, as características dos testes utilizados e os fatores relativos à preparação das amostras. Tayebali et al. (1994a) discutem as variáveis que influenciam diretamente na vida de fadiga de um concreto asfáltico. As variáveis consideradas são: tipo do ligante, tipo de agregado, curva granulométrica dos agregados, percentagem de ligante, volume de vazios, temperatura, envelhecimento, as condições de umidade, nível das solicitações e finalmente, mas não menos importante, o tipo de solicitação imposta. De maneira resumida, os resultados de laboratório mostram que misturas com maior rigidez possuem vidas de fadiga menores e que misturas com maior quantidade de ligante são mais resistentes à fadiga. Verificou-se também que a diminuição do índice de vazios melhorou o comportamento à fadiga, embora isso seja dependente do tipo de ligante utilizado. Uma graduação mais fina resulta em uma mistura mais resistente à fadiga, pois essa suporta maior quantidade de ligante, assim como agregados com faces fraturadas aumentam a vida de fadigas das misturas, melhorando a adesividade com o ligante.

O envelhecimento do ligante, e conseqüentemente da mistura, provoca o aumento da rigidez e também a diminuição da vida de fadiga. Entretanto, a influência da rigidez na vida de fadiga em campo depende da espessura da camada do revestimento. Monismith et al. (1985) recomendam que para pavimentos com revestimentos asfálticos espessos, o ideal é a utilização de misturas com rigidez elevada, enquanto que para os que possuem revestimentos

menos espessos, deve-se procurar a utilização de misturas menos rígidas. De maneira indireta, a presença de água dentro de uma mistura asfáltica reduz sua resistência à fadiga por comprometer a interação entre o ligante e o agregado. O tipo de carregamento também é importante na definição da vida de fadiga de uma mistura. Geralmente, ensaios à deformação constante resultam em maiores vida de fadiga. Entretanto, misturas rígidas se comportam melhor em ensaios onde a tensão constante é utilizada. Outros fatores também afetam o comportamento à fadiga, tais como o tipo de equipamento de compactação, intervalos e frequência entre as solicitações, embora em menor grau. Os trabalhos citados aqui fornecem maiores detalhes com relação aos fatores que interferem na vida de fadiga das misturas asfálticas.

2.4. O DANO EM MEIO CONTÍNUO

2.4.1. Introdução

Um dos principais desafios na Engenharia é conseguir prever o comportamento de materiais naturais sob os diversos tipos de solicitações existentes. Entende-se, aqui, que prever um comportamento de um determinado material está diretamente relacionado com a necessidade de aperfeiçoar os projetos, utilizando os conhecimentos científicos e empíricos, de forma a reduzir os custos e aumentar a eficiência dos mesmos.

São vários os materiais na Engenharia Civil que são submetidos a carregamentos cíclicos, apesar de a Engenharia Mecânica ser a área de conhecimento onde os conceitos de fadiga estão mais desenvolvidos em termos científicos e tecnológicos. Mais recentemente, com o desenvolvimento de novos equipamentos laboratoriais e modernas técnicas computacionais, o estudo do dano por carregamentos repetitivos nos materiais aplicados na Engenharia Civil passou a um novo patamar, procurando responder questões até então não completamente compreendidas. Dentre os recentes estudos aonde a teoria da mecânica do dano vem sendo aplicada, destaca-se aqui aqueles referentes ao aparecimento de trincas por fadiga em misturas asfálticas. Um melhor entendimento do comportamento desses materiais, sob carregamentos cíclicos e utilizando novos conceitos, poderá abrir outras fronteiras para pesquisa visando um melhor entendimento deste fenômeno.

Até então, o dano em misturas asfálticas estava restrito aos estudos fenomenológicos baseados nas curvas de Whöler e aqueles relacionados com os conceitos da Mecânica da Fratura (MF). Atualmente, alguns pesquisadores passaram a aplicar conceitos existentes na Engenharia Mecânica, mais precisamente a teoria do Dano em Meio Contínuo (DMC), no estudo da fadiga em misturas asfálticas.

De maneira geral, a MF pressupõe macro-trincas presentes no interior do material, interferindo diretamente no comportamento e nas respostas aos carregamentos impostos. Ao contrário das premissas existentes na teoria da Mecânica da Fratura, a consideração do material como um meio contínuo ignora os detalhes físicos dos defeitos e leva em conta as respostas macroscópicas do material como, por exemplo, seu módulo de rigidez. Krajcinovic (1989), baseando-se no trabalho de Chaboche & Lesne (1988), conclui que a aplicação da teoria do DMC em problemas de fadiga está justificada pelo fato de que a evolução das denominadas micro-trincas não segue as regras da teoria da MF, estabelecidas para a evolução de macro-trincas. Mais ainda, conclui também que o fato de que os processos de dano são diferentes durante a micro-iniciação, micro-propagação e a macro-propagação é obviamente reconhecido. A Figura 2.7 apresenta uma representação simples das macro e micro-trincas consideradas nas duas teorias.

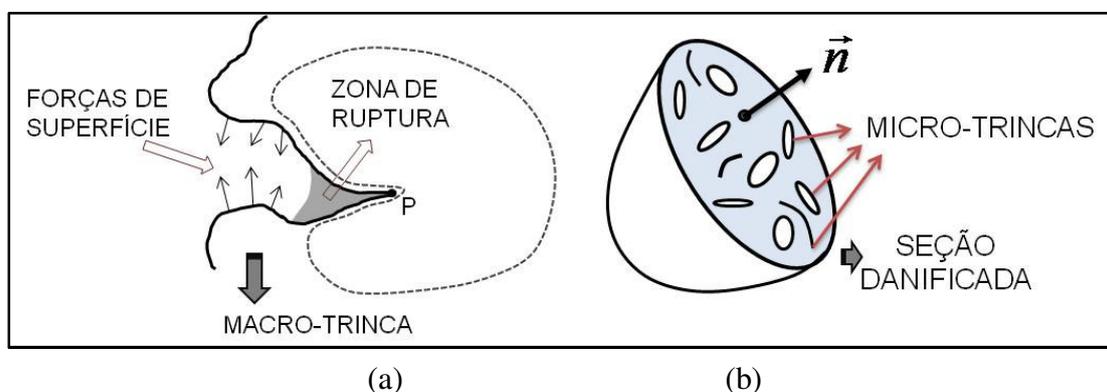


Figura 2.7 – (a) Seção transversal de uma macro-trinca na vizinhança da ponta P. A região de intenso dano, com processo de separação do material é denominada Zona de Ruptura (modificado – Schapery 1984); (b) Representação de um meio contínuo danificado por micro-trincas.

Os primeiros trabalhos que tratam da teoria da mecânica do dano foram publicados a partir da metade do último século. Um dos principais pesquisadores e considerado como pai da teoria, Kachanov (1986) descreve com clareza o fenômeno do aparecimento do dano. Para ele, os materiais utilizados em engenharia, sob condições mecânicas e ambientais desfavoráveis, passam a sofrer mudanças micro-estruturais nas quais, conseqüentemente, minimizam sua resistência. Ainda segundo o autor, quaisquer mudanças estruturais que causam dano são, em geral, irreversíveis, resultando assim em um processo de acréscimo da entropia no corpo em questão.

Lemaitre (1984) afirma que o estágio atual em que a teoria da mecânica do dano alcançou, permite a utilização em aplicações da Engenharia como um todo. Para o autor, dano é, principalmente, o processo de início e crescimento de micro-trincas e cavidades em um meio, sendo Kachanov (1958) o primeiro a introduzir uma variável contínua relacionada com a densidade de tais defeitos. O autor mostra sua convicção de que, em um futuro próximo, a

teoria do DMC será uma das principais ferramentas para analisar a resistência dos materiais como um complemento da MF.

Krajcinovic (1989) relata que a evidência da influência das micro-trincas na resposta mecânica dos sólidos sob certas circunstâncias é muito óbvia para ser desprezada, sugerindo, dessa forma, que a teoria do DMC é uma metodologia racional para lidar com problemas caracterizados pelo papel dominante das micro-trincas na dissipação da energia. Para tal, um modelo somente deverá ser relacionado como um modelo de dano se uma variável de estado interna, de alguma maneira, qualificar (se não quantificar) a densidade das micro-trincas localmente e uma equação cinética definir a evolução do dano com o tempo de aplicação do carregamento. Finalmente, o autor conclui que os resultados observados enfatizam a habilidade da teoria do DMC de prever tendências experimentais com um mínimo de parâmetros obtidos experimentalmente.

De maneira resumida, no processo da formulação da teoria do DMC, tem-se a necessidade para fazer escolhas, de algum modo, arbitrárias. Essas escolhas refletem freqüentemente a preferência individual, resultando, com isso, em modelos diferentes que podem, em alguns casos, ser contraditórios (Krajcinovic 1989). Essas escolhas estão associadas com a seleção de:

- uma representação matemática própria para a variável de dano;
- um forma particular para a densidade de energia de deformação; e
- uma forma apropriada de uma lei cinética, que definirá a evolução do dano no meio contínuo.

Como será apresentado mais adiante, esses três aspectos formarão a base da metodologia que será utilizada neste trabalho para o estudo da evolução do dano em misturas asfálticas.

2.4.2. A variável do Dano

Para descrever as mudanças micro-estruturais ocorridas em um determinado corpo, é necessária a introdução, de acordo com os princípios da termodinâmica irreversível, de variáveis internas que caracterizam o dano ocorrido. Entretanto, a escolha de tais variáveis não é uma tarefa simples. Kachanov (1986) descreve que tal variável pode ser representada por uma entidade matemática, aqui denotada por D . Quando um material está íntegro, o valor de D é nulo e, considerando que não haja recuperação no dano provocado, D é sempre crescente.

Para facilitar o entendimento, considera-se um sólido qualquer que possui, em seu interior, micro-trincas distribuídas uniformemente (Figura 2.8). Segundo Krajcinovic (1989), a medida do dano foi inicialmente definida por Rabotnov (1963), sendo escrita na forma familiar:

$$D_n = \frac{S_D}{S} = \frac{S - S_{eff}}{S} \quad 2.26$$

onde $S_{eff} = S - S_D$ é a área efetiva da seção danificada, S é a área total e S_D é a área danificada.

Inicialmente, a proposta da definição acima, de que a redução da área da seção disponível para transferência de carregamentos é um significado físico do dano, foi aceita sem grandes questionamentos. Entretanto, baseando-se em resultados experimentais, o valor do dano definido desta forma nunca poderia alcançar o valor unitário. Esse problema foi contornado considerando, então, leis de evolução do dano, onde eram definidos limites máximos para o mesmo, ou seja, $D_{max} = 0,5$.

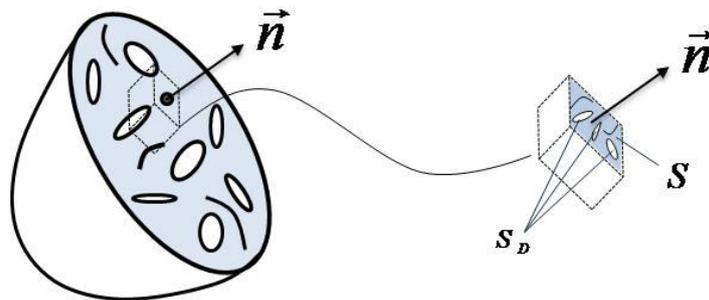


Figura 2.8 – Elemento danificado (modificado – Lemaitre 1984).

Krajcinovic (1989) expõe incertezas relativas ao parâmetro de dano quando definido em termos da capacidade de transmissão de tensões por meio das micro-trincas existentes no interior do material. Como exemplo, pode-se considerar a situação apresentada na Figura 2.9, onde se tem duas situações de carregamento uniaxial, à tração e à compressão, em um corpo onde as micro-trincas estão presentes. Fica fácil perceber que a amostra irá se comportar como se estivesse danificada sob o carregamento à tração, já que as micro-trincas não permitem a transmissão deste tipo de esforço. Entretanto, mudando-se o sinal do carregamento, ou seja, com a amostra trabalhando à compressão, ela irá se comportar como um material íntegro, já que a tensão de compressão será transmitida pelas micro-trincas. Assim, como a distribuição das micro-trincas é a mesma, sendo independente do tipo de carregamento aplicado, não se pode dizer que o dano é, da mesma forma, independente para as duas situações de carregamento. Segundo o autor, isso mostra que a distribuição de micro-trincas e o dano não são apenas diferentes termos, mas possuem significados diferentes, já que dependerá das circunstâncias em que o material se encontra.

A escolha desse parâmetro também deve estar baseada em sua representatividade física, ou seja, preferencialmente que ele possa ter algum significado simples e de fácil obtenção. Fica claro notar a inviabilidade em se obter medidas das áreas em uma determinada seção onde há micro-trincas. Lemaitre (1984) apresenta o conceito da tensão efetiva, definida em termos do parâmetro de dano da seguinte forma:

$$\tilde{\sigma} = \frac{\sigma}{1-D} \quad 2.27$$

onde $\tilde{\sigma}$ e σ são as tensões para o material com e sem dano, respectivamente.

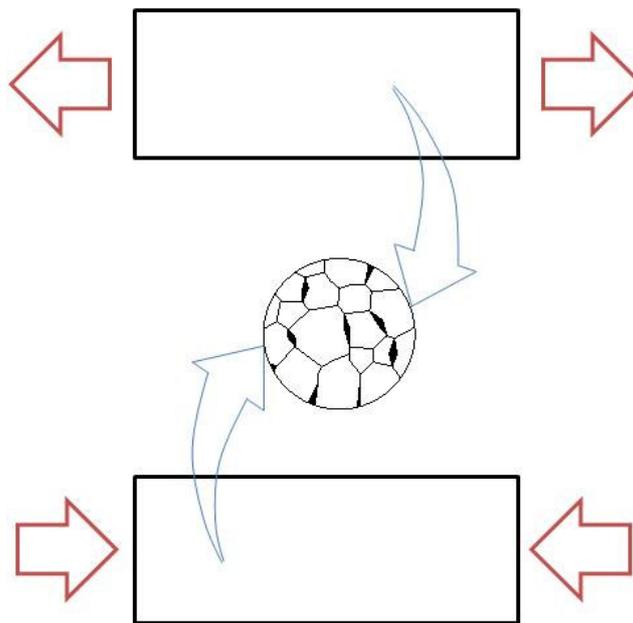


Figura 2.9 – Tração e compressão uniaxial em amostra contendo micro-trincas (modificado – Krajcinovic 1989).

A partir daí, considerando a teoria da elasticidade linear, é simples desenvolver uma definição para o parâmetro de dano que esteja ligada às propriedades mecânicas do material, como o módulo de elasticidade, por exemplo. A formulação mais simples do parâmetro D pode ser expressa por:

$$D = 1 - \frac{\tilde{E}}{E} \quad 2.28$$

onde \tilde{E} e E são os módulos de elasticidade do material com e sem dano, respectivamente.

Fica claro que a medida do parâmetro de dano é feita simplesmente comparando a inclinação das duas curvas tensão x deformação para um material com e sem dano. Vale lembrar que

essa definição do dano preserva o entendimento de que, mesmo com a existência de microtrincas no interior do material mas com solicitações diferentes, poder-se-ia obter um parâmetro de dano diferente em cada caso. Outra consequência deste tipo de consideração é a definição da chamada deformação equivalente. Para Lemaitre (1984), qualquer deformação de um material no qual haja dano pode ser representada por uma equação constitutiva de um material sem dano, apenas substituindo a tensão pela tensão efetiva, definida anteriormente (Equação 2.27). Assim, para uma situação unidimensional linear elástica:

$$\varepsilon_e = \frac{\sigma}{E} \quad \text{sem dano} \quad 2.29$$

$$\varepsilon_e = \frac{\tilde{\sigma}}{E} = \frac{\sigma}{(1-D)E} \quad \text{com dano} \quad 2.30$$

onde ε_e é a deformação elástica.

A direção em que ocorre a distribuição do dano no interior do meio estudado é um ponto importante a ser discutido, pois interfere diretamente no comportamento mecânico do material. A variável do dano discutida até aqui foi definida em termos de um escalar. Essa definição está baseada na hipótese de o dano ser distribuído de forma igualmente aleatória no interior do material, ou seja, assume-se que as medidas das áreas no seu estado original e após a evolução do dano tenham a mesma proporção em qualquer seção através do elemento.

Lemaitre (1984) discute a suposição da isotropia do dano, concluindo que ela é geralmente suficiente para resultar em uma boa previsão para determinar o número de ciclos para a ruptura. Considerando o dano como anisotrópico, a variável torna-se tensorial e o trabalho a ser feito para a identificação dos modelos e a aplicação são muito mais complexos.

Krajcinovic (1989) relata que a maior vantagem em se considerar a variável dano com um escalar é a equivalência entre as equações constitutivas entre um material sem e com dano, bastando, para isso, substituir a tensão pelo conceito de tensão efetiva, já definida anteriormente. Contudo, o autor descreve alguns pontos negativos em se considerar o dano como um escalar. Para ele, raramente pode-se encontrar uma situação onde a distribuição do dano é isotrópica. Da mesma forma Kachanov (1986) afirma que o desenvolvimento do dano torna o material anisotrópico, devendo, assim, o dano ser caracterizado como um tensor de quarta ordem. Generalizações da utilização do dano em meio contínuo para casos onde se considera um meio transversalmente isotrópico será discutida mais tarde.

2.4.3. O Dano em Meio Contínuo aplicado às misturas asfálticas

Como pode ser visto, a simplicidade no entendimento e na potencialidade de utilização da teoria do DMC em aplicações práticas ajudou a difundir a teoria para diversas áreas, principalmente aquelas onde o estudo da evolução do dano sob solicitações repetitivas ainda estava sendo conduzido pelas metodologias baseadas no empiricismo. Não demorou muito para que o uso da teoria do DMC passasse a ser utilizada no estudo da fadiga em revestimentos asfálticos para pavimentação.

Diante da crescente utilização da informática na aquisição e tratamento de dados experimentais e das limitações existentes nos modelos de fadiga até então utilizados, alguns pesquisadores passaram a analisar o desenvolvimento do dano no interior das misturas utilizando conceitos ligados às análises mecânicas. Alguns estudos passaram a considerar o dano como uma redução nas características elásticas das misturas asfálticas, enquanto outros também levaram em consideração a viscoelasticidade de maneira desacoplada. Em ambos os casos, o parâmetro de dano foi considerado como sendo um escalar.

Bodin et al. (2002) apresentam um modelo baseado na elasticidade para descrever o decréscimo da rigidez devido ao desenvolvimento de micro-trincas. As hipóteses usadas assumem a isotropia do material, a evolução do dano sem que haja variação da temperatura e a solicitação como uma função senoidal, permitindo, assim, o formalismo da elasticidade. Os parâmetros do modelo são obtidos em ensaios uniaxiais e depois aplicados em ensaios à flexão por meio de simulações numéricas. Em outro trabalho, Bodin et al. (2004) aperfeiçoam o modelo, incluindo a correção do acréscimo da temperatura durante o ensaio, sendo capaz de simular, inclusive, a terceira fase geralmente existente nos ensaios à fadiga.

Baaj et al. (2003) desenvolveram uma metodologia capaz de determinar uma relação entre o verdadeiro dano devido à fadiga com o nível de deformação para um determinado intervalo de ciclos. Para isso, o cálculo baseia-se na determinação da taxa de dano por ciclo, a qual é corrigida para levar em consideração os efeitos que não são relacionados com fadiga, tais como o aquecimento interno devido as solicitações, a tixotropia, etc. O parâmetro de dano obtido experimentalmente é definido pela Equação 2.31. Além de mostrarem que a evolução do dano é não linear, os resultados obtidos permitiram obter a mesma curva para ensaios à deformação e tensão controlada. Artamendi & Khalid (2005) também usaram esse modelo para o estudo de fadiga em misturas asfálticas e também obtiveram uma curva única para ensaios à deformação e tensão controlada.

$$D_{exp} = 1 - \frac{E_0 - E_N}{E_0} \quad 2.31$$

onde E_0 e E_N são o módulo inicial e o módulo obtido no ciclo N.

Os modelos até aqui apresentados, são aqueles em que a viscoelasticidade não é levada em conta. Entretanto, para desenvolver um modelo capaz de prever a evolução do dano em um material asfáltico de maneira realista, se faz necessária a inclusão das propriedades viscoelásticas desses materiais. Como foi dito anteriormente, em certas condições de temperatura e nível de sollicitação, nas quais o fenômeno das trincas de fadiga está presente, os materiais asfálticos podem ser caracterizados como sendo apenas viscoelásticos. Essa consideração facilita a utilização de diversos conceitos e metodologias desenvolvidas para outros tipos de materiais viscoelásticos, como por exemplo, os polímeros.

Durante os a década de 1980 e 1990, Schapery² desenvolveu uma série de trabalhos nos quais o foco principal era o desenvolvimento de uma modelagem viscoelástica que incluísse a evolução do dano em materiais compósitos. Inicialmente, Schapery (1990), baseando-se nos conceitos dos processos termodinâmicos irreversíveis, desenvolveu uma metodologia para descrever o comportamento mecânico de um meio elástico com evolução do dano. Segundo o autor, a metodologia permite levar em consideração fortes não linearidades além de descrever uma série de mecanismos, incluindo micro e macro-trincas desenvolvidas em materiais monolíticos ou compósitos. Segundo Park et al. (1996), muitos dos modelos de dano são baseados nos princípios da termodinâmica devido ao fato de que o comportamento não elástico dos materiais está intrinsecamente ligado aos processos termodinâmicos irreversíveis, acompanhados da dissipação de energia e mudanças na micro-estrutura.

Em seguida, a metodologia desenvolvida para o meio elástico foi estendida para utilização em materiais viscoelásticos, por meio da utilização do princípio da correspondência elástico-viscoelástica. A partir daí, foi possível estudar a evolução do dano em diversos tipos de materiais viscoelásticos, tais como polímeros, compósitos reforçados com fibras e, inclusive, em misturas asfálticas sob condições específicas. O modelo desenvolvido inicialmente por Schapery e posteriormente utilizado por diversos outros pesquisadores, vem mostrando grande versatilidade em prever a evolução do dano em ensaios laboratoriais. Possibilita, também, o estudo do comportamento de diversas misturas asfálticas face à resistência da evolução do dano, bem como a aplicação numérica considerando modelos viscoelásticos com dano. Diante disso, a seguir serão debatidos, de maneira resumida, os principais aspectos dessa metodologia que é a base teórica das análises e discussões dos resultados dos ensaios laboratoriais realizados para este trabalho.

² R. A. Schapery, Professor da Universidade do Texas, Austin, escreveu diversos artigos relacionados à teoria do dano em meios contínuos para materiais viscoelásticos. Muito dos trabalhos aplicados em pavimentação, nas misturas asfálticas mais precisamente, são baseados em suas análises.

2.4.4. Dano em meio contínuo considerando a Teoria do Trabalho Potencial

Como anteriormente descrito por Krajcinovic (1989), a formulação de um modelo de DMC baseia-se nas escolhas de três principais premissas: representação matemática para a variável de dano, uma formulação particular para a densidade de energia de deformação e uma fórmula apropriada para a lei de evolução. A seguir serão discutidos os principais tópicos desenvolvidos no modelo baseado na Teoria do Trabalho Potencial (*Work Potential Theory - WPT*), não antes de expor brevemente o princípio da correspondência utilizado para a aplicação do mesmo em materiais viscoelásticos.

Princípio da Correspondência Elástico-Viscoelástica

A teoria da viscoelasticidade permite a transformação de problemas viscoelásticos em equivalentes elásticos com a substituição do módulo elástico, sendo, em geral, usada a transformada de Laplace para materiais viscoelásticos lineares (Lee 1996). Este procedimento de correspondência revela uma gama de soluções elásticas que podem ser convertidas para soluções viscoelásticas quasi-estáticas (Christensen 2003).

Schapery (1984) propôs a extensão do princípio para aplicação em materiais viscoelásticos lineares ou não. O autor sugere que as equações constitutivas são idênticas àquelas para os casos em meios elásticos, sendo que as tensões e as deformações não são necessariamente quantidades físicas no corpo viscoelástico, mas sim pseudo-variáveis na forma, por exemplo, da integral:

$$\varepsilon^R = \frac{1}{E_R} \cdot \int_0^t E(t - \tau) \cdot \frac{\partial \varepsilon}{\partial \tau} \cdot d\tau \quad 2.32$$

onde ε^R é a pseudo-deformação e E_R é o módulo de referência (usualmente igual ao valor unitário).

Esse tipo de correspondência não necessita da inversão da transformação, como nos casos onde a transformada de Laplace é utilizada, mas, contudo, é preciso avaliar a integral de convolução (Park et al. 1996). Pode-se reescrever a Equação 2.32 usando-se a Equação 2.1, ou seja:

$$\varepsilon^R = \frac{1}{E_R} \cdot \sigma \quad 2.33$$

Fica clara a correspondência da Equação 2.33 com a lei de Hooke. Dessa forma, pode-se observar que a definição da pseudo-deformação, para os limites lineares do carregamento, ou seja, sem a presença do dano, é simplesmente igual à tensão aplicada ($E_R = 1,0$). Vale

ressaltar que o conceito da pseudo-deformação relembra o conceito da tensão efetiva utilizado classicamente nos estudos do dano em meio contínuo para materiais elásticos (Lundström & Isacsson 2003). Mais recentemente, Kutay et al. (2008) mostram que o significado físico da pseudo-deformação corresponde à tensão linear viscoelástica para uma dada história de deformação.

Work Potential Theory - WPT

Schapery (1990) desenvolveu a WPT para aplicação em meios elásticos e, então, estendeu-a para os meios viscoelásticos. O modelo utiliza variáveis internas de estado para definir as mudanças estruturais ou danos, baseando-se no conceito dos processos irreversíveis da termodinâmica. Segundo Lundström & Isacsson (2003), umas das principais características da WPT desenvolvida é que ela se baseia na suposição de que o trabalho realizado é essencialmente independente da trajetória de carregamento, ou seja, que o acréscimo de dano está somente relacionado com o carregamento externo. Dessa forma, pode-se considerar que o dano seja caracterizado pelas mudanças no parâmetro de dano escolhido e que tais mudanças interferem diretamente nas respostas mecânicas. A teoria desenvolvida por Schapery (1990) para materiais elásticos é basicamente fundamentada em três elementos principais:

- Função Densidade de Energia de Deformação:

$$W = W(\varepsilon_{ij}; D_m) \quad 2.34$$

- Relação tensão-deformação:

$$\sigma_{ij} = \frac{\partial W}{\partial \varepsilon_{ij}} \quad 2.35$$

- Lei de Evolução do Dano:

$$-\frac{\partial W}{\partial D_m} = \frac{\partial W_s}{\partial D_m} \quad 2.36$$

onde σ_{ij} e ε_{ij} são os tensores de tensão e deformação, W é a função densidade de energia, W_s é a energia dissipada devido às mudanças estruturais e m representa o número de parâmetros de danos considerados no modelo.

As Equações 2.34 a 2.36 são definidas para os materiais elásticos e a consideração do princípio da correspondência, por meio do uso das pseudo-variáveis, permite estendê-las para um material viscoelástico, como apresentado por Schapery (1990). Para isso, basta que a deformação e o trabalho sejam substituídos pela pseudo-deformação e pelo pseudo trabalho, respectivamente. Park et al. (1996) justificam a não utilização do lei de evolução do dano apresentada (Equação 2.36) para os materiais viscoelásticos, já que ambos os lados da equação são função da taxa de carregamento. Os autores apresentam uma lei de evolução

similar àquelas já bem conhecidas para os casos da evolução do dano em materiais viscoelásticos:

$$\dot{D}_m = \left(-\frac{\partial W^R}{\partial D_m} \right)^{\alpha_m} \quad 2.37$$

onde $W^R = W(\varepsilon_{ij}^R; D_m)$ é a densidade da energia de pseudo-deformação e α_m é uma constante dependente do material e m representa cada variável de dano utilizada, sem implicar soma sobre índices repetidos.

Park et al. (1996) mostram que a simplicidade da Equação 2.37) implica numa unidade complexa para o parâmetro de dano D , sendo ela $[tensão]^{\alpha/(1+\alpha)} [tempo]^{1/(1+\alpha)}$. O parâmetro α é considerado uma propriedade do material. Algumas definições e correlações podem ser encontradas em trabalhos relacionados, mas ainda existem incertezas relativas à sua determinação. A primeira definição apresentada na literatura, relaciona o valor de α com as propriedades viscoelásticas do material, em específico, o parâmetro definido nas curvas dos ensaios de fluência ou relaxação. Outros autores o relacionam com a inclinação da parte central da Curva Mestra obtida com o ensaio de Módulo Dinâmico ($|E^*|$). Há ainda relações entre o parâmetro α e o coeficiente k_2 definido na Equação 2.17, obtido nas análises tradicionais descritas anteriormente. Alguns trabalhos publicados não mostram o parâmetro α como dependente da temperatura, entretanto, como será discutido nas análises dos resultados, procurou-se verificar a influência da temperatura sobre o mesmo nos ensaios realizados neste trabalho.

A utilização da metodologia descrita em misturas asfálticas tem como objetivo principal obter a evolução do dano correspondente às solicitações repetitivas existentes em um pavimento rodoviário. Esta evolução é, segundo o modelo, descrita pela denominada Curva Característica, uma propriedade única de cada material em condições específicas de solicitação. Para a determinação da Curva Característica, basicamente precisa-se de dois parâmetros: o dano e a chamada pseudo-rigidez do material. Com o cruzamento desses dois parâmetros durante a realização de um ensaio de fadiga, pode-se observar a evolução do dano no interior do mesmo. A metodologia para determinação desses parâmetros será descrita no Capítulo 3, com as formulações e considerações utilizadas para as análises realizadas nesse trabalho. O parâmetro de dano será determinado a partir da derivação da Equação 2.37. A pseudo-rigidez é definida como a relação entre a tensão experimentada pelo material e a pseudo-deformação, ou seja:

$$C = \frac{\sigma}{\varepsilon^R} \quad 2.38$$

onde C é a pseudo-rigidez.

A Figura 2.10 mostra graficamente como a evolução do dano, determinado pela teoria do DMC, se dá ao longo de um ensaio de fadiga, podendo ser modelada por formulações diversas, sendo mais comumente usada a Equação 2.39.

$$C = C_0 - C_1 \cdot D^{C_2} \quad 2.39$$

onde C_i são os coeficientes determinados experimentalmente.

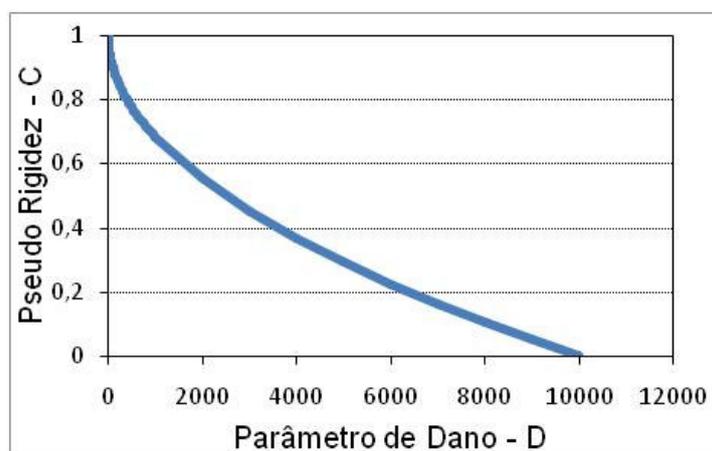


Figura 2.10 – Visualização da Curva Característica para um ensaio de fadiga, mostrando a evolução do dano no interior do material.

Um dos primeiros trabalhos que utilizaram a metodologia desenvolvida por Schapery para o estudo da evolução do dano em materiais asfálticos foi realizado por Kim & Little (1990). Para aplicar a metodologia, foram realizados ensaios uniaxiais em amostras prismáticas de areia-asfalto com carregamentos monotônicos e cíclicos. Os resultados mostraram que o modelo previu de maneira satisfatória os efeitos das seqüências de carregamentos com várias amplitudes, bem como o efeito dos períodos de descanso.

Park et al. (1996) apresentam a utilizam a teoria do DMC com viscoelasticidade para misturas asfálticas. Segundo os autores, esses tipos materiais experimentam significativas quantidades de micro-trincas durante a vida de serviço, podendo ser essa a causa da não linearidade observada. Ensaio à tração com carregamento monotônico foram aplicados em amostras cilíndricas e a caracterização viscoelástica foi feita por meio de ensaios de fluência (*creep*) em diferentes temperaturas. Os resultados mostraram que as formulações desenvolvidas para tensão x deformação e para lei de evolução do dano são consistentes com as observações experimentais.

Lee & Kim (1998a e 1998b) apresentam a utilização do DMC considerando a viscoelasticidade para o estudo do carregamento cíclico e da cicatrização das misturas asfálticas. Ambos os trabalhos foram baseados no trabalho desenvolvido por Lee (1996) durante seu doutorado. As características viscoelásticas dos materiais foram determinadas por meio de ensaios uniaxiais de fluência e relaxação, realizados em diferentes temperaturas. De acordo com os resultados, o modelo constitutivo desenvolvido para ensaios à deformação controlada foi utilizado com sucesso em ensaios à tensão controlada. Da mesma forma, o acúmulo do dano, bem como a cicatrização das micro-trincas puderam ser modeladas utilizando a teoria do DMC e o princípio da correspondência elástico-viscoelástica. A Figura 2.11 mostra os resultados das histereses previstas pelo modelo para ensaios à deformação controlada.

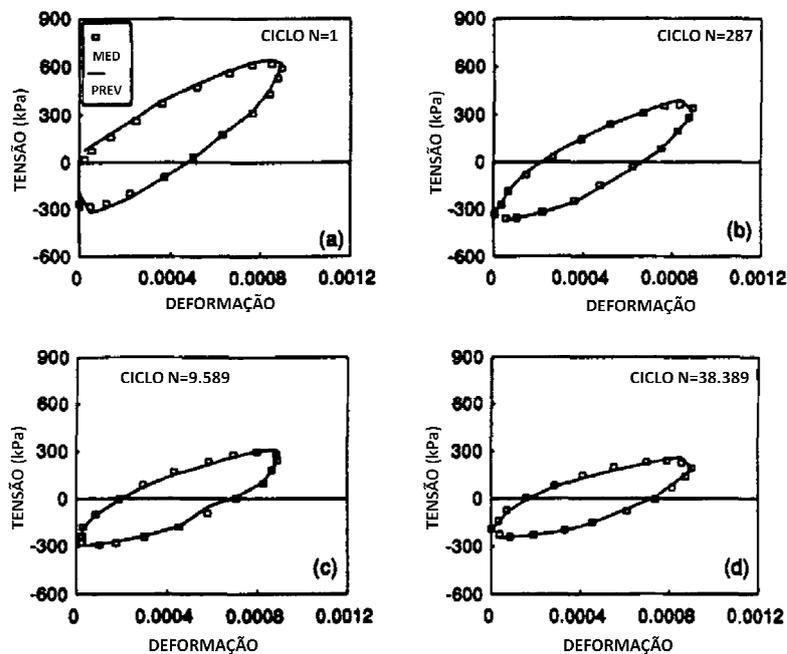


Figura 2.11 – Validação do modelo na previsão das histereses para ensaios à deformação controlada. (Modificado – Lee & Kim 1998).

Em seguida, Lee et al. (2000) apresentam um modelo de fadiga baseado nos conceitos do DMC considerando a viscoelasticidade. De acordo com os autores, a metodologia fenomenológica, amplamente utilizada para caracterização à fadiga das misturas asfálticas, não leva em consideração a evolução do dano ao longo das solicitações, sendo válida apenas para dadas condições de carregamento e temperatura, não permitindo a utilização em condições realistas de carregamentos. Uma metodologia baseada nas relações entre tensão e deformação, que forma a base da análise mecânica, permite desenvolver relações entre as propriedades dos materiais e o desempenho à fadiga, que podem ser efetivamente utilizadas para estudos de projetos de misturas mais eficazes. Os resultados sugerem que o modelo permite reduzir o número de ensaios de fadiga para a caracterização da resistência à fadiga de

certa mistura, conseguindo obter um maior número de informações relativas ao comportamento do material. A Figura 2.12 mostra uma comparação entre a vida de fadiga prevista e calculada para dois tipos de misturas, o que demonstra a boa aplicabilidade do modelo. A Equação 2.40 apresenta a formulação desenvolvida pelos autores para o cálculo da vida de fadiga baseando-se em um critério de ruptura definido.

$$N_f = \frac{f \cdot (D_f)^{1+(1-C_2)\alpha}}{[1+(1-C_2)\alpha] \cdot (0,125 \cdot l \cdot C_0 \cdot C_1)^\alpha} \cdot |E^*|^{-2\alpha} \cdot \varepsilon_0^{-2\alpha} \quad 2.40$$

onde D_f é o valor do parâmetro de dano para um critério de ruptura, f é a frequência de ensaio e C_i são os coeficientes da curva característica (Equação 2.39)).

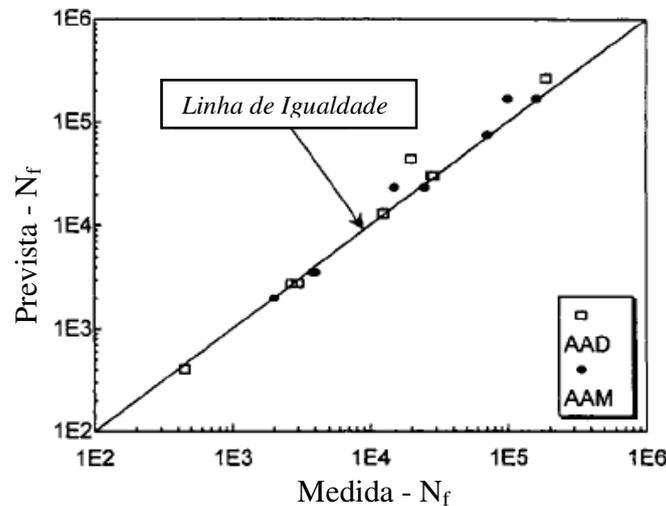


Figura 2.12 – Comparação da vida de fadiga prevista e medida para dois tipos de misturas asfálticas (Modificado – Lee et al. 2000).

Kim et al. (2002) estudaram o efeito dos períodos de descanso nos ensaios de fadiga e os diversos critérios de ruptura à fadiga utilizando os conceitos da teoria do DMC. Para isso, amostras cilíndricas de areia-asfalto foram usadas em ensaios à torção. O modelo uniaxial desenvolvido por Lee (1996) foi aplicado com sucesso para os ensaios à torção. Esse trabalho apresenta também resultados com misturas modificados com borracha de pneu, mostrando que a metodologia se aplica em diferentes tipos de materiais.

Daniel & Kim (2002) apresentam um procedimento simplificado para caracterização de misturas asfálticas à fadiga como auxílio da teoria do DMC. O procedimento baseou-se nos resultados de ensaios uniaxiais realizados em amostras cilíndricas sob diferentes temperaturas e frequências. Foram realizados ensaios monotônicos e cíclicos para este trabalho. De acordo com os resultados, a curva característica obtida para as misturas estudadas é independente da frequência e nível das solicitações, como pode ser visto na Figura 2.13. Da mesma forma,

usando o princípio da correspondência, a curva característica mostrou-se independente da temperatura de ensaio. Os autores mostraram ainda que é possível prever a evolução do dano nos ensaios cíclicos apenas utilizando os resultados de ensaios monotônicos. Dessa forma, o procedimento proposto para caracterização à fadiga apresentado no trabalho permitiu uma grande redução do tempo para realização dos ensaios.

A Figura 2.14 mostra a comparação da curva característica para misturas com graduações e índices de vazios diferentes. Daniel & Kim (2002) explicam que as duas misturas com índice de vazios diferentes apresentaram a curva característica da granulometria mais grossa acima da correspondente mais fina, indicando que misturas mais grossas são mais resistentes ao dano por fadiga em ensaios uniaxiais à tração. Entretanto os autores fazem uma ressalva, relatando que experiências em campo mostram que misturas mais finas se comportam melhor à fadiga do que misturas grossas.

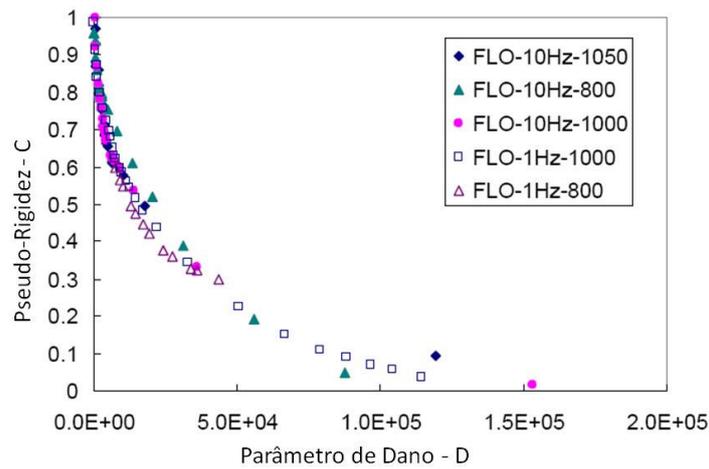


Figura 2.13 – Curva característica para diferentes amplitudes e frequências das solicitações (modificado - Daniel & Kim 2002).

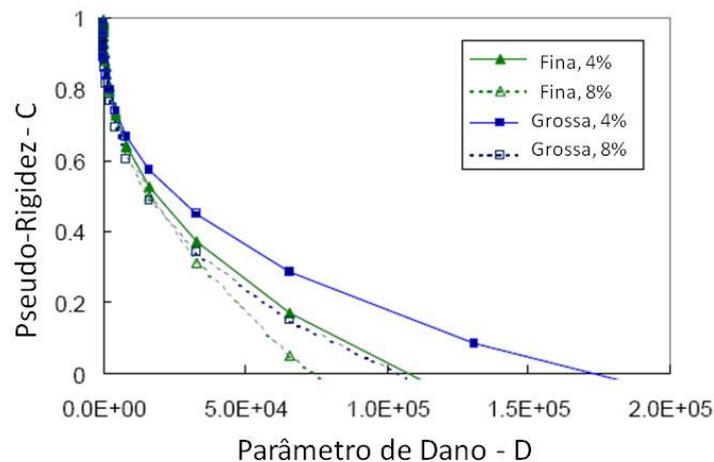


Figura 2.14 – Curva característica para misturas com diferentes graduações e índices de vazios (modificado - Daniel & Kim 2002).

Lundström & Isacsson (2004) realizaram ensaios uniaxiais em amostras cilíndricas e em diferentes tipos de misturas asfálticas, verificando a aplicabilidade da teoria do DMC com viscoelasticidade desenvolvida por Schapery. Segundo os autores, os modelos baseados na mecânica do dano possibilitam a descrição do comportamento próprio do material quando influenciado por micro-trincas, ao contrário do comportamento de certa estrutura, como no caso das análises tradicionais.

Em outro trabalho, os resultados obtidos por Lundström & Isacsson (2003) mostram que a curva característica para certas misturas é única para diferentes níveis de solicitação, para diferentes temperaturas e para os dois modos de carregamento, à tensão e deformação controlada. Entretanto, para certas misturas ensaiadas, os autores tiveram dificuldade em encontrar uma única curva característica (Figura 2.15). As justificativas ficaram na hipótese de que nesses casos, onde o ligante utilizado era pouco viscoso ou em casos onde a temperatura de ensaio era mais alta, a viscoplasticidade pode ter tido influência significativa no comportamento do material. Os resultados obtidos também contrariaram a hipótese de que ensaios monotônicos possuem a mesma evolução do dano que os ensaios cíclicos, como defendido por Daniel & Kim (2002). Os autores mostram também a influência do acréscimo da temperatura na diminuição da rigidez do material, podendo interferir diretamente nos resultados.

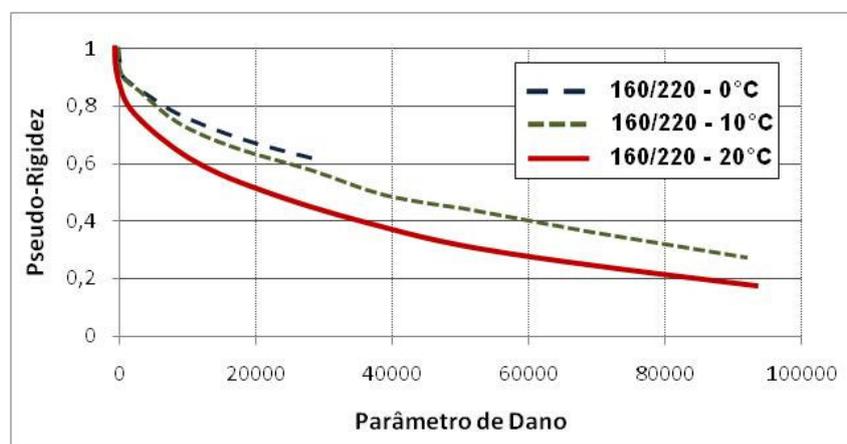


Figura 2.15 – Curva característica para uma mesma mistura em diferentes temperaturas (modificado – Lundström & Isacsson 2003).

Um comparação da curva característica para diferentes ligante é apresentada pela Figura 2.16. Lundström & Isacsson (2003) concluem que misturas mais viscosas exibem um menor decréscimo na pseudo-rigidez para certo parâmetro de dano. Como será discutido nas análises dos resultados, o trabalho aqui desenvolvido irá questionar esse tipo de comparação,

indicando que é preciso levar em conta outras características das misturas para um completo entendimento da evolução do dano.

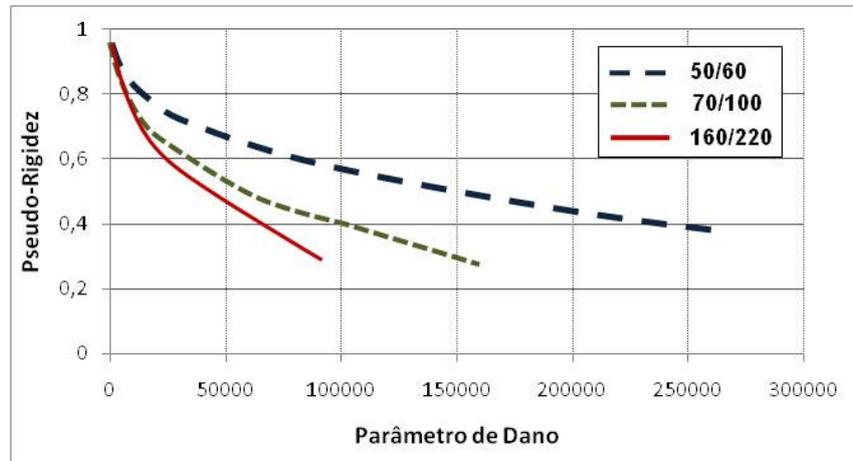


Figura 2.16 – Curva característica para misturas com diferentes tipos de ligantes (modificado – Lundström & Iscasson 2003).

Kim et al. (2006a) apresentaram um estudo em amostras cilíndricas submetidas a ensaios à torção. O modelo utilizado pelos autores para o estudo de fadiga baseou-se naquele aplicado por Lee et al. (2000), embora a evolução do dano devido à fadiga tenha sido avaliada pelas mudanças no módulo não linear e no ângulo de fase. A formulação apresentada no trabalho tem o mesmo aspecto da original, com algumas mudanças na definição da energia de deformação. Com isso, os autores chegaram a uma equação para previsão da vida de fadiga, ou seja:

$$N_f = \frac{f \cdot (D_f)^{1+(1-C_2) \cdot \alpha}}{[1+(1-C_2) \cdot \alpha] \cdot \left(\pi \cdot \frac{I_D}{|G^*|} \cdot C_1 \cdot C_2\right)^\alpha} \cdot |G^*|^{-\alpha} \cdot (\gamma_{max})^{-2 \cdot \alpha} \quad 2.41$$

onde $|G^*|$ é o valor do módulo cisalhante dinâmico, γ_{max} é a amplitude de deformação cisalhante máxima, D_f é o valor do parâmetro de dano na ruptura, I_D é o módulo cisalhante dinâmico inicial (não linear) e C_i são os coeficientes da curva característica (Equação 2.39).

Kim et al. (2006a) expõem que os modelos mecânicos da fadiga são muito mais vantajosos e informativos que aqueles simplesmente determinados por regressões, já que são representados pelos parâmetros de dano e também pelas propriedades fundamentais dos materiais. Nesse mesmo trabalho, os autores iniciam uma discussão sobre a relação entre os parâmetros da curva característica com as propriedades mecânicas das misturas asfálticas. Dessa forma, avaliando os parâmetros do modelo, podem-se escolher misturas que são mais resistentes à fadiga. Após algumas correlações obtidas no estudo, os autores determinaram uma formulação (Equação 2.42) para o cálculo da vida de fadiga sendo apenas função das

propriedades viscoelásticas da mistura asfáltica. Ou seja, conclui-se no trabalho que para previsões aceitáveis da vida de fadiga, necessita-se meramente de alguns ensaios que caracterizam o comportamento viscoelástico do material.

$$N_f = 10^{(3,74 \cdot \alpha + 1,8571)} \cdot f \cdot |G^*|^{-\alpha} \cdot (\gamma_{max})^{-2 \cdot \alpha} \quad 2.42$$

Mais recentemente, Uzan & Levenberg (2007) mostraram um interessante estudo de caracterização de misturas asfálticas à tração. O equipamento desenvolvido nesse trabalho permite um rápido descarregamento da amostra cilíndrica, permitindo uma melhor separação entre as componentes viscoelásticas e viscoplásticas. Um estudo preliminar foi realizado para verificar o grau de anisotropia do material, sendo realizados ensaios sob carregamentos hidrostáticos. Os resultados mostraram que, além de o material ser transversalmente isotrópico, apenas uma função característica (fluência ou relaxação) descreve o comportamento do material na direção axial e radial para condições axissimétricas. Levando em conta que quando uma amostra de mistura asfáltica, sob um carregamento monotônico à tensão, apresenta o valor da sua rigidez reduzindo com o acréscimo de deformação axial, os autores discutem uma nova formulação, considerando que, ao cessar o carregamento, não só parte da rigidez é recuperada mas também algum dano se acumula.

Os resultados obtidos por Uzan & Levenberg (2007) mostraram que a curva característica pode ser função de dois parâmetros: um relacionado com a não linearidade do material e outro relacionado com o próprio dano. Conforme exposto no trabalho, a não linearidade reversível também pode ser chamada de dano recuperável ou, em outras palavras, uma auto-cicatrização num tempo curto. Vale ressaltar que esse trabalho determinou a curva característica por um novo procedimento baseado na viscoelasticidade não linear com dano para carregamentos uniaxiais. A Figura 2.17 mostra a curva característica antes e após a consideração da parcela relativa à não linearidade do material.

As perspectivas de utilização da metodologia descrita aqui são promissoras. Atualmente, encontra-se em andamento um projeto da FHWA (*Federal Highway Administration*) que contempla o desenvolvimento de um modelo multiaxial viscoelastoplástico que leva em consideração a evolução do dano. Esse modelo foi implementado no código FEP++ desenvolvido pela NCSU (*North Caroline State University*). Mun (2003) mostrou em seu trabalho de doutorado a utilização do modelo em uma estrutura de pavimento flexível típica, avaliando a evolução do dano no interior do revestimento asfáltico com o incremento de solicitações. Os resultados mostraram-se bastante coerentes e promissores, conseguindo determinar os principais fatores que influenciam a evolução do dano bem como sua localização. A título de demonstração, a Figura 2.18 ilustra um exemplo dos resultados

encontrados pelo autor, mostrando a evolução do dano para duas espessuras diferentes do revestimento.

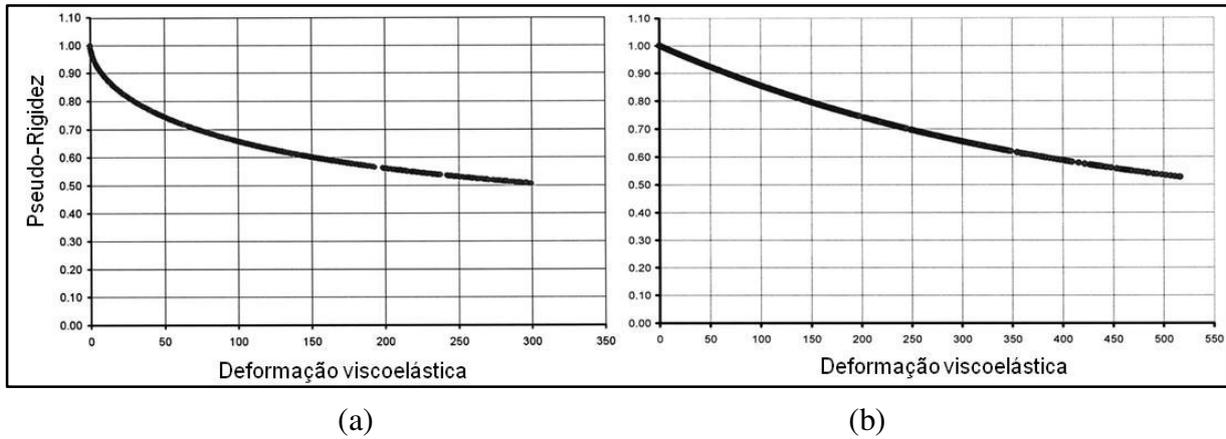


Figura 2.17 – (a) Curva característica sem a consideração da parcela não linear; (b) Curva característica considerando a parcela não linear (modificado – Uzan & Levenberg 2007).

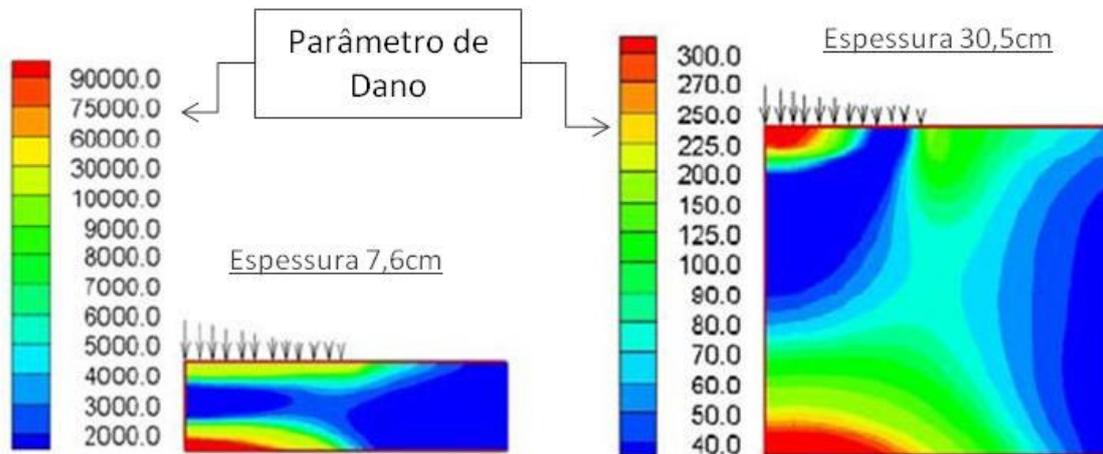


Figura 2.18 – Ilustração que demonstra a evolução do dano no interior do revestimento asfáltico em uma estrutura de pavimento flexível típica (modificado – Mun 2003).

2.5. CONSIDERAÇÕES FINAIS

Ao longo deste capítulo, foram descritos os princípios mais importantes que são o fundamento do desenvolvimento deste trabalho. Por se trabalhar com um material que pode ser caracterizado como viscoelástico sob certas condições, inicialmente foram demonstrados alguns dos conceitos básicos envolvendo a teoria da viscoelasticidade, com suas principais características e propriedades que ajudam no entendimento das teorias utilizadas e relacionadas no decorrer da pesquisa. Em seguida, trataram-se do estudo da fadiga em misturas asfálticas, com sua evolução histórica, os principais modelos desenvolvidos, os ensaios atualmente realizados em laboratório e os principais fatores que interferem na vida de fadiga de um

revestimento asfáltico. Passou-se, então, para a descrição dos conceitos relacionados com a Teoria do Dano em Meio Contínuo, mostrando a definição da variável dano e em seguida algumas metodologias utilizando a mecânica do dano no estudo de sua evolução em misturas asfálticas. Após tais considerações, chegou-se à metodologia baseada nos modelos desenvolvidos por Schapery, utilizando a *Work Potential Theory* e o princípio da correspondência elástico-viscoelástico para o estudo da evolução do dano em materiais viscoelásticos, em especial as misturas asfálticas. Um breve relato das pesquisas realizadas com essa metodologia é então descrito, situando o atual desenvolvimento das análises e mostrando os pontos ainda em discussão. Com as premissas teóricas expostas, passa-se para a descrição da metodologia adotada para a realização dos ensaios e das análises dos resultados.

Capítulo III

3. MATERIAIS E METODOLOGIA

3.1. INTRODUÇÃO

Nesta etapa do trabalho, serão descritos os tipos de materiais utilizados e as metodologias adotadas para produzir os resultados que serão analisados mais a frente. Todos os ensaios laboratoriais foram realizados pelo próprio autor no *Advanced Pavement Laboratory* – APL pertencente à *Arizona State University* – ASU. Os materiais utilizados foram todos obtidos dos projetos desenvolvidos pelo *Arizona Department of Transportation* – ADOT em conjunto com a ASU.

O APL foi criado a partir de um projeto financiado pela FHWA para o desenvolvimento de um ensaio capaz de promover o controle de qualidade das misturas dimensionadas pela metodologia SUPERPAVE, da mesma forma que o ensaio de estabilidade controlava a qualidade das misturas projetadas pela metodologia Marshall. Até então, a metodologia SUPERPAVE baseava-se no controle das especificações dos materiais utilizados e nas características volumétricas das misturas para garantir um comportamento satisfatório em rodovias com baixo volume de tráfego. Para aquelas com volume de tráfego maior, o procedimento indicava a necessidade de checar o comportamento das misturas em ensaios de fluência ao cisalhamento e outras avaliações relativas à deformação permanente, fadiga e trincas por variações térmicas utilizando diversos ensaios. Dessa forma, o projeto financiado pela FHWA procurava um ensaio que reunisse a capacidade de controlar qualitativamente as misturas projetadas, uma relativa facilidade de execução e que fornecesse correlações com os principais tipos de defeitos observados nos revestimentos asfálticos. Esse procedimento recebeu o nome de *Simple Performance Test* – SPT (Witczak et al. 2002).

O APL possui equipamentos que permitem a realização dos mais diversos tipos de ensaios. Atualmente, o laboratório permite executar testes de módulo dinâmico, fluência, fluência dinâmica, resistência à tração indireta a baixas temperaturas, fadiga a flexão e aqueles procedimentos relacionados ao controle de qualidade dos materiais previstos na metodologia SUPERPAVE. Com base em todos os estudos desenvolvidos pelo laboratório nos últimos anos, criou-se a expectativa da escolha de um ensaio específico para ser definido como o SPT.

Dentre os mais cotados, pode-se destacar os ensaios de módulo dinâmico e de fluência dinâmica.

Os ensaios de fadiga a flexão, apesar de não constarem como um procedimento padrão nos laboratórios de pavimentação, fazem parte do procedimento para caracterização das misturas asfálticas utilizadas pelo ADOT. O intuito da parceria ADOT-ASU é promover e criar modelos específicos para os materiais utilizados naquele estado, prevendo sua implementação futura no programa MEPDG, permitindo, assim, o projeto de pavimentos mais eficazes. Esse projeto permitiu, então, a realização de uma grande quantidade de ensaios de fadiga a flexão, fornecendo resultados que são a base desse trabalho.

3.2. MISTURAS ASFÁLTICAS UTILIZADAS

Como dito anteriormente, todas as misturas utilizadas nesse trabalho foram obtidas dos projetos desenvolvidos pelo ADOT. Os projetos das misturas foram realizados pelo próprio departamento, por meio de contratos realizados com outros laboratórios credenciados. Dessa forma, para os projetos recentes, apenas a caracterização mecânica das misturas era realizada pelo APL. Dentre as misturas usualmente utilizadas pelo ADOT, podem-se destacar três tipos: mistura densa com ligante convencional, mistura descontínua e mistura aberta, ambas com ligantes modificados com borracha de pneu. Arizona foi o estado pioneiro na utilização de asfaltos modificados com borracha de pneu e possui a maior malha viária com este tipo de material aplicado, seja ele na forma descontínua ou aberta. Considerando os projetos de pavimentação que foram parte desse trabalho, todos possuíam em sua estrutura camadas de revestimento asfáltico com borracha de pneu, sendo, portanto, um procedimento comum face às vantagens deste tipo de material quando comparado com o comportamento das misturas convencionais.

Apenas para exemplificar, Arizona possui regiões nas quais temperaturas muito elevadas são comuns em grande parte do ano, ao mesmo tempo em que há certos locais nos quais os pavimentos estão sujeitos a temperaturas abaixo de zero. Por conta dessas peculiaridades, os diferentes problemas careciam de soluções alternativas e a utilização de ligantes modificados permitiu que grande parte dos defeitos existentes fosse resolvida. Misturas modificadas com borracha de pneu possuem maior resistência à deformação permanente e um melhor comportamento à fadiga do que as convencionais. Mais ainda, para locais onde trincas térmicas são problemas constantes, os ligantes com borracha comportam-se de maneira mais eficaz a baixas temperaturas (Kaloush et al. 2002).

Recentemente, camadas de revestimento asfáltico aberto com ligantes modificados com borracha de pneu vêm sendo utilizadas sobre pavimentos rígidos em algumas rodovias do

ADOT, como pode ser visto na Figura 3.1. A aplicação não tem nenhuma função estrutural, pois a camada geralmente possui espessuras de até 2,5 cm, mas o objetivo de sua aplicação está na redução do ruído provocado pelo tráfego em pavimentos rígidos. Um possível problema que pode ocorrer nesse tipo de solução está na possibilidade da reflexão de trincas nas juntas existentes nos pavimentos rígidos. Entretanto, como as misturas modificadas possuem uma resistência à fadiga muito superior às misturas convencionais, a reflexão não acontece, promovendo uma redução no ruído ao mesmo tempo de proteger o pavimento rígido.



Figura 3.1 – Aplicação de uma camada de revestimento asfáltico aberto sobre um pavimento rígido.

Os ligantes com borracha, usados na confecção das misturas asfálticas utilizadas nessa pesquisa, são misturas de aproximadamente 20 % de borracha moída de pneus usados ou defeituosos. A borracha é adicionada ao ligante na usina de asfalto em altas temperaturas e misturada com equipamento de alto efeito cisalhante. O tempo de mistura geralmente se encontra entre 45 a 60 minutos, sendo então produzido um ligante homogêneo e com propriedades elásticas. Após a preparação do ligante, o mesmo é bombeado para então proceder a mistura com os agregados. A partir daí, o procedimento de aplicação é quase o mesmo das misturas convencionais, apenas com alguns detalhes práticos particulares. A Figura 3.2 mostra estruturas de pavimento que são comumente encontradas no estado do Arizona. Como pode ser visto, a camada de revestimento asfáltico é composta por dois ou três tipos de misturas, dependendo do projeto em questão e da restauração realizada na rodovia.

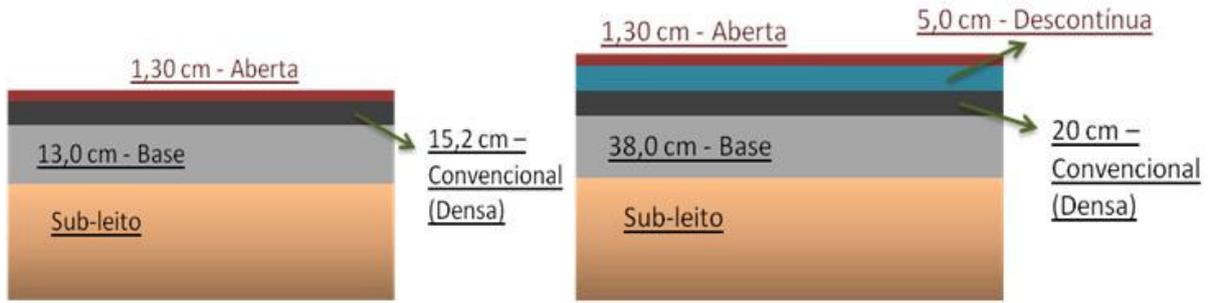


Figura 3.2 – Estruturas típicas de pavimentos no estado do Arizona.

As curvas granulométricas normalmente utilizadas para os três tipos de misturas são apresentadas na Figura 3.3. É importante ressaltar que todas as misturas utilizadas nesse trabalho possuem diâmetro máximo dos agregados de, no máximo, $\frac{3}{4}$ " (19 mm). Essa informação é importante pelo efeito escala quando da fabricação das amostras. A Tabela 3.1 mostra os projetos para os quais foram realizados ensaios de fadiga a flexão nessa pesquisa, com os respectivos tipos de misturas que fazem parte dos mesmos, a percentagem e o tipo de ligante utilizado. A classificação do ligante utilizado segue aquela preconizada pela metodologia SUPERPAVE. Algumas outras misturas que serão incluídas nas análises deste trabalho fazem parte do banco de dados do APL e também são mostradas na referida tabela.

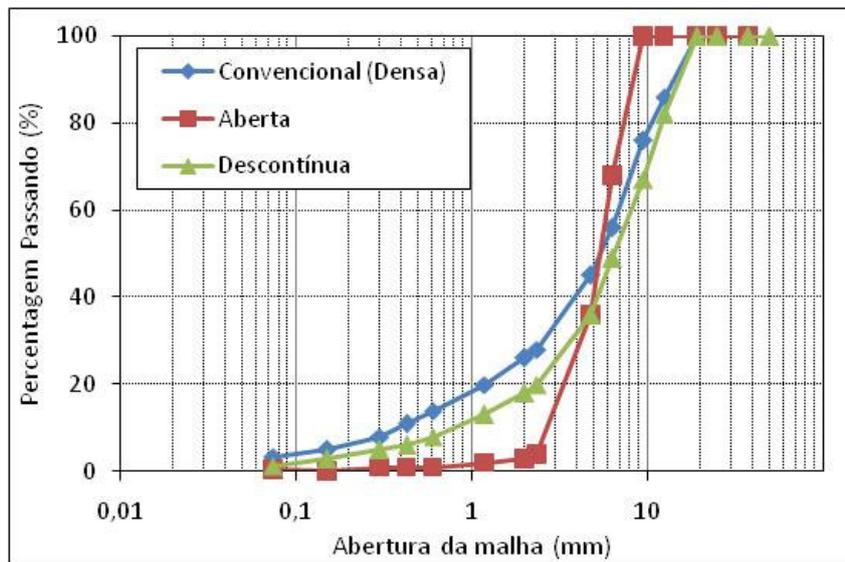


Figura 3.3 – Distribuição granulométrica de três tipos de misturas utilizadas na pesquisa.

As misturas modificadas com borracha utilizadas nesta pesquisa se diferenciam das misturas convencionais pela graduação e pela percentagem de ligante utilizada. As misturas descontínuas geralmente possuem aproximadamente 7% de ligante e são utilizadas como camada estrutural final do pavimento, com espessuras de 4,0 a 5,0 cm. Já as misturas abertas contêm aproximadamente 9% de ligante modificado, são usadas como camadas de desgaste e possuem características específicas tais como a redução do ruído, acréscimo da capacidade de

drenagem e aumento da aderência pneu-pavimento. Os projetos dessas misturas são geralmente feitos baseando-se nas características volumétricas, já que muito pouco tem sido publicado com relação às propriedades necessárias como dados de entrada do programa MEPDG (Kaloush et al. 2006).

A Figura 3.4 apresenta o mapa do Estado do Arizona e os locais onde alguns projetos foram executadas, com o objetivo de demonstrar as diferentes localidades onde as misturas asfálticas foram aplicadas. Vale lembrar que o estado do Arizona possui regiões com climas diferenciados devido às grandes alterações de altitudes.



Figura 3.4 – Indicações dos locais onde alguns projetos foram executados no Estado do Arizona.

Tabela 3.1 – Projetos que foram utilizados nessa pesquisa, com os tipos de misturas e as respectivas siglas de identificação.

Projeto	Sigla de Identificação	Tipo de Mistura	% Ligante	PG do Ligante	Observação	
Burrow Creek	BC7	Convencional	4,70	76-16	Misturas utilizadas nessa pesquisa	
	BC4	Aberta	9,30	58-22		
Kohls Ranch	KR7	Convencional	5,40	64-22		
	KRTR7	Convencional	5,30	76-16		
Silver Springs	SS7	Convencional	5,30	70-22		
	SS4	Aberta	9,50	58-22		
Badger Springs	BS3	Descontínua	7,80	58-22		
	BS4	Aberta	9,0	58-22		
	BS7	Convencional	5,2	70-10		
Jack Rabbit	JR7	Convencional	4,80	64-22		
	JR3	Descontínua	7,30	58-22		
	JR4	Aberta	9,30	58-22		
Two Guns	TG7	Convencional	4,60	64-22		
	TG3	Descontínua	7,00	58-22		
	TG4	Aberta	9,40	58-22		
Antelope Wash	AW7	Convencional	4,50	70-10		Misturas do banco de dados da ASU
I17-5822-8	I17-5822	Descontínua	7,50	58-22		
I17-6416-8	I17-6416	Descontínua	8,90	64-16		
Salt River Base 76-16	SRB7616	Convencional	4,20	76-16		
Salt River Base 64-22	SRB6422	Convencional	4,55	64-22		
Salt River Base 70-10	SRB7010	Convencional	4,25	70-10		
Bidahochi Base 58-28	BDB5828	Convencional	5,00	58-28		
Bidahochi Base 64-22	BDB6422	Convencional	5,25	64-22		
Salt River 3/4" 76-16	SR7616	Convencional	-	76-16		
Salt River 3/4" 64-22	SR6422	Convencional	-	64-22		
Salt River 3/4" 70-10	SR7010	Convencional	-	70-10		
Bidahochi 3/4" 58-28	BD5828	Convencional	-	58-28		
Bidahochi 3/4" 64-22	BD6422	Convencional	-	64-22		

3.3. ENSAIO DE MÓDULO DINÂMICO

Neste trabalho, as propriedades viscoelásticas das misturas foram obtidas por meio de ensaios de módulo dinâmico em amostras cilíndricas. Esses ensaios fazem parte da campanha de ensaios que o APL/ASU é contratado para caracterizar mecanicamente as misturas utilizadas nos projetos do ADOT. Além dos ensaios de fadiga a flexão, ensaios de módulo dinâmico, fluência estático e dinâmico e ensaios de fluência a baixas temperaturas em conjunto com resistência à tração por compressão diametral, são aqueles utilizados para a caracterização mecânica das misturas asfálticas no laboratório da ASU.

Os ensaios de módulo dinâmico foram realizados em amostras cilíndricas, com diâmetro de 10,0 cm por 15,0 cm de altura, produzidas a partir corpos de prova moldados no compactador giratório. A metodologia de teste seguiu o disposto no projeto NCHRP 1-37A – *Test Method DM 1*. Os ensaios foram realizados em cinco temperaturas (-10°C, 4°C, 21°C, 37°C e 54°C) e seis frequências cada (25, 10, 5, 1, 0,5, e 0,1 Hz), com um tempo de 60 segundos entre cada frequência para permitir alguma recuperação da amostras antes da aplicação da próxima seqüência de carregamento. É importante ressaltar que a seqüência de ensaio é feita com a temperatura crescente e sob frequência de oscilação decrescente, evitando, assim, que maiores deformações possam vir a interferir nos resultados subseqüentes.

A Tabela 3.2 ilustra a metodologia de ensaio utilizada. Geralmente, três amostras eram testadas para cada condição de ensaio, possibilitando verificar variações atípicas nos resultados. Misturas asfálticas são materiais heterogêneos e por muitas vezes os resultados observados nos LVDT's instalados na mesma amostra apresentam resultados díspares, o que pode ser resultado da distribuição granulométrica em uma determinada seção da amostra. A Figura 3.5, ilustra a amostra preparada após a compactação e o esquema de utilização dos LVDT's instalados nas mesmas.

Tabela 3.2 – Esquema que demonstra a campanha de ensaios de módulo dinâmico para criação da Curva Mestra.

Temp. (°C)	Freq. (Hz)	Ciclos	Período de Descanso (s)	Ciclos para cálculo de E*
-10, 4, 21, 37, 54 (caso não seja especificado nenhuma outra)	25	200	-	196 - 200
	10	100	60	96-100
	5	50	60	46-50
	1	20	60	16-20
	0,5	15	60	11-15
	0,1	15	60	11-15

O ensaio de módulo dinâmico foi realizado à tensão constante, com um carregamento *haversine* à compressão, tendo-se o cuidado de não permitir deformações maiores que 150.10^{-6}

⁶. Esse limite tem o intuito de garantir que o material se encontra dentro do campo da viscoelasticidade linear. Os testes realizados nas misturas convencionais foram realizados sem confinamento. Contudo, para as misturas abertas e descontínuas, foram realizados ensaios sem e com confinamento, sob uma pressão de aproximadamente 138,0 kPa. O atrito no topo e na base entre o sistema de carregamento e a amostra é um problema usualmente existente em ensaios à compressão. Para inibir que tensões cisalhantes possam atuar na amostra durante a realização dos ensaios, pares de membranas de borracha foram lubrificadas com um tipo de graxa e instaladas no topo e na base de cada amostra para a realização do ensaio.

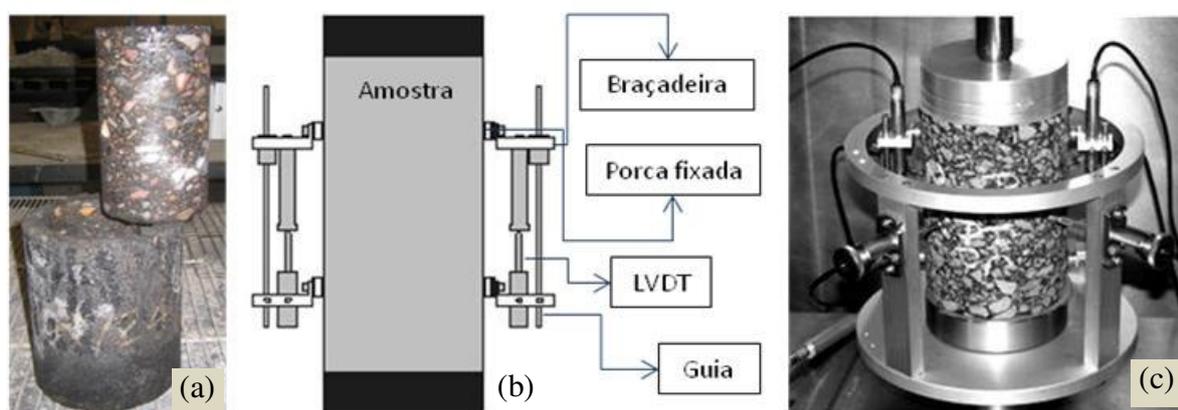


Figura 3.5 – (a) amostra preparada após compactação; (b) esquema de utilização dos LVDT's em misturas asfálticas (modificado – Kaloush et al. 2006); (c) amostra preparada para o ensaio, com LVDT's verticais e radiais.

A qualidade dos resultados pode ser checada por meios dos gráficos construídos no plano Cole-Cole, pelos diagramas denominados *Black Space* e pelas curvas que relacionam o módulo dinâmico com a frequência de ensaio. A Curva Mestre foi determinada utilizando a temperatura de referência de 21°C, quando não especificada nenhuma outra, por meio do princípio da superposição tempo-temperatura. O procedimento para o cálculo dos coeficientes descritos nas Equações 2.9 e 2.10 foi feito com a ferramenta “*Solver*” da planilha eletrônica do *Microsoft™ Excel*, no qual utiliza uma otimização não linear para o cálculo dos sete coeficientes simultaneamente. Pode-se obter a Curva Mestre para as amostras individualmente, assim como resultados considerando o valor médio determinado entre as mesmas. Para maiores detalhes do procedimento de teste e da teoria referente à determinação da Curva Mestre, diversas referências são disponibilizadas na literatura técnica (Witczak et al. 2002).

3.4. PREPARAÇÃO DAS AMOSTRAS PARA ENSAIOS DE FADIGA

Todos os ensaios realizados nesse trabalho utilizaram misturas trazidas diretamente do local de usinagem. As misturas foram acondicionadas em recipientes fechados, identificados pelo

projeto e tipo de mistura utilizada. O recipiente permitiu que a mistura ficasse protegida da oxidação, podendo ser armazenada pelo prazo necessário para a completa caracterização da mesma.

Abojaradeh (2003) montou, em seu trabalho, um molde específico para a confecção das vigotas necessárias para os ensaios à flexão em quatro pontos. A norma da AASHTO T-321-03 requer a utilização de vigotas nas dimensões 380 ± 6 mm de comprimento, 50 ± 6 mm de altura e 63 ± 6 mm de largura, após as faces passarem pelo processo de corte com a serra. Entretanto, a norma não fixa o modelo do molde nem a metodologia de compactação. Dessa forma, diversos métodos podem ser encontrados na literatura para a produção das vigotas, desde a compactação de placas, com rolos vibratórios em laboratório, a utilização de cargas vibratórias ou dinâmicas, e até a obtenção dos corpos de prova retiradas do campo.

Como já mencionado anteriormente, as dimensões da amostra requerem valores que atendam aos aspectos do efeito escala. Segundo a norma EN 12697-2 - CEN (2004), as dimensões da altura e da base das amostras devem ser de, no mínimo, três vezes maior que o diâmetro máximo dos agregados. Como as misturas utilizadas nessa pesquisa possuem $D_{m\acute{a}x}$ de no máximo de 19,0 mm ($\frac{3}{4}$ "'), percebe-se que a altura da amostra deveria ser ao menos de 57 mm, um pouco acima daquela produzida em laboratório. A título de informação, a Especificação de Serviço ES 031 – 2006 do DNIT – Departamento Nacional de Infra-Estrutura em Transportes, que trata da execução dos concretos asfálticos, indica que a faixa granulométrica a ser utilizada em um projeto deve ser aquela em que o $D_{m\acute{a}x}$ seja inferior a $\frac{2}{3}$ da espessura da camada em campo. Isso significa dizer que uma camada com 5,0 cm poderá ter um concreto asfáltico com $D_{m\acute{a}x}$ de 25 mm (1"). Essas informações mostram que poderá haver casos onde o efeito escala poderá influenciar no comportamento da mistura em campo, afetando sobremaneira a localização das trincas que porventura venham a ocorrer. Pode-se pensar que seria vantajoso representar esse efeito em laboratório, embora o objetivo principal dos ensaios realizados seja obter propriedades intrínsecas do material e não unicamente reproduzir seu comportamento em campo.

Nessa pesquisa, os corpos de prova foram produzidos seguindo-se o procedimento realizado por Abojaradeh (2003). O procedimento consiste no aquecimento prévio dos moldes e das misturas na temperatura de compactação. Em seguida, procede-se o enchimento do molde em duas etapas, de maneira que a distribuição seja uniforme em toda a extensão. Após manter o molde na estufa para o re-equilíbrio da temperatura de compactação, o molde é então levado para o procedimento de compactação. Uma pequena pressão para acomodação do material (1,40 kPa) é feita pela placa rígida e, logo em seguida, um carregamento harmônico (*haversine*) à tensão controlada é aplicado na amostra, com uma amplitude de 1,40 MPa e frequência de 2,0 Hz. As temperaturas de compactação das misturas convencionais e com

borracha foram iguais a 145°C e 163°C, respectivamente. Após a compactação, as amostras eram serradas para deixar a vigota na espessura definida em norma.

O procedimento de corte da amostra é extremamente importante. Devido à existência de agregados próximos à superfície, a serragem das faces das vigotas permite obter superfícies lisas, diminuindo a probabilidade de se obter imperfeições nas dimensões da mesma e, conseqüentemente, reduz a variabilidade dos ensaios. Além disso, a serragem elimina possíveis micro-trincas na base da amostra que foram produzidas durante a compactação da mistura asfáltica. A Figura 3.6 mostra a seqüência de preparação das amostras.



Figura 3.6 – Procedimento para produção dos corpos de prova utilizados nessa pesquisa.

O índice de vazios é determinado de maneira iterativa. Faz-se a compactação dos três corpos de prova em três diferentes tempos de carregamentos e em seguida o cálculo do índice de vazios. O índice de vazios foi determinado usando o método preconizado pela AASHTO T166 - Método A para as misturas asfálticas convencionais utilizando a balança hidrostática. Cabe ressaltar que para isso, deve-se garantir que a absorção de água pela amostra deve ficar abaixo de 2,0 %. Para valores acima desses, o índice de vazios das misturas descontínuas e abertas foram feitos com o auxílio do equipamento CoreLok[®] (Figura 3.7), procedimento esse pioneiramente realizado pela ASU em misturas com asfalto com borracha. Esse procedimento

é necessário face à alta permeabilidade dessas misturas, impedindo a utilização da metodologia aplicada nas misturas convencionais. O procedimento para determinação da densidade de misturas asfálticas com altos valores de índice de vazios está normalizado pela ASTM D 6752. De maneira resumida, o Corelok® funciona da seguinte forma: coloca-se uma amostra seca em um saco plástico apropriado, posicionando-a no interior do equipamento. A amostra sofre, então, a aplicação de um vácuo com pressão equivalente à 755 mmHg (100 kPa). Após a aplicação do vácuo, a amostra selada é imersa na água e pesada. Conhecendo-se o peso do saco plástico e da amostra ao ar e o peso combinado da amostra e do saco imersos em água, pode-se determinar o índice de vazios. Com o valor do índice de vazios, pode-se determinar o tempo necessário de compactação dos corpos de prova que atende o valor esperado.

Em seu trabalho, Abojaradeh (2003) realizou um estudo detalhado para determinação da distribuição dos índices de vazios no interior dos corpos de prova após a compactação. Como foi exposto no Capítulo 2, o índice de vazios tem grande influência no comportamento à fadiga. Para esse estudo, o autor dividiu três amostras aleatórias em seis partes, medindo o índice de vazios em todas elas. A Figura 3.8 mostra os resultados obtidos, indicando uma pequena variabilidade do índice de vazios ao longo da vigota, os quais foram considerados aceitáveis pelo autor. Cabe ressaltar que tais resultados foram obtidos após a utilização da placa de compactação superior mostrada na Figura 3.6, desenvolvida especificamente para esse equipamento de compactação.



Figura 3.7 – (a) Equipamento CoreLok® utilizado para auxiliar na determinação do índice de vazios das misturas com altos valores; (b) amostra selada (Allen Cooley et al. 2002).

AMOSTRA 01 - 4.86%		
5.31%	4.50%	4.48%
5.21%	4.76%	4.34%
5.57%	4.36%	4.94%
AMOSTRA 02 - 5.54%		
6.19%	5.44%	5.88%
5.95%	5.21%	5.79%
6.43%	5.89%	6.27%
AMOSTRA 03 - 6.18%		
6.54%	6.06%	6.35%
6.50%	5.86%	6.32%
6.96%	6.33%	6.68%

Figura 3.8 – Índice de vazios em toda a amostra e em partes individuais (modificado – Abojaradeh 2003).

Após a determinação do índice de vazios, as amostras foram identificadas com numeração seqüencial, inclusive com o valor do índice de vazios. A determinação das espessuras das amostras seguiu a norma ASTM D3549. As medições são etapas importantíssimas no processo de obtenção dos resultados nos ensaios de fadiga. Como os cálculos são feitos automaticamente, os resultados obtidos dependem diretamente da alimentação do usuário. Pequenas diferenças nas medidas das dimensões da viga podem interferir nas análises realizadas. A Figura 3.9 mostra uma simples demonstração da interferência de variações nas medições da largura e do comprimento no cálculo, por exemplo, do módulo de elasticidade. Os resultados mostram que variações de aproximadamente 5 % na altura da vigota podem alterar os resultados do módulo em aproximadamente 15 %.

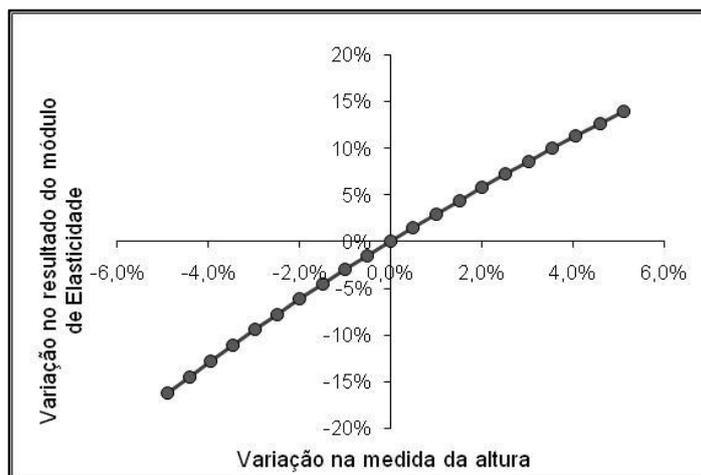


Figura 3.9 – Análise das variações nas medidas da altura da vigota e seu reflexo no resultado do módulo.

3.5. ENSAIO DE FADIGA A FLEXÃO

3.5.1. Descrição do equipamento utilizado

O equipamento utilizado nesse trabalho segue as recomendações da AASHTO T321-03. Segundo a norma, o equipamento deve conter o sistema de carregamento, uma câmara para controle da temperatura e um sistema de aquisição de dados. A IPC Global desenvolveu um mecanismo que possibilita a aplicação do carregamento harmônico contínuo à flexão em vigotas, de modo que os apoios estejam sem restrições de rotação e translação e que seja possível reposicionar o corpo de prova na posição original. Esses requisitos são necessários para que seja atendida a teoria baseada na aplicação do momento puro em vigas.

O sistema permite a aplicação do carregamento em diferentes frequências, bem como modos de carregamentos à deformação ou tensão controlada. Além disso, há a possibilidade de o carregamento ser senoidal ou o chamado *haversine*. A diferença entre as duas formas de carregamento são importantes nas análises realizadas. A Figura 3.10 mostra um esquema com as duas curvas, ficando clara a diferença existente entre os dois tipos de solicitação. No Capítulo 5 será mostrado um estudo realizado neste trabalho onde se procurou mostrar as principais diferenças na utilização desses dois tipos de carregamentos. A maioria dos ensaios realizados nesse trabalho utilizou a curva *haversine*, com amplitude de deformação constante.

O equipamento aplica a carga por meio de um sistema pneumático atuando também no sistema das travas laterais. Os quatro servo-motores, acionados quando do posicionamento do corpo de prova, garantem o travamento necessário durante a realização do ensaio. A deflexão é medida por meio de um LVDT “flutuante”, posicionado no centro da viga, sendo que a referência de cálculo situa-se a $\frac{3}{4}$ do comprimento da mesma. Feito isso, o sistema permite

calcular a deflexão real que causa a flexão da viga durante o carregamento, e não sua deflexão total.

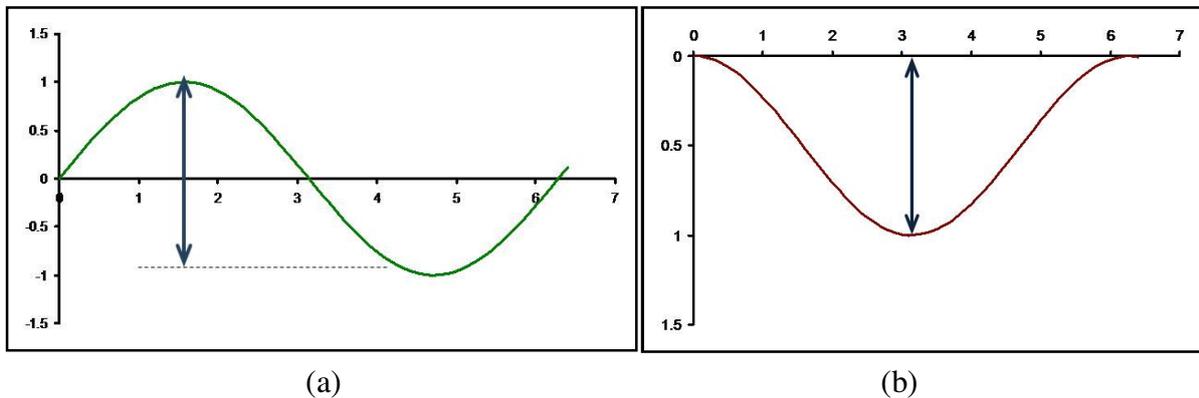


Figura 3.10 – Tipos de carregamentos utilizados nos ensaios de fadiga a flexão: (a) senoidal; (b) haversine.

O sistema de aplicação da carga é posicionado dentro de uma câmara com controle de temperatura. Os corpos de prova, antes de serem ensaiados, foram acondicionados dentro da câmara com temperatura controlada até que se garantisse a uniformidade da temperatura requerida dentro da amostra. Dois controles foram utilizados para a correta obtenção da temperatura. Em pesquisas realizadas quando se deu o início do funcionamento do laboratório, procurou-se determinar o tempo necessário para que a temperatura dentro do corpo estabilizasse no valor requerido. Para diferentes valores de temperatura, diferentes períodos de acondicionamento eram necessários. Além disso, toda câmara possui um sistema de medição da temperatura no núcleo e na face em um corpo de prova de controle durante todo o andamento do ensaio (Figura 3.11).

O equipamento possui um sistema de controle que permite ao usuário obter sinais de respostas mais próximos daqueles escolhidos na entrada dos dados. Dessa forma, dependendo da rigidez do material com o qual se está trabalhando, o usuário poderá definir a sensibilidade com o qual o equipamento irá trabalhar, possibilitando maior facilidade nos ajustes necessários. Esse ajuste é importante, pois quanto mais próximo a curva da solicitação estiver da curva teórica, melhor a qualidade dos ensaios e, conseqüentemente, das análises realizadas. Os demais aspectos da realização dos ensaios de fadiga a flexão poderão ser obtidos na norma AASHTO T321-03.

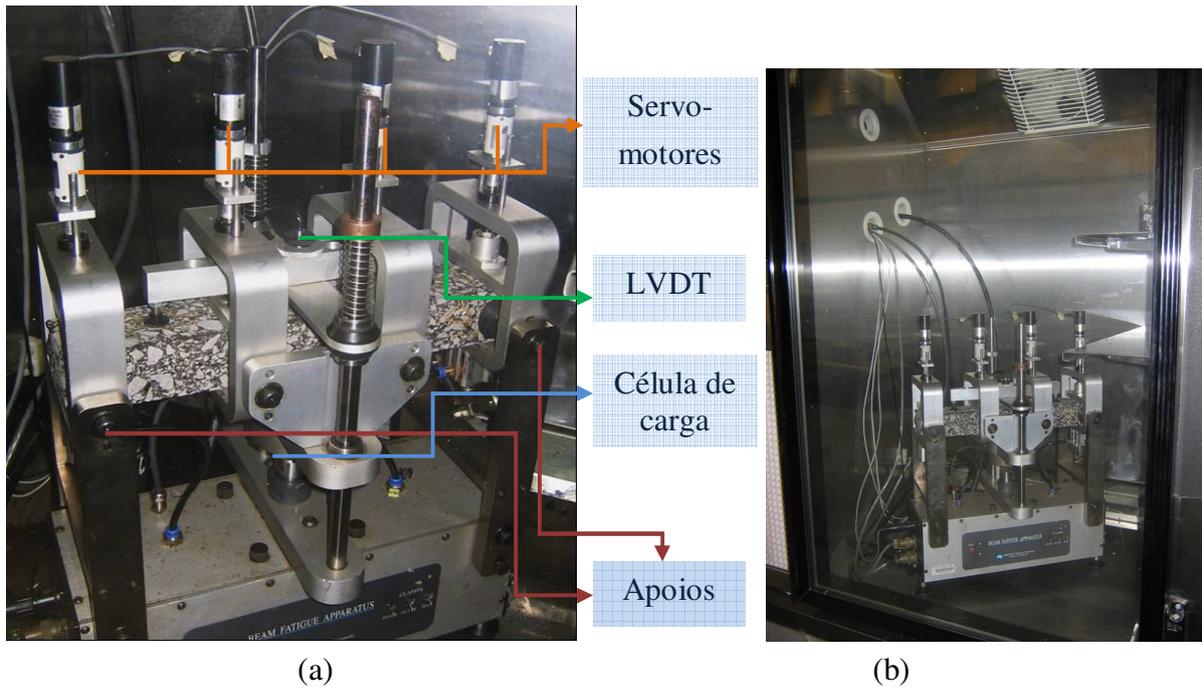


Figura 3.11 – (a) Equipamento da fadiga a flexão em quatro pontos; (b) equipamento no interior da câmara climatizada.

3.5.2. Cálculos e respostas obtidas nos ensaios

Todo o ensaio é monitorado pelo sistema de aquisição de dados com o auxílio do software UTM 21 da IPC Global. Os sinais dos LVDT's e da célula de carga são enviados ao software, e convertidos em valores de deslocamento e força a cada milissegundo do ensaio. O programa, então, converte essas informações em valores de tensão e deformação de acordo com a teoria da flexão pura em vigas. A tensão de compressão/tração nas fibras externas da vigota é determinada da seguinte forma:

$$\sigma_{t,c} = \frac{L_e \cdot F_s}{h^2 \cdot b} \quad 3.1$$

onde $\sigma_{t,c}$ é a tensão de tração/compressão, L_e é o comprimento da vigota entre os apoios externos, F_s é a força exercida pelo equipamento, h é a altura média e b é a largura média da vigota.

Já a deformação atuante nas fibras externas na terça parte central da vigota pode ser determinada pela Equação 3.2. Nessa região, o momento fletor é constante por conta do posicionamento dos apoios e das cargas. Segundo Tayebali et al. (1994a), a existência de uma grande porção da amostra experimentando um esforço constante aumenta a probabilidade dos resultados refletirem a fraqueza que naturalmente ocorre em misturas asfálticas.

$$\varepsilon_{t,c} = \frac{12 \cdot \delta_s \cdot h}{(3 \cdot L_e^2 - 4 \cdot L_i^2)} \quad 3.2$$

onde $\varepsilon_{t,c}$ é a deformação de tração/compressão, L_i é o comprimento da vigota entre os apoios internos e δ_s é o deslocamento exercido pelo equipamento.

A rigidez a flexão da amostra é então determinada dividindo a tensão pela deformação calculada, ou seja:

$$S = \frac{\sigma_{t,c}}{\varepsilon_{t,c}} \quad 3.3$$

onde S é o módulo de rigidez à flexão.

É importante lembrar que os valores da tensão ou da deformação são obtidos em função dos deslocamentos e força aplicados pelo equipamento. Assim, é esperado que as solicitações senoidais e *haversine* produzam resultados diferentes de tensão e deformação nas fibras externas da vigota. A energia dissipada em cada ciclo é determinada pela Equação 2.16), conforme exposto no item 2.2 do Capítulo 2. Considerando a teoria da elasticidade e as equações definidas para a flexão pura em vigas, pode-se determinar o módulo de elasticidade do material da seguinte maneira:

$$E_{el} = \left(\frac{F_s \cdot L_e}{\delta_s \cdot b \cdot h} \right) \cdot \left[\frac{(3 \cdot L_e^2 - 4 \cdot L_i^2)}{4 \cdot h^2} + k \cdot (1 + \nu) \right] \quad 3.4$$

onde E_{el} é o módulo de elasticidade, k é uma variável que leva em consideração a tensão cisalhante (assumida como 1,5) e ν é o coeficiente de Poisson.

De acordo com a escolha do usuário, os resultados são obtidos para cada ciclo ou para intervalos pré-definidos. Da mesma forma, pode-se obter o valor de força e deslocamento para cada milissegundo do ciclo de carregamento, possibilitando a visualização da histerese formada em cada estágio de carregamento. Os dados podem ser exportados para qualquer programa de planilha eletrônica. Na ASU, os ensaios eram finalizados quando a rigidez à flexão inicial alcançava 28% do valor inicial. Com isso, pode-se estudar qual a redução da rigidez inicial mais representativa quando da ruptura da amostra.

3.5.3. Programa experimental realizado

A metodologia utilizada para a realização dos ensaios no laboratório da ASU não seguiu estritamente o descrito pela norma AASHTO T321-03. De acordo com a mesma, os ensaios de fadiga a flexão devem ser feitos na temperatura de 20°C, com frequência de carregamento de 10 Hz, usando três amostras para cada um dos três níveis de solicitação imposta, ou seja, no caso dos ensaios à deformação permanente, três amostras para três níveis de deformação. Com isso, pode-se obter a relação entre a deformação e o número de ciclos para até a ruptura, de acordo com um critério especificado pelo usuário. Essa relação, expressa em um gráfico log x log, produz a já mencionada Curva de Whöler. Dessa forma, seguindo a metodologia sugerida pela norma, são necessários nove ensaios de fadiga a flexão para a obtenção de uma única curva de fadiga.

Entretanto, o trabalho aqui realizado seguiu o procedimento adotado pelo APL. Esse procedimento visa à obtenção de três curvas de Whöler, considerando a metodologia tradicional de análise. Para isso, os ensaios de fadiga são realizados com uma frequência de 10 Hz e em três temperaturas diferentes, sendo elas 4°C, 21°C e 37°C. Para cada temperatura, são realizados ensaios que permitam a obtenção de uma variabilidade considerada aceitável para a definição do modelo definido pela Equação 2.17. Geralmente, eram necessários aproximadamente oito ensaios de fadiga em diferentes níveis de solicitação para se obter uma variabilidade aceitável do modelo. O intuito de se obter as três curvas está na necessidade de ter a influência da rigidez da mistura para, assim, poder obter o modelo definido pela Equação 2.18. Apesar do foco desse trabalho não estar centrado nas análises tradicionais dos ensaios de fadiga, os resultados obtidos também serviram para a realização dos estudos relativos à evolução do dano utilizando a metodologia descrita no Capítulo 2.

Como foi exposto anteriormente, os diversos projetos que foram utilizados nessa pesquisa possuíam dois ou três tipos de misturas. Para as misturas convencionais e descontínuas, foram feitos ensaios para as três temperaturas definidas, enquanto que para as misturas abertas não foram realizados ensaios a 37°C. Por ser um material com índice de vazios extremamente elevado, a mistura aberta possui rigidez à flexão reduzida e, para temperaturas relativamente altas, o material não respondeu de maneira adequada às solicitações impostas durante os ensaios.

A Tabela 3.3 mostra o programa experimental realizado para os projetos utilizados nessa pesquisa. Vale lembrar que para alguns projetos foi preciso uma grande quantidade de amostras até que o equipamento fosse corretamente calibrado face os diferentes valores de rigidez existentes entre as misturas. Ao longo do trabalho outras campanhas de ensaios foram feitas, tais como o estudo que procurou comparar os dois tipos de carregamentos (senoidal e

haversine), ensaios em diferentes frequências de carregamento e alguns outros realizados com o intuito de observar o fenômeno da auto-cicatrização (*healing*). Os projetos que fazem parte do banco de dados do APL contêm os demais ensaios com modo de carregamento à tensão controlada e que serão utilizados em algumas análises desse trabalho.

Tabela 3.3 – Programa experimental realizado.

Projetos		Modo de Carregamento	Temperatura de ensaio			Total de ensaios
Sigla de Identificação	Tipo de Mistura		4°C	21°C	37°C	
BC7	Convencional	Deformação controlada	8	8	8	24
BC4	Aberta		8	8	-	16
KR7	Convencional		8	8	8	24
KRTR7	Convencional		8	8	8	24
SS7	Convencional		8	8	8	24
SS4	Aberta		8	8	-	16
BB3	Descontínua		8	8	8	24
BB4	Aberta		8	8	-	16
JR7	Convencional		8	8	8	24
JR3	Descontínua		8	8	8	24
JR4	Aberta		8	8	-	16
TG7	Convencional		8	8	8	24
TG3	Descontínua		8	8	8	24
TG4	Aberta		8	8	-	16
Total					320	

A seguir será descrita a metodologia para a determinação da curva que descreve a evolução do dano, com as considerações necessárias e os procedimentos utilizados.

3.6. METODOLOGIA DE CÁLCULO DA CURVA CARACTERÍSTICA

Como foi exposto no item 2.4.4 do Capítulo 2, o uso da teoria do DMC permite a obtenção da evolução do dano no interior do material quando submetido aos ensaios de fadiga. Essa evolução pode ser descrita pela denominada Curva Característica do material, uma propriedade considerada única para cada material, independente do nível de sollicitação, frequência e modo de carregamento. Também, alguns pesquisadores defendem que tal curva possa ser independente da temperatura de ensaio quando se aplica o princípio da superposição tempo-temperatura dos materiais viscoelásticos.

Considerando apenas um parâmetro de dano para caracterizar a evolução do mesmo no interior do material, Lee (1996) representou o pseudo-trabalho por meio de uma função quadrática da seguinte forma:

$$W^R = C_0 \cdot \varepsilon^R + \frac{I}{2} \cdot C \cdot (\varepsilon^R)^2 \quad 3.5$$

onde I é a pseudo-rigidez inicial usada para levar em consideração a variabilidade entre as amostras, W^R é o pseudo-trabalho, ε^R é a pseudo-deformação, C é a pseudo-rigidez.

Então, com o equivalente da Equação 2.35 para a densidade de energia de pseudo-deformação, tem-se:

$$\sigma = \frac{\partial W^R}{\partial \varepsilon} = C_0 + C \cdot \varepsilon^R \quad 3.6$$

Lee (1996) considera no seu trabalho que para $\sigma = 0$ quando $\varepsilon^R = 0$, então $C_0 = 0$. Assim, as Equações 3.5 e 3.6 reduzem para:

$$W^R = \frac{I}{2} \cdot C \cdot (\varepsilon^R)^2 \quad 3.7$$

$$\sigma = C \cdot \varepsilon^R \quad 3.8$$

Dessa forma, a relação constitutiva entre tensão e pseudo-deformação, para os casos onde há a evolução do dano, pode ser definida através da Equação 3.8. A base dessa equação pode vir a ser entendida observando a correspondência mostrada por Lee (1996). O autor mostra que a relação básica entre tensão e deformação pode ser representada por diferentes formulações, dependendo das considerações realizadas, ou seja:

- Corpo elástico sem dano: $\sigma = E_R \cdot \varepsilon$ 3.9
- Corpo elástico com dano: $\sigma = C \cdot \varepsilon$ 3.10
- Corpo viscoelástico sem dano: $\sigma = E_R \cdot \varepsilon^R$ 3.11
- Corpo viscoelástico com dano: $\sigma = C \cdot \varepsilon^R$ 3.12

Na Equação 3.9, E_R é o equivalente do módulo de Young e a função C representa a rigidez do material danificado devido às mudanças na microestrutura, ou seja, dano ou até a selagem das trincas em situações onde não há solicitações. Fica claro que as Equações 3.9 e 3.10 transformam-se nas Equações 3.11 e 3.12, simplesmente pela aplicação do princípio da correspondência elasto-viscoelástica, onde o comportamento de um corpo viscoelástico pode

ser descrito pelas equações elásticas, sendo que para isso as variáveis físicas sejam trocadas por pseudo-variáveis.

A caracterização da função C é feita por meio da lei de evolução do dano (Equação 2.37) e utilizando resultados experimentais. Lee (1996) mostra três diferentes procedimentos para a determinação da referida função. Apresenta-se aqui apenas um dos procedimentos, sendo este o utilizado no desenvolvimento deste trabalho. Esse procedimento foi motivado pela observação de que a regra da cadeia pode ser aplicada na lei de evolução do dano, ou seja, das Equações 2.37 e 3.7 obtendo-se:

$$\frac{dD}{dt} = \left[-\frac{1}{2} \cdot \frac{dC}{dD} \cdot (\varepsilon^R)^2 \right]^\alpha \quad 3.13$$

onde:

$$\frac{dC}{dD} = \frac{dC}{dt} \cdot \frac{dt}{dD} \quad 3.14$$

Assim, integrando a Equação 3.13 e considerando que no tempo $t = 0$ o dano também é nulo, têm-se:

$$D = \int_0^t \left[-\frac{1}{2} \cdot \frac{dC}{dt} \cdot (\varepsilon^R)^2 \right]^{\frac{\alpha}{(1+\alpha)}} \cdot dt \quad 3.15$$

Segundo Lee (1996), a vantagem da Equação 3.15 é a possibilidade da obtenção dos valores de D diretamente de resultados experimentais. As variáveis C e ε^R são função do tempo e, com isso, pode-se determinar D por um esquema de integração numérica, ou seja:

$$D = \sum_{i=1}^N \left[\frac{1}{2} \cdot (\varepsilon^R)^2 \cdot (C_{i-1} - C_i) \right]^{\frac{\alpha}{(1+\alpha)}} \cdot (t_i - t_{i-1})^{\frac{1}{(1+\alpha)}} \quad 3.16$$

onde N é o número de ciclos.

Daniel (2001) usou a Equação 3.16 para o cálculo do parâmetro D , embora tenha avaliado que, nos ensaios uniaxiais cíclicos à tração, apenas parte do ciclo de carregamento efetivamente causava dano ao material. Dessa forma, a autora optou por calcular o valor de D considerando apenas $\frac{1}{4}$ do ciclo de carregamento. Lundström & Isacson (2004) discutem a consideração desse fator para ensaios uniaxiais à tração/compressão. Os autores concluem que, para esse caso, uma fração do ciclo de carregamento menor ainda causava efetivamente dano ao material. Ainda não há um consenso no meio técnico para a consideração desse fator

em ensaios uniaxiais, menos ainda em ensaios à flexão. Será discutido nas análises dos resultados a consideração desse fator no cálculo do parâmetro de dano.

O procedimento de cálculo a partir dos resultados obtidos nos ensaios inicia-se pela determinação da pseudo-deformação. Considerando um ensaio de fadiga uniaxial em amostras cilíndricas, sob carregamento senoidal à deformação constante, e com a hipótese do regime permanente, Lee (1996) mostra que o cálculo da pseudo-deformação é feito pela seguinte formulação:

$$\varepsilon^R = \frac{1}{E_R} \cdot [\varepsilon_0 \cdot |E^*| \cdot \sin(\omega t + \theta + \varphi)] \quad 3.17$$

onde θ é uma constante de regressão.

Para os casos onde o carregamento é *haversine*, a pseudo-deformação pode ser determinada da seguinte forma:

$$\varepsilon^R = \frac{1}{E_R} \cdot [\varepsilon_0 \cdot E(t) + \varepsilon_0 \cdot |E^*| \cdot \sin(\omega t + \theta + \varphi)] \quad 3.18$$

A necessidade do uso da função de relaxação ($E(t)$) para ao cálculo da pseudo-deformação nos ensaios uniaxiais com carregamento *haversine* se deve ao fato de que esse tipo de sollicitação engloba uma carga constante ao longo do tempo, induzindo a relaxação nos materiais viscoelásticos. Dessa forma, considera-se que a utilização desse formato de curva em ensaios de fadiga a flexão aumenta a possibilidade de variabilidade nos resultados já que, além do carregamento cíclico, há também uma carga constante agindo na amostra, possivelmente induzindo efeitos além daqueles ligados ao fenômeno da fadiga.

No caso dos ensaios de fadiga a flexão sob um carregamento senoidal, a pseudo-deformação será determinada por uma formulação equivalente, ou seja:

$$\varepsilon^R = \frac{1}{E_R} \cdot [\varepsilon_0 \cdot |S^*| \cdot \sin(\omega t + \theta + \varphi)] \quad 3.19$$

onde $|S^*|$ é a norma da rigidez complexa do material.

Grande parte dos ensaios de fadiga a flexão foi realizada sob um carregamento *haversine*, o que traria a necessidade de se utilizar o módulo de relaxação das misturas para o cálculo da pseudo-deformação. Entretanto, será demonstrado no Capítulo 5 que os ensaios de fadiga a

flexão sob carregamento *haversine* são equivalentes aos ensaios sob carregamento senoidal, o que valida a utilização da Equação 3.19 para o cálculo da pseudo-deformação.

Com o valor da pseudo-deformação e com o valor da tensão ao longo do ensaio, a pseudo-rigidez pode ser determinada com o uso da Equação 3.8. Em seguida, procede-se a determinação do parâmetro de dano por meio da Equação 3.16. A Curva Característica pode ser achada cruzando os valores da pseudo-rigidez com o parâmetro de dano, mostrando a evolução do dano ao longo do ensaio. A determinação do valor de α pode ser feita, de maneira aproximada, usando o valor do parâmetro m , definido como a inclinação da parte linear da curva referente à função de fluência em uma escala logarítmica (Lee 1996). O fluxograma apresentado na Figura 3.12 mostra a metodologia para obtenção da curva característica de uma mistura asfáltica.

Lee (1996) e outros pesquisadores (Daniel 2001; Lundström & Isacsson 2004) conseguiram encontrar resultados que mostram a curva característica como sendo única para cada material, independente do nível de sollicitação, frequência de carregamento e temperatura, para certos casos. Entretanto, os resultados achados por esses autores utilizaram um procedimento de correção do parâmetro α , inicialmente definido em função das características viscoelásticas do material. Ou seja, α era inicialmente definido em termos das propriedades viscoelásticas, mas durante o processo de determinação da sobreposição das diversas curvas características existentes, o parâmetro era corrigido de maneira que as curvas apresentassem uma sobreposição dita ótima. Em seguida, os resultados das pesquisas mostram diversas correlações entre o parâmetro α corrigido e algumas propriedades viscoelásticas das misturas asfálticas. Percebe-se, com isso, que o parâmetro α ainda não possui uma definição teórica fundamentada. Os resultados que serão obtidos nesse trabalho poderão trazer novas informações relativas a essa propriedade, que está diretamente ligada à evolução do dano no interior das misturas asfálticas.

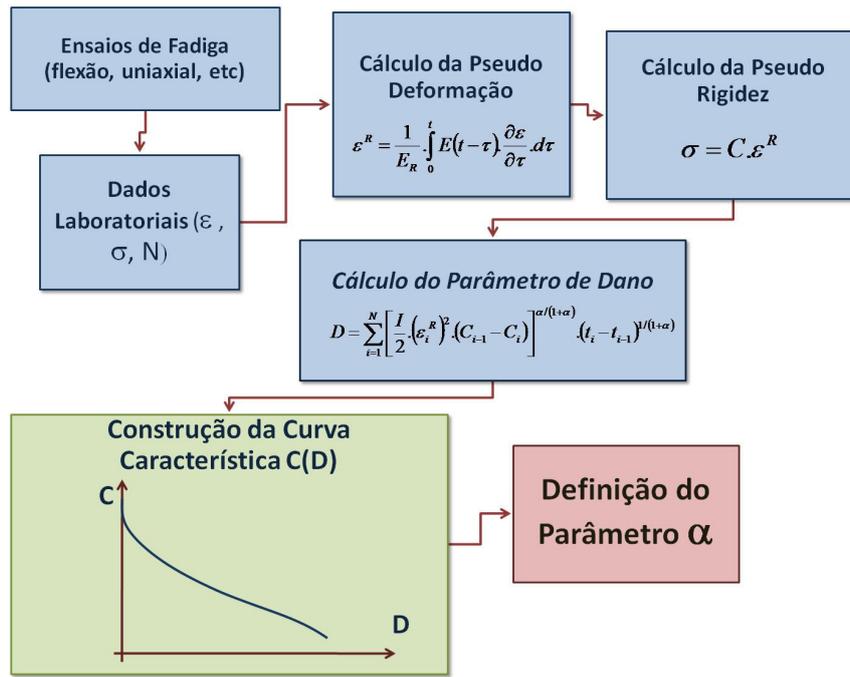


Figura 3.12 – Metodologia para obtenção da curva característica com as formulações apresentadas.

Chehab (2002) mostra que a utilização da superposição tempo-temperatura não é válida somente para materiais íntegros, mas também para aqueles sob a ação de solicitações que causam dano. Dessa forma, se a curva característica é conceitualmente função do material, deve-se obter a mesma curva para diferentes temperaturas bastando, para isso, aplicar o conceito da superposição tempo-temperatura. Para que a curva característica leve em conta essa propriedade, usa-se da determinação do parâmetro de dano trocando-se o tempo t pelo denominado tempo reduzido ξ , assim:

$$D = \sum_{i=1}^N \left[\frac{1}{2} \cdot (\varepsilon^R)^2 \cdot (C_{i-1} - C_i) \right]^{\frac{\alpha}{(1+\alpha)}} \cdot (\xi_i - \xi_{i-1})^{\frac{1}{(1+\alpha)}} \quad 3.20$$

$$\varepsilon^R = \frac{1}{E_R} \cdot \int_0^t E(t - \xi) \cdot \frac{\partial \varepsilon}{\partial \xi} \cdot d\xi \quad 3.21$$

Para temperaturas constantes durante os ensaios, o tempo reduzido é definido como:

$$\xi = \frac{t}{a_T} \quad 3.22$$

onde a_T é o fator de translação obtido na determinação da Curva Mestre e demonstrado no item 2.2.

3.7. SIMULAÇÕES NUMÉRICAS UTILIZANDO O PROGRAMA VECD-FEP++

Como foi apresentado no Capítulo 2, alguns trabalhos vem sendo desenvolvidos no sentido de se obter um entendimento puramente mecânico no comportamento de um pavimento. Para isso, a comunidade científica tem utilizado códigos numéricos que possuem modelos que permitem a visualização do comportamento mecânico da estrutura do pavimento. Passando pelas teorias das camadas lineares e elásticas, metodologias amplamente utilizadas até então, atualmente as pesquisas estão direcionadas para a utilização dos programas que se baseiam nos Métodos dos Elementos Finitos – MEF, procedimento este que permite uma modelagem mais compatível com o comportamento existente em campo. É com base nessa tendência que esta pesquisa procurou aplicar os resultados obtidos experimentalmente em uma estrutura de pavimento composta de diferentes tipos de misturas asfálticas. Essa aplicação prática visa obter o entendimento do comportamento dos diferentes tipos de materiais, assim como as respostas obtidas sob diferentes condições de carregamento.

A parte das camadas granulares da estrutura de um pavimento não foi objeto de estudo desta pesquisa e não será detalhada aqui. Entretanto, sabe-se que as camadas granulares foram objetos de extensos estudos a respeito de seu comportamento em laboratório e em campo, resultando em alguns modelos resilientes disponíveis nacionalmente pelas pesquisas realizadas durante as últimas duas décadas (Medina & Motta 2005). Um modelo muito conhecido e utilizado para a modelagem de camadas granulares foi desenvolvido por Witczak & Uzan (1998), sendo conhecido por Modelo Universal. Sua formulação é a seguinte:

$$M_r = k_1 \cdot P_a \cdot \left(\frac{\theta}{P_a}\right)^{k_2} \cdot \left(\frac{\tau_{oct} + 1}{P_a}\right)^{k_3} \quad 3.23$$

onde M_r é o módulo resiliente, θ é a soma das tensões principais, τ_{oct} é a tensão octaédrica, P_a é a pressão atmosférica e k_i são coeficientes determinados experimentalmente.

Para as camadas do revestimento asfáltico, objeto desta pesquisa, os modelos ainda hoje utilizados se limitam àqueles lineares elásticos. A consideração de modelos mais robustos considerando o comportamento viscoelástico do concreto asfáltico ainda é incomum no meio técnico. Recentemente, um programa de elementos finitos (FEP++) foi adaptado para a utilização do modelo descrito neste trabalho, permitindo a consideração do comportamento viscoelástico da mistura asfáltica, assim como a evolução do dano em seu interior. O programa foi definido como VECD-FEP++ (*Viscoelastic Continuum Damage – Finite Element Program*). Com o intuito de avaliar a aplicação do modelo e dos resultados desta pesquisa, os responsáveis pelo desenvolvimento do programa se disponibilizaram a realizar simulações numéricas que permitissem visualizar o comportamento de estruturas de

pavimentos existentes com diferentes tipos de misturas asfálticas. Por ser um código numérico ainda em desenvolvimento, o acesso ao software foi restrito. Dessa forma, optou-se por enviar os resultados obtidos experimentalmente, sendo os resultados enviados em seguida para o complemento das análises.

Atualmente, são raras as bibliografias que tratam desse programa e a estrutura de funcionamento do código torna-se ainda mais restrita para análise. A descrição da implementação realizada foi baseada no trabalho de doutorado de Mun (2003), onde há uma apresentação passo a passo da metodologia de cálculo do código numérico. Para a simulação das camadas granulares do pavimento foi informado que o programa VECD-FEP++ ainda está restrito ao uso de modelos elásticos lineares, apesar de atualmente ser comum a utilização de formulações similares ao Modelo Universal. Desta forma, a descrição da metodologia se dará apenas para a camada de revestimento asfáltico.

Inicialmente, o comportamento visco-elástico da camada asfáltica é caracterizado considerando o módulo de relaxação expresso pela série de Prony:

$$E(t) = E_{\infty} + \sum_{m=1}^M E_m \cdot e^{-t/\rho_m} \quad 3.24$$

onde E_{∞} , E_m e ρ_m são parâmetros do material e t o tempo.

Essa é mais uma razão para a utilização da interconversão entre o módulo dinâmico e o módulo de relaxação nas misturas asfálticas. A carga móvel é representada por pulsos de solicitação (*haversine*) com tempos de carga distintos, como por exemplo, 0,03 s de carga e 0,97 s de descanso, podendo ser considerado um carregamento distribuído uniformemente ou não sobre a área de contato pneu-pavimento. As simulações são axissimétricas, ou seja, apenas um carregamento é considerado nas análises.

Para um dado ciclo de carregamento Δt_n e de posse das propriedades do material do revestimento asfáltico, determina-se o valor do módulo de relaxação para o referido intervalo de tempo. O cálculo da matriz de rigidez é feito em função do módulo secante que relaciona o acréscimo de tensão com o acréscimo de deformação. Entretanto, para um material viscoelástico sob ação do dano, o módulo secante é definido da seguinte forma, usando-se a regra da cadeia:

$$C_{ijkl} = \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial \varepsilon_{kl}} = \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial \varepsilon_{pq}^R} \cdot \frac{\partial \varepsilon_{pq}^R}{\partial \varepsilon_{kl}} \quad 3.25$$

A regra da cadeia apresentada na Equação XX pode ser modificada em termos da densidade da energia de pseudo-deformação, ou seja:

$$C_{pprr} = \frac{\partial \sigma_{pp}}{\partial \varepsilon_{rr}^R} \cdot \frac{\partial \varepsilon_{rr}^R}{\partial \varepsilon_{rr}} = \frac{\partial^2 W^R}{\partial^2 \varepsilon_{rr}^R} \cdot \frac{\partial \varepsilon_{rr}^R}{\partial \varepsilon_{rr}} \quad 3.26$$

$$C_{1212} = \frac{\partial^2 W^R}{\partial^2 \gamma_{12}^R} \cdot \frac{\partial \gamma_{12}^R}{\partial \gamma_{12}}; C_{1313} = \frac{\partial^2 W^R}{\partial^2 \gamma_{13}^R} \cdot \frac{\partial \gamma_{13}^R}{\partial \gamma_{13}}; C_{2323} = \frac{\partial^2 W^R}{\partial^2 \gamma_{23}^R} \cdot \frac{\partial \gamma_{23}^R}{\partial \gamma_{23}} \quad 3.27$$

A densidade da energia de pseudo-deformação é definida da seguinte forma:

$$W^R = \frac{1}{2} \cdot \left\{ A_{11} \cdot (\varepsilon_{\theta}^R)^2 + A_{22} \cdot (\varepsilon_d^R)^2 + 2 \cdot A_{12} \cdot \varepsilon_{\theta}^R \cdot \varepsilon_d^R + A_{44} \cdot [(\gamma_{13}^R)^2 + (\gamma_{23}^R)^2] + A_{66} \cdot [(\gamma_{12}^R)^2 + (\varepsilon_s^R)^2] \right\} \quad 3.28$$

com:

$$A_{11} = \frac{1}{9} \cdot \left[C + E \cdot \frac{2 \cdot (1+\nu)}{(1-2\nu)} \right]; A_{22} = \left[C + E \cdot \frac{2 \cdot (1+\nu)}{(1-2\nu)} \right]; A_{13} = \frac{1}{3} \cdot [C - E]; A_{44} = A_{66} = \frac{E}{2 \cdot (1+\nu)} \quad 3.29$$

onde C é a pseudo rigidez do material definida em termos do parâmetro de dano por meio de uma função (curva característica), E é o módulo de relaxação para o referido intervalo de tempo e ν é o coeficiente de Poisson. A pseudo-deformação é determinada usando a seguinte formulação:

$$\varepsilon_{kl}^R = \frac{1}{E_R} \cdot (E_0 \cdot \varepsilon_{kl} - \sum_{m=1}^M E_m \cdot \varepsilon_{kl}^m) \quad 3.30$$

$$E_0 = E_{\infty} + \sum_{m=1}^M E_m \quad 3.31$$

Os termos $\partial \varepsilon_{rr}^R / \partial \varepsilon_{rr}$, $\partial \gamma_{12}^R / \partial \gamma_{12}$, $\partial \gamma_{13}^R / \partial \gamma_{13}$ e $\partial \gamma_{23}^R / \partial \gamma_{23}$ são todos relacionados com a definição da pseudo-deformação e podem ser determinados da seguinte forma:

$$\frac{\partial \varepsilon_{pq}^R}{\partial \varepsilon_{kl}} = \frac{\partial \varepsilon_{kl}^R}{\partial \varepsilon_{kl}} = \frac{1}{E_R} \cdot \left\{ E_{\infty} + \frac{1}{\Delta t_{n+1}} \cdot \left[\sum_{m=1}^M \rho_m E_m \cdot \left(1 - e^{-\frac{\Delta t_{n+1}}{\rho_m}} \right) \right] \right\} \quad 3.32$$

Com os parâmetros do módulo tangente, pode-se então realizar o cálculo da matriz de rigidez para, em seguida, determinar o incremento dos deslocamentos a partir do incremento das forças aplicadas e, em seguida, o incremento de deformação. A partir daí, procede-se com o cálculo do novo incremento de pseudo-deformação e em seguida o cálculo do incremento da

tensão resultante. As pseudo-deformações estão relacionadas com as tensões principais da seguinte forma:

$$\sigma_{11} = \left(A_{11} - \frac{1}{3} \cdot A_{12} \right) \cdot \varepsilon_{\theta}^R + \left(A_{12} - \frac{1}{3} \cdot A_{22} \right) \cdot \varepsilon_d^R - A_{66} \cdot \varepsilon_s^R \quad 3.33$$

$$\sigma_{22} = \left(A_{11} - \frac{1}{3} \cdot A_{12} \right) \cdot \varepsilon_{\theta}^R + \left(A_{12} - \frac{1}{3} \cdot A_{22} \right) \cdot \varepsilon_d^R + A_{66} \cdot \varepsilon_s^R \quad 3.34$$

$$\sigma_{33} = \left(A_{11} + \frac{2}{3} \cdot A_{12} \right) \cdot \varepsilon_{\theta}^R + \left(A_{12} - \frac{2}{3} \cdot A_{22} \right) \cdot \varepsilon_d^R \quad 3.35$$

onde $\varepsilon_{\theta}^R = \varepsilon_{11}^R + \varepsilon_{22}^R + \varepsilon_{33}^R$; $\varepsilon_d^R = \varepsilon_{33}^R - \frac{\varepsilon_{\theta}^R}{3}$; $\varepsilon_s^R = \varepsilon_{22}^R - \varepsilon_{11}^R$.

Com os incrementos de deformação, pseudo-deformação e tensão, atualizam-se os valores dessas variáveis para que possam ser utilizados no próximo ciclo. O parâmetro de dano é atualizado pelo procedimento numérico a seguir:

$$\Delta D_{n+1}^{atual} = \left\{ - \frac{[W^R \cdot (D_n + \Delta D_{n+1}^{assumido}) - W^R \cdot (D_n)]}{\Delta D_{n+1}^{assumido}} \right\} \cdot \Delta t_{n+1} \quad 3.36$$

$$D_{n+1} = D_n + \Delta D_{n+1}^{atual} \quad 3.37$$

O fluxograma da Figura 3.13 ilustra o procedimento de cálculo utilizado pelo programa VECD-FEP++.

3.8. CONSIDERAÇÕES FINAIS

Esse capítulo propôs mostrar os materiais utilizados para a realização da pesquisa, suas principais características, os locais de origem e o modo de preparo. Basicamente três tipos de misturas asfálticas foram utilizados, sendo duas modificadas com borracha de pneu e uma utilizando ligante convencional. Todas as misturas são provenientes de projetos desenvolvidos pelo ADOT, ficando a cargo da ASU/APL a realização dos ensaios mecânicos avançados de caracterização

Os principais componentes do equipamento utilizado nessa pesquisa foram descritos. A metodologia de ensaio foi apresentada, com os tipos e números de ensaios realizados, bem como as expressões utilizadas para o cálculo das respostas nos ensaios. Em seguida, foi apresentada a forma de determinação da Curva Característica, ponto principal desse trabalho, com as expressões e esquemas de determinação das variáveis necessárias. Finalmente, o

programa numérico VECD-FEP++ desenvolvido pela NCSU foi descrito sucintamente, pois o mesmo será utilizado como um exemplo prático da aplicação da metodologia apresentada neste trabalho. Após essas considerações, passa-se para a análise dos resultados obtidos. Inicialmente, será apresentada a caracterização viscoelástica das misturas utilizadas nesse trabalho.

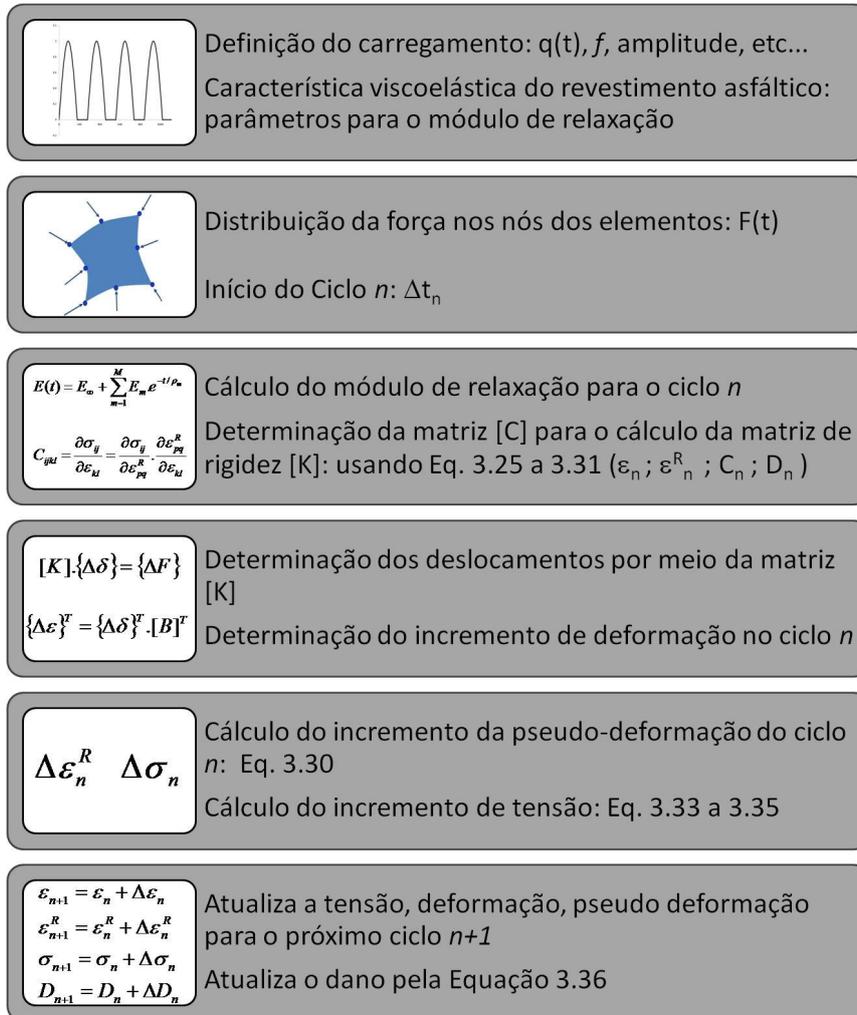


Figura 3.13 – Esquema de cálculo realizado pelo programa VECD-FE++.

Capítulo IV

4. CARACTERIZAÇÃO VISCOELÁSTICA DAS MISTURAS ASFÁLTICAS

4.1. INTRODUÇÃO

A caracterização viscoelástica dos materiais asfálticos tem sido um tema amplamente estudado atualmente. Como foi exemplificado anteriormente, em certas condições de temperatura e solitação, como nos casos da fadiga nos revestimentos asfálticos, esses materiais podem ter o seu comportamento considerado como viscoelástico. Entretanto, há de se ter cuidado nas considerações utilizadas, pois para condições diferentes daquelas exemplificadas, deformações viscoplásticas passam a ter um papel de grande importância nas respostas e, assim, os modelos viscoelásticos não são mais adequados para utilização.

A metodologia de caracterização viscoelástica para as misturas asfálticas será feita com base nos resultados obtidos nos ensaios de módulo dinâmico descritos no Capítulo 3. De posse dos modelos de interconversão entre as propriedades viscoelásticas, existentes na literatura científica, passa-se para a determinação das Curvas Mestras do módulo de relaxação. Segundo alguns autores, a Curva Mestre do módulo de relaxação permite a obtenção de uma propriedade viscoelástica usualmente relacionada com o parâmetro α definido na Equação 2.37 (Lee 1996; Daniel 2001; Chebab 2002; Lundström & Isacsson 2003). Outros, no entanto, apresentaram uma relação entre os resultados obtidos diretamente dos ensaios de módulo dinâmico com o parâmetro α . Assim, a caracterização viscoelástica dos materiais utilizados nessa pesquisa se faz necessária para as análises dos resultados dos ensaios de fadiga sob a luz da teoria do dano em meio contínuo.

4.2. ANÁLISE DOS RESULTADOS DE MÓDULO DINÂMICO

Baseando-se nos modelos de interconversão existentes na literatura, uma dada propriedade de um material viscoelástico pode ser convertida em outra propriedade, considerando que se tem a posse de dados para uma ampla faixa de tempo ou frequência da função de origem. Segundo Park & Schapery (1999), soluções exatas de interconversão podem conter integrais com limites infinitos, não sendo simples de serem determinadas analiticamente ou numericamente. Além disso, geralmente apenas resultados de uma faixa limitada do espectro de tempo ou

freqüência são disponíveis pelos laboratórios. Devido a esses e outros fatores, alguns métodos práticos de interconversão aproximada foram desenvolvidos de modo a facilitar a obtenção de certas propriedades dos materiais viscoelásticos. Assim, a seguir será descrito o procedimento utilizado nesse trabalho para a obtenção do módulo de relaxação a partir de resultados de ensaios de módulo dinâmico.

A campanha de ensaios de módulo dinâmico necessária para a determinação da Curva Mestra também permite obter resultados que podem ser utilizados para a verificação da qualidade dos ensaios realizados e obtenção de propriedades mecânicas. Essa oportunidade torna-se válida diante da necessidade de otimização do tempo dos ensaios realizados para caracterização de misturas asfálticas. Dentre os gráficos que podem ser utilizados, têm-se os diagramas *Cole-Cole* e *Black Space*.

Os resultados obtidos para a caracterização viscoelástica das misturas asfálticas por meio dos ensaios de módulo dinâmico, também permitem a verificação da aplicabilidade do princípio da correspondência elástico-viscoelástica, definida no Capítulo 2. Tal propriedade é um dos pilares da teoria do dano em meio contínuo considerando a viscoelasticidade dos materiais asfálticos. Os mesmos dados dos ensaios de módulo dinâmico também podem ser usados na determinação da Curva Mestra do módulo de flexibilidade, já que esta é outra propriedade fundamental dos materiais viscoelásticos. Porém, neste trabalho, a determinação do módulo de relaxação atende às necessidades dos modelos que serão usados para o estudo da fadiga em misturas asfálticas e, assim, não será preciso caracterizar o módulo de flexibilidade, muito embora também existam modelos de interconversões disponíveis.

4.2.1. Módulo Dinâmico para Misturas Convencionais Não Confinadas

A Tabela 4.1 apresenta os resultados do módulo dinâmico para a mistura KR7, nas temperaturas e freqüências usadas nos ensaios, bem como os valores de ângulo de fase. Todos os resultados foram realizados com as tensões induzidas que produziram deformações abaixo do limite de $150 \cdot 10^{-6}$, assegurando, com isso, que o material esteja dentro do limite da viscoelasticidade linear. Como pode ser observado, o valor do módulo dinâmico diminui com o aumento da temperatura, considerando uma mesma taxa de carregamento, assim como reduz com a diminuição da taxa de carregamento. Da mesma forma, o ângulo de fase tende a aumentar com o acréscimo da temperatura. Esses resultados estão coerentes com o esperado, uma vez que o aumento da temperatura faz com que as misturas asfálticas apresentem comportamento mais próximo de um material viscoso, ou seja, percam suas características elásticas.

É interessante observar que a diferença entre os valores extremos do módulo dinâmico pode chegar a duas ordens de grandeza, o que mostra a susceptibilidade tanto térmica quanto com relação à taxa de carregamento. Assim, essas observações vão de encontro à necessidade de se considerar o binômio temperatura-freqüência nas análises mecânicas que incluem os revestimentos asfálticos. É nesse sentido que o MEPDG, o novo guia de análises de pavimentos da AASHTO, está sendo direcionado, caracterizando as misturas asfálticas por meio dos resultados de módulo dinâmico.

Tabela 4.1 – Resultados dos ensaios de módulo dinâmico para três amostras da mistura KR7, sem tensão confinante.

Temp. (°C)	Freq. (Hz)	E* (kPa)			Ângulo de Fase (°)		
		Amos. 1	Amos. 2	Amos. 3	Amos. 1	Amos. 2	Amos. 3
-10,00	25	3,44E+07	4,80E+07	3,14E+07	12,31	9,41	9,86
-10,00	10	3,46E+07	4,50E+07	3,05E+07	13,85	11,94	11,83
-10,00	5	3,30E+07	4,22E+07	2,90E+07	13,85	13,67	12,14
-10,00	1	2,75E+07	3,65E+07	2,52E+07	16,89	15,16	13,66
-10,00	0,5	2,54E+07	3,41E+07	2,37E+07	17,88	15,78	13,81
-10,00	0,1	2,01E+07	2,87E+07	1,95E+07	20,11	16,49	16,18
5,00	25	1,86E+07	2,95E+07	2,04E+07	12,29	12,11	12,71
5,00	10	1,65E+07	2,56E+07	1,85E+07	15,33	14,85	16,26
5,00	5	1,47E+07	2,26E+07	1,66E+07	16,97	15,95	17,45
5,00	1	1,13E+07	1,76E+07	1,25E+07	21,77	20,46	22,53
5,00	0,5	9,81E+06	1,52E+07	1,09E+07	23,50	23,04	24,42
5,00	0,1	6,93E+06	1,05E+07	7,68E+06	30,28	30,06	29,17
21,00	25	7,93E+06	1,11E+07	8,18E+06	23,76	23,60	24,51
21,00	10	6,79E+06	8,64E+06	6,54E+06	27,34	27,11	28,99
21,00	5	5,72E+06	7,15E+06	5,36E+06	29,65	28,56	32,16
21,00	1	3,64E+06	4,56E+06	3,17E+06	36,50	36,48	37,49
21,00	0,5	2,94E+06	3,54E+06	2,51E+06	38,90	38,17	38,68
21,00	0,1	1,76E+06	2,02E+06	1,46E+06	40,46	38,42	38,58
37,00	25	3,02E+06	3,24E+06	3,12E+06	34,41	36,79	38,20
37,00	10	2,20E+06	2,15E+06	2,12E+06	33,87	35,8	35,01
37,00	5	1,72E+06	1,63E+06	1,64E+06	32,68	34,59	33,78
37,00	1	1,03E+06	9,29E+05	9,71E+05	33,64	29,87	32,67
37,00	0,5	8,50E+05	7,66E+05	7,90E+05	32,08	27,30	31,94
37,00	0,1	6,24E+05	5,43E+05	5,51E+05	30,49	21,45	30,21
54,00	25	1,41E+06	1,77E+06	1,42E+06	34,14	29,77	32,60
54,00	10	9,84E+05	1,33E+06	1,04E+06	29,13	26,08	29,57
54,00	5	8,07E+05	1,03E+06	8,64E+05	27,73	26,12	27,13
54,00	1	5,90E+05	7,03E+05	6,44E+05	24,94	24,35	26,72
54,00	0,5	5,60E+05	6,31E+05	5,81E+05	25,92	23,61	27,09
54,00	0,1	4,63E+05	6,29E+05	5,08E+05	31,31	28,68	36,29

Apesar de o ângulo de fase ter uma tendência de crescimento com o aumento de temperatura, pode-se perceber que os valores possuem uma tendência de redução para os ensaios realizados na temperatura de 54°C. Esse fenômeno pode ser explicado pelas propriedades dos diferentes materiais que compõem uma mistura asfáltica. Após certa temperatura, o ligante asfáltico passa a se comportar mais próximo de um fluido viscoso do que como um material viscoelástico propriamente dito. Assim, a estrutura granulométrica que os agregados formam, por meio do contato grão a grão, passa a suportar mais isoladamente os esforços aplicados na mistura, refletindo certo comportamento elástico nos resultados. Para esses casos, há uma alta probabilidade de que ocorram grandes deformações permanentes no pavimento. Esse fenômeno pode ser observado para temperaturas mais baixas, nas misturas que possuem um esqueleto mineral mais estruturado, ou seja, com maiores contatos entre os grãos como, por exemplo, os SMA's (*Stone Mastic Asphalt*).

A Figura 4.1 mostra mais claramente a variação do ângulo de fase com a frequência reduzida no ensaio de módulo dinâmico. A Figura 4.2 mostra o diagrama *Black Space*, que relaciona o ângulo de fase com o valor do módulo dinâmico. Segundo Pellinen (2001), este tipo de gráfico mostra a independência da temperatura e da frequência na relação entre o módulo dinâmico e o ângulo de fase. Este gráfico também permite uma estimativa do valor puramente elástico da mistura asfáltica ($|E^*|$ para $\varphi = 0$). Para isso, basta introduzir uma curva de tendência, definida por um polinômio de segundo grau, e determinar o valor do módulo dinâmico para um ângulo de fase nulo. Para a Figura 4.2, este valor ficaria em torno de $5,6 \cdot 10^7$ kPa.

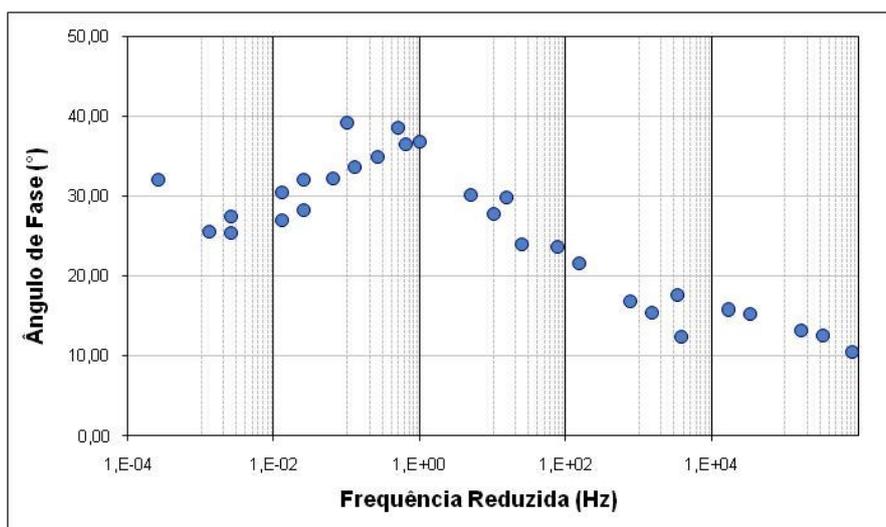


Figura 4.1 – Variação do ângulo de fase com a frequência reduzida para a mistura KR7, sem confinamento.

Outra forma de analisar os resultados do ensaio de módulo dinâmico é apresentar os dados no espaço complexo, ou seja, relacionar os valores do módulo de armazenamento no eixo real

(eixo x) com o módulo de perda no eixo imaginário (eixo y), usando as Equações 2.6 e 2.7. Como pode ser visto na Figura 4.3, os valores mostram a tendência em formar uma curva única, também mostrando a independência da temperatura e frequência nos resultados. Esse gráfico permite avaliar a qualidade dos resultados, principalmente em temperaturas baixas e intermediárias. Para altas temperaturas, o diagrama *Black Space* torna-se a melhor opção para verificar a qualidade dos resultados.

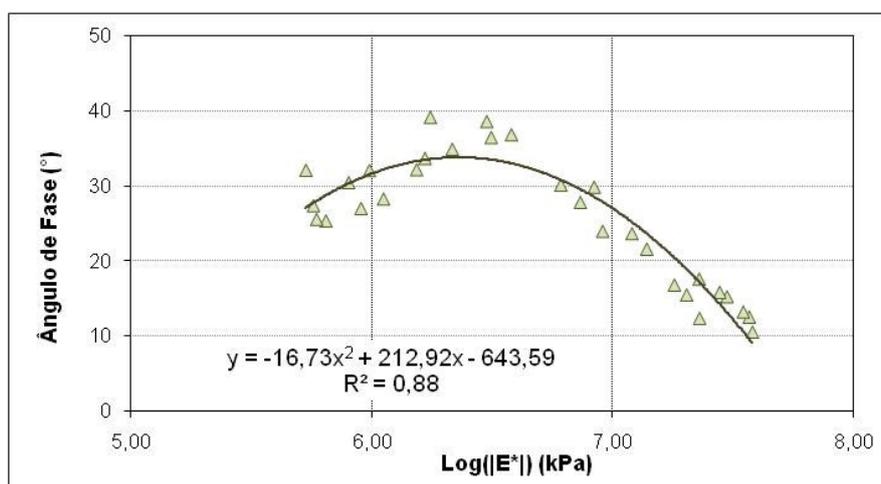


Figura 4.2 – Diagrama *Black Space* para a mistura KR7, sem confinamento.

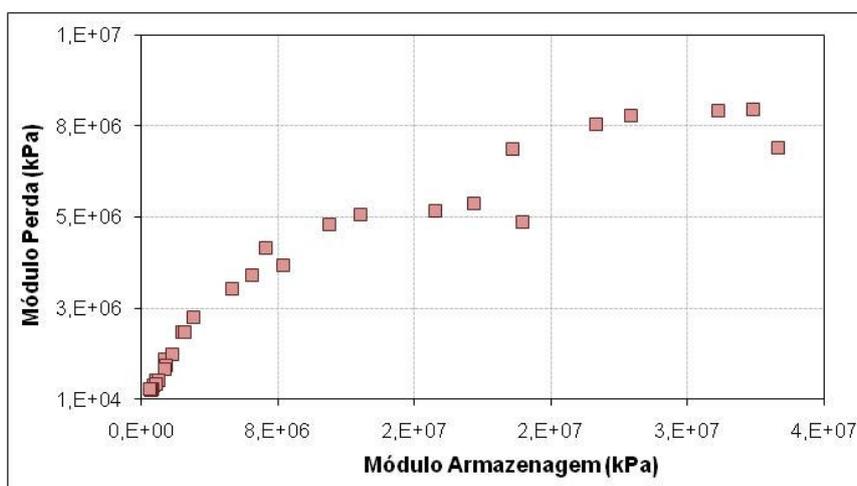


Figura 4.3 – Diagrama *Cole-Cole* para a mistura KR7, sem confinamento.

A Curva Mestre pode, então, ser obtida com base na metodologia utilizada por Sotil (2005), utilizando uma função sigmoideal para definir a variação do módulo dinâmico com a frequência de ensaio. Esse procedimento consiste em obter as variáveis definidas nas Equações 2.9 e 2.10 por meio do método dos mínimos quadrados, utilizando uma planilha eletrônica. Com base nos resultados obtidos experimentalmente, uma planilha foi criada para calcular automaticamente todas as variáveis necessárias, bem como desenhar graficamente a função sigmoideal para definir o modelo que melhor se aproxima dos valores observados em

laboratório. A Figura 4.4 apresenta a Curva Mestra dos valores médios para a mistura KR7 sem confinamento, bem como a relação entre o fator de translação com a temperatura. A Tabela 4.2 mostra os resultados obtidos para as variáveis do modelo e os coeficientes da relação do fator de translação com a temperatura.

Tabela 4.2 – Variáveis que definem a Curva Mestra da mistura KR7.

δ	ϕ	β	γ	a	b	c
4,569	2,201	-0,0509	0,595	1,04E-3	-1,58E-1	2,87

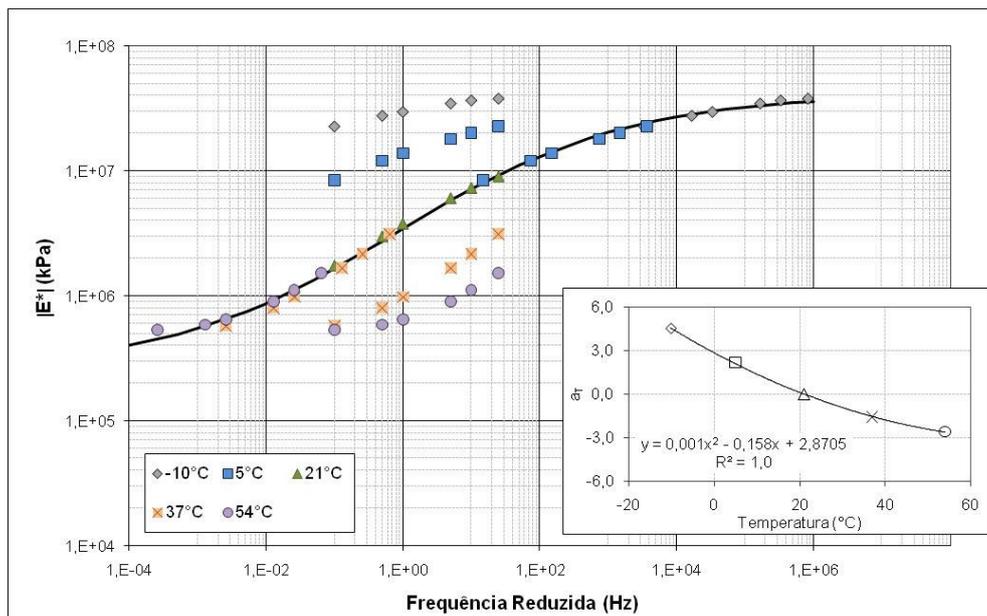


Figura 4.4 – Curva Mestra na temperatura de referência de 21°C para a mistura KR7 (não confinado) e relação entre o fator de translação e a temperatura.

Os resultados aqui apresentados foram obtidos considerando os valores médios das três amostras ensaiadas. Como foi descrito no Capítulo 3, o ensaio de módulo dinâmico é realizado com dois LVDT's em cada amostra. Durante o projeto NCHRP 9-19 (Witczak et al. 1999), foram realizados estudos da variabilidade existente nos resultados de ensaios de módulo dinâmico. A pesquisa mostrou que a relação altura/diâmetro de 1,50 resulta em uma menor variabilidade nos valores de módulo dinâmico. Mais ainda, o estudo procurou determinar intervalos de confiança para diferentes configurações de números de LVDT's e quantidade de amostras, considerando um nível de confiança de 95 %.

De acordo com os resultados, resumidos na Figura 4.5, as campanhas realizadas pelo laboratório da ASU resultaram em um intervalo de confiança de $\pm 19\%$ para o módulo dinâmico. Para o ângulo de fase, o intervalo de confiança foi de $\pm 8,5\%$. Os resultados mostram que a variabilidade existente entre LVDT's em uma mesma amostra é maior que a variabilidade existente entre amostras, o que leva a crer que o aumento do número de

medidores nas amostras produz uma redução na variabilidade de maneira mais eficaz quando se propõe realizar ensaios em um maior número de amostras. Para os resultados apresentados na Tabela 4.1, o intervalo de confiança médio obtido foi de $\pm 39\%$ para o módulo dinâmico e $\pm 16\%$ para o ângulo de fase.

Segundo Pellinen (2001), o coeficiente de variação é um bom indicador da variabilidade existente nos resultados, por se apresentar de maneira mais estável diante dos resultados obtidos em diferentes temperaturas e frequências de carregamento. Witczak et al. (1999) encontraram coeficientes de variação de aproximadamente 26% e 11% para resultados de módulo dinâmico e ângulo de fase, respectivamente. Pellinen (2001) encontrou valores de 13% para módulo dinâmico e 10% para ângulo de fase, considerando todos os dados de sua pesquisa. A título de comparação, os resultados obtidos e apresentados pela Tabela 4.1 mostram que o coeficiente de variação do módulo dinâmico ficou em torno de 16% , enquanto que para o ângulo de fase o valor foi de 7% .

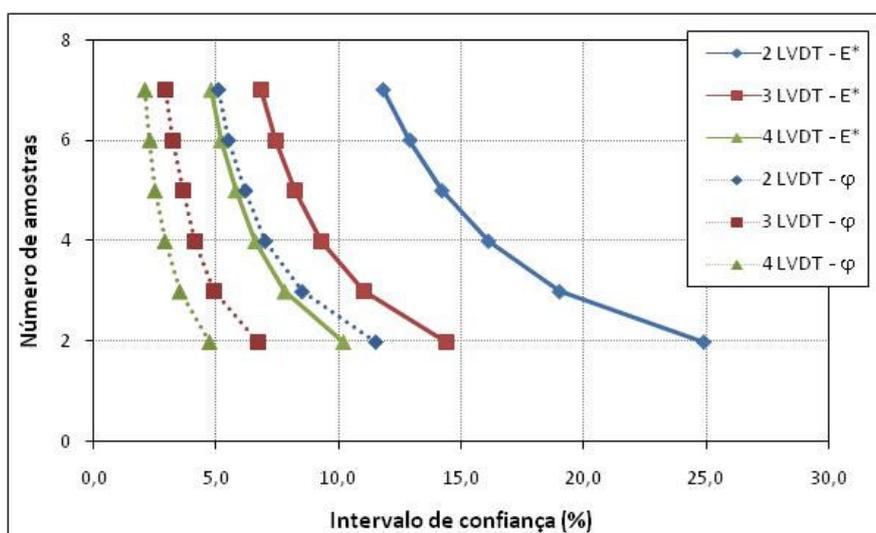


Figura 4.5 – Relação entre o número de LVDT's e de amostras nos resultados de intervalo de confiança dos resultados de módulo dinâmico e ângulo de fase, para um nível de confiança de 95% (modificado – Witczak et al. 1999).

A Figura 4.6 mostra as três Curvas Mestras para os resultados das amostras separadamente. Apesar de ser um caso onde os resultados apresentaram uma variabilidade acima dos valores usualmente encontrados na literatura científica, a utilização dos valores médios para a construção da Curva Mestre ainda pode ser considerada uma opção válida para a caracterização viscoelástica, como pode ser visto. Dessa forma, as interconversões entre propriedades viscoelásticas realizadas nesta parte do trabalho serão feitas com base nos resultados obtidos pelas médias das amostras ensaiadas.

Uma das principais propriedades dos materiais viscoelásticos que se pode obter da Curva Mestra é a inclinação da parte linear central da curva. De acordo com algumas pesquisas, esse valor pode ser relacionado com propriedades mecânicas das misturas asfáltica, tais como os modelos de fadiga que utilizam a teoria do dano em meio contínuo (Kim et al. 2006a). Para a curva média, apresentada na Figura 4.6, o valor da inclinação da parte linear central é de 0,322. A propriedade equivalente pode ser obtida por meio da Curva Mestra do módulo de relaxação e será esse o valor utilizado para as correlações realizadas nesse trabalho mais à frente.

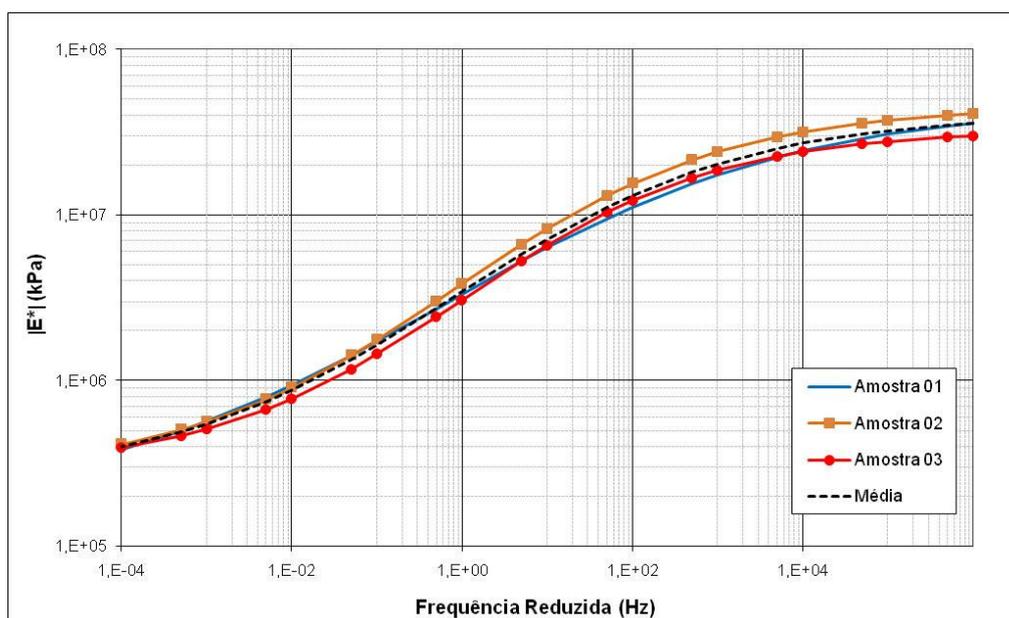


Figura 4.6 – Comparação das Curvas Mestras para as três amostras da mistura KR7, sem confinamento.

A mistura KR7, como descrito no Capítulo 3, foi caracterizada como densa, sem asfalto modificado com polímero e com ligante do tipo PG 64-22. Nesse mesmo projeto, foi utilizada uma mistura com a mesma granulometria, porém com um ligante convencional do tipo PG 76-16, definida aqui como KRTR7. A Curva Mestra dos ensaios de módulo dinâmico realizados para essa mistura pode ser vista na Figura 4.7 e a comparação com a mistura KR7 é apresentada na Figura 4.8. Todos os resultados são de ensaios sem confinamento e as curvas foram criadas considerando a temperatura de referência de 21°C.

A troca do ligante resultou em um acréscimo do módulo dinâmico da mistura para todas as combinações de temperatura e frequência ensaiadas, como esperado. Para temperaturas mais baixas, o ligante PG 64-22 possui melhor comportamento, resultando em menores valores de módulo comparado com a mistura com o ligante PG 76-16. Uma menor rigidez é esperada nas situações onde trincas térmicas são os principais tipos de defeitos existentes nos revestimentos

asfálticos. É por essa razão que o ligante PG 64-22 é o mais indicado para temperaturas mais baixas comparado com o ligante PG 76-16.

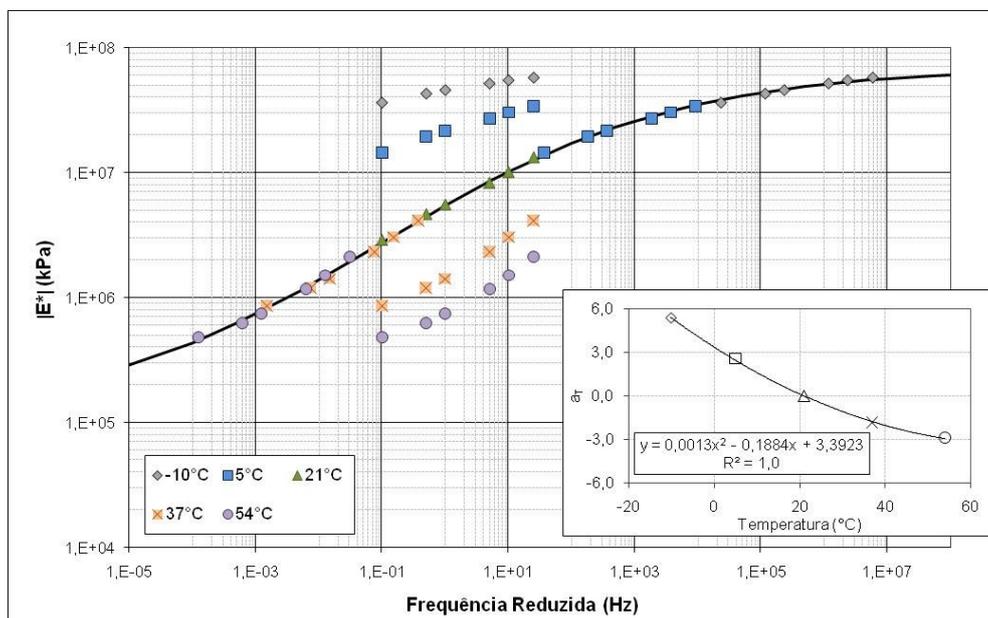


Figura 4.7 – Curva Mestre na temperatura de referência de 21°C para a mistura KRTR7 (não confinado) e relação entre o fator de translação e a temperatura.

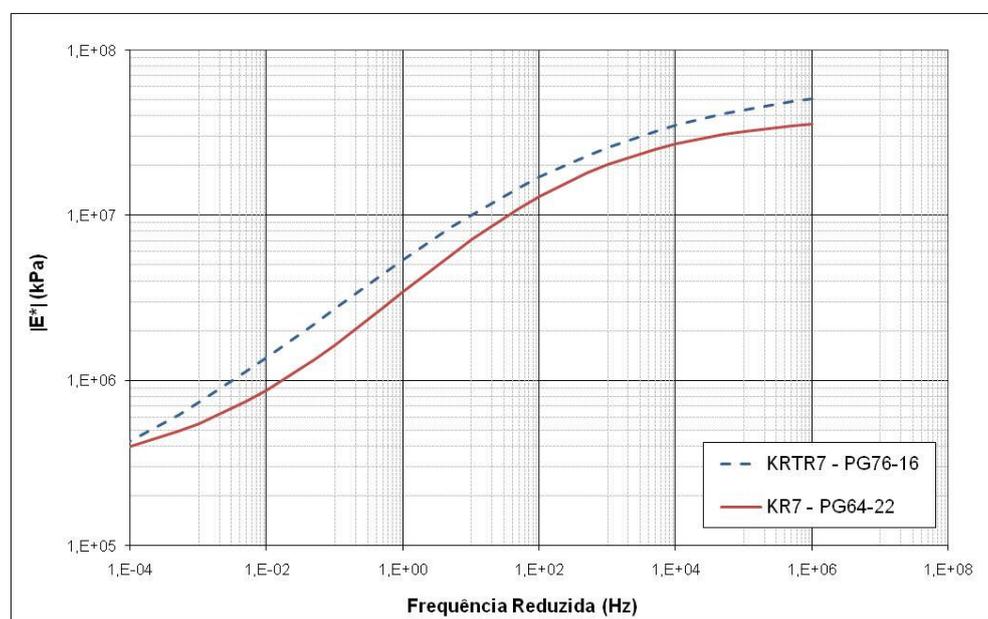


Figura 4.8 – Comparação das Curvas Mestras para as misturas KR7 e KRTR7, sem confinamento.

Por outro lado, nas situações onde a temperatura de ensaio é elevada, o ligante PG 76-16 apresenta maior estabilidade, reduzindo os riscos de ocasionar deformação permanente, como demonstrado pelos maiores valores de módulo dinâmico. Esses resultados também são evidentes, pois o limite superior da temperatura no qual tal ligante pode ser utilizado é superior ao do ligante PG 64-22. Percebe-se ainda que, para uma completa caracterização da

Curva Mestre na mistura com o ligante PG 76-16, seria preciso mais uma campanha de ensaios em temperaturas mais elevadas, o que permitiria obter dados que pudessem melhor caracterizar seu comportamento nessa região da Curva Mestre.

A comparação das Curvas Mestras das misturas convencionais, na situação não confinada, está ilustrada na Figura 4.9. De acordo com os resultados, a mistura BS7 resultou nos maiores valores de módulo dinâmico para temperaturas elevadas. Esse resultado era esperado uma vez que o ligante PG 70-10 foi utilizado nessa mistura. A mistura BC7 utilizou o ligante PG 76-16 e também obteve altos valores de módulo dinâmico, bem como a mistura SS7 feita com o ligante PG 70-22. Os resultados obtidos por essas misturas, em teoria, indicam que os revestimentos asfálticos poderão ter um bom comportamento em relação à deformação permanente em locais onde altas temperaturas são frequentes. Por outro lado, para as misturas JR7, KR7 e TG7, feitas com os ligantes do tipo PG 64-22, os valores de módulo dinâmico foram menores para temperaturas elevadas, como esperado.

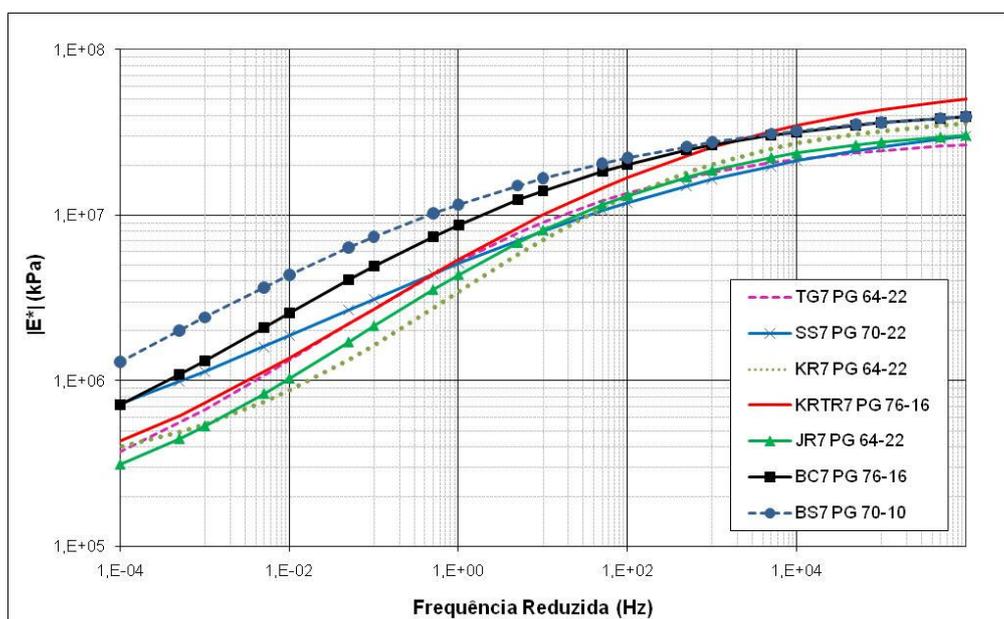


Figura 4.9 – Curvas Mestras para as misturas convencionais na situação não confinada.

Do outro lado da curva, onde os resultados são obtidos nos ensaios realizados a baixas temperaturas, espera-se que uma mistura asfáltica tenha um melhor comportamento quando esta resultar menores valores de módulo dinâmico. Uma mistura menos rígida permite maior flexibilidade quando trincas térmicas estão para acontecer. Como pode ser observado nos resultados ilustrados na Figura 4.9, as diferenças nos valores de módulo dinâmico não foram tão evidentes. Mesmo assim, pode-se observar que as misturas feitas com ligantes menos viscosos estão entre as que resultaram os menores valores de módulo. Olard et al. (2003) mostram resultados de módulo dinâmico em misturas asfálticas com diferentes tipos de ligantes betuminosos. Os autores mostram que a parte superior da Curva Mestre tende a um

mesmo valor assintótico de módulo dinâmico máximo para todas as misturas, confirmando a tendência obtida nesse trabalho. Cabe ressaltar que os resultados obtidos por Olard et al. (2003) foram para misturas com diferentes ligantes, porém com o mesmo tipo de agregado. Nas misturas testadas aqui, os agregados possuem origens diferenciadas, o que explica a relativa dispersão na parte superior da Curva Mestra.

Como foi exposto anteriormente, ensaios de módulo dinâmico realizados a altas temperaturas mostram uma maior influência do esqueleto mineral, já que o ligante passa a estar em um estado menos viscoso, reduzindo sua parcela na capacidade estrutural da mistura. Entretanto, em algumas misturas, ainda houve uma influência visível da viscosidade do ligante mesmo para as altas temperaturas, o que poderia vir a contradizer os resultados previamente obtidos. Fazendo uma análise mais crítica nessas misturas, observa-se que os resultados de ângulo de fase tiveram um comportamento um tanto peculiar nos ensaios de módulo dinâmico. A Figura 4.10 e a Figura 4.11 mostram a relação entre o ângulo de fase com a frequência angular reduzida para as misturas BS7 e SS7, dois dos materiais que tiveram influência da viscosidade do ligante mesmo para altas temperaturas.

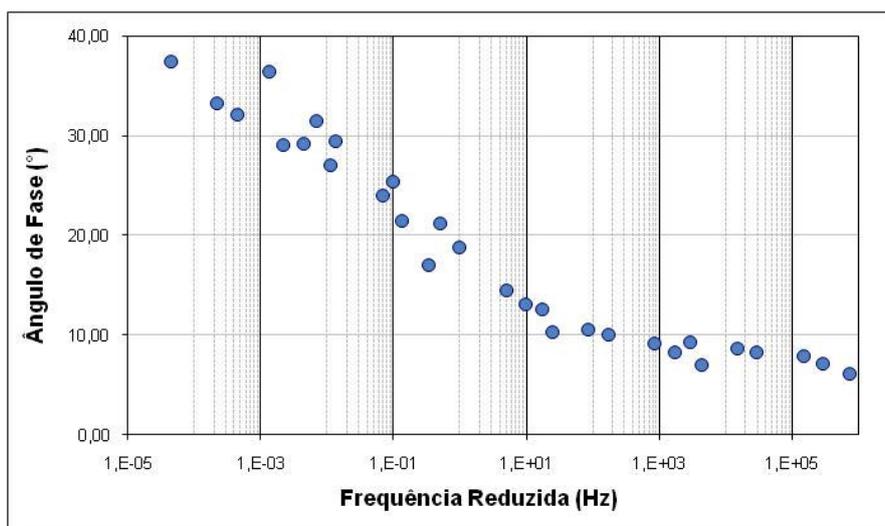


Figura 4.10 – Variação do ângulo de fase com a frequência reduzida para a mistura BS7, sem confinamento.

Como pode ser visto, mesmo para altas temperaturas, não se observa uma queda nos valores do ângulo de fase, como acontece nas misturas onde o ligante reduz sua influência nos valores do módulo dinâmico (Figura 4.1). Ao contrário, há até certa tendência de constância ou mesmo de acréscimo do ângulo de fase, o que pode indicar que o ligante asfáltico ainda esteja tendo influência na rigidez do material mesmo para altas temperaturas. Essas observações levam a crer que os resultados obtidos e apresentados na Figura 4.9 estão coerentes com as características mecânicas de cada mistura. A mistura BC7 que também apresentou influência do ligante para temperaturas elevadas também apresentou comportamento semelhante, apesar

da pequena queda dos valores do ângulo de fase na extremidade da curva. A seguir, serão apresentados os resultados de módulo dinâmico obtidos para algumas misturas convencionais que foram testadas com tensão confinante.

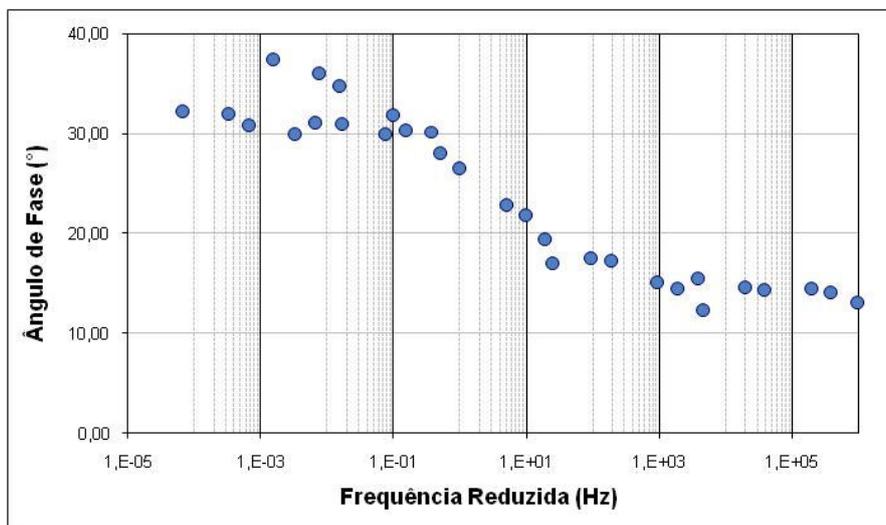


Figura 4.11 – Variação do ângulo de fase com a frequência reduzida para a mistura SS7, sem confinamento.

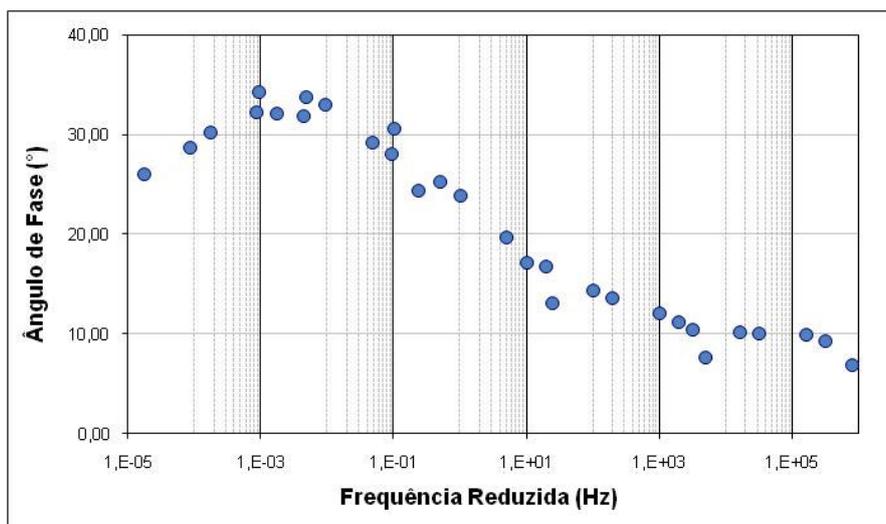


Figura 4.12 – Variação do ângulo de fase com a frequência reduzida para a mistura BC7, sem confinamento.

4.2.2. Módulo Dinâmico para Misturas Convencionais Confinadas

Os ensaios de módulo dinâmico com tensão de confinamento têm o objetivo de caracterizar o comportamento das misturas asfálticas sob condições de carregamento próximas daquelas existentes nos campo. Apesar de o material ser aplicado relativamente em uma posição superficial, não possuindo nenhuma sobrecarga estática que induziria tensão vertical suficiente para resultar em uma tensão de confinamento constante, a passagem dinâmica das

cargas de tráfego induz pulsos de tensões verticais e de confinamento, justificando o estudo do comportamento desses materiais nessas condições.

Dois misturas convencionais utilizadas nessa pesquisa foram ensaiadas sob tensão confinante igual a 138 kPa. Os resultados obtidos estão ilustrados na Figura 4.13 para a mistura JR7 e na Figura 4.14 para a mistura SS7, em conjunto com a curva para a situação não confinada. As curvas mostram a tendência esperada do aumento dos valores de módulo dinâmico para as situações onde há o confinamento.

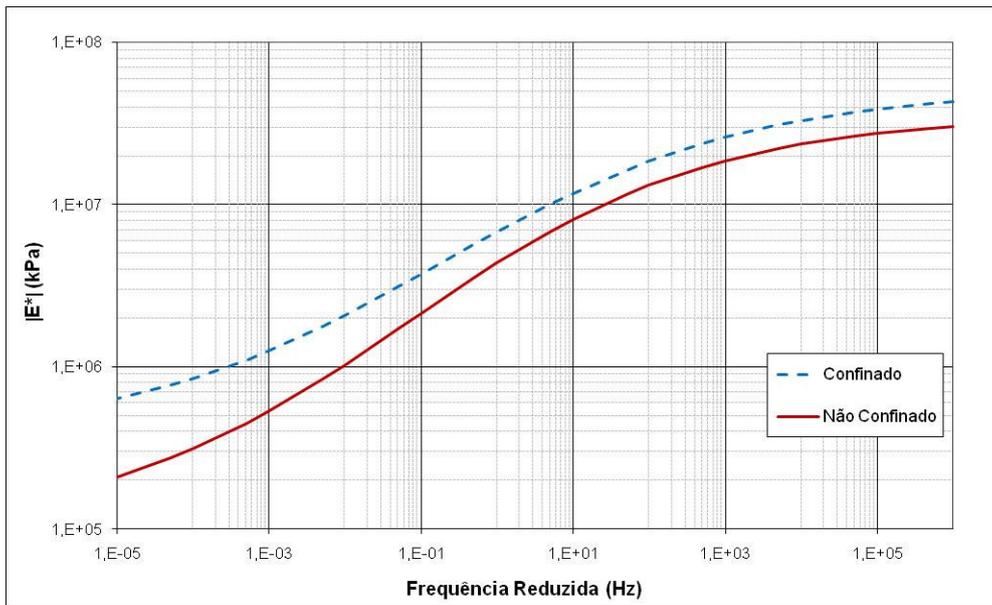


Figura 4.13 – Curvas Mestras da mistura JR7 com e sem confinamento.

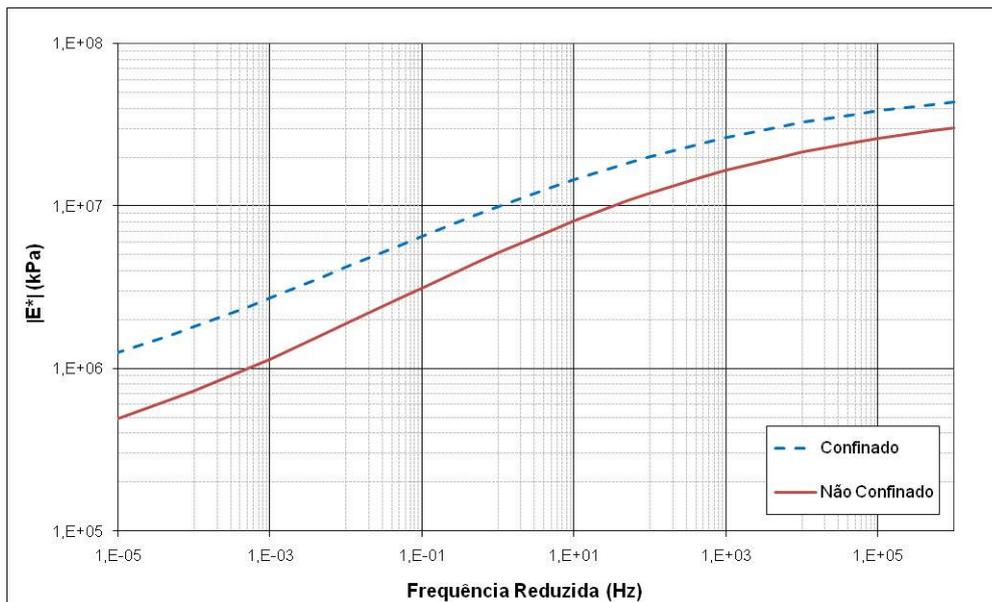


Figura 4.14 – Curvas Mestras da mistura SS7 com e sem confinamento.

Observa-se que, além do acréscimo dos valores de módulo dinâmico com o efeito do confinamento, as Curvas Mestras mostram certa tendência de redução da inclinação da parte linear central que, como já foi mencionado anteriormente, representa uma importante propriedade dos materiais viscoelásticos. Essa redução da inclinação da curva representa uma menor susceptibilidade do módulo dinâmico com relação às variações na temperatura e frequências de carregamento. Outra observação que pode ser feita é a menor diferença dos valores para as temperaturas mais baixas, quando o material se torna mais rígido, indicando uma menor interferência do confinamento no comportamento mecânico da mistura.

Apesar de o confinamento influenciar diretamente nas propriedades das misturas convencionais, ressalta-se que não é um procedimento comum realizar esse tipo de ensaio no laboratório da ASU. Por outro lado, para as misturas modificadas com borracha de pneu, esse procedimento é considerado padrão pela ASU, sendo realizados ensaios de módulo dinâmico e de fluência com cargas repetidas nas situações sem e com tensão confinante. Isso se deve ao fato de que grande parte das seções dos pavimentos no estado do Arizona possuir revestimentos asfálticos contendo as camadas modificadas com borracha na parte superior dos mesmos, local onde tensões confinantes resultante das cargas aplicadas são normalmente encontradas.

Para ilustrar esta afirmação, pode-se realizar um estudo numérico, utilizando o Método dos Elementos Finitos, ou qualquer outro código que possua a capacidade de determinar as tensões ou deformações desenvolvidas no interior da estrutura de um pavimento flexível. Considerando três tipos de revestimentos asfálticos, tal qual a estrutura ilustrada pela Figura 3.2, e com valores de módulos elásticos adotados, embora baseados em resultados usualmente encontrados na literatura científica, pode-se obter a distribuição da tensão horizontal ao longo do eixo central de aplicação de uma carga circular com pressão equivalente à de um pneu de caminhão. Por meio de uma análise axissimétrica e linear-elástica, a tensão horizontal ao longo do eixo vertical pode ser vista na Figura 4.15.

As análises consideraram uma perfeita ligação entre as camadas, o que pode ter ocasionado a descontinuidade de valores entre as duas primeiras camadas. Percebe-se que estas camadas, ambas representando misturas modificadas com borracha de pneu, estão sob tensões horizontais de compressão. De acordo com a configuração do pavimento apresentada, apenas a camada de revestimento convencional estaria apresentando tensões horizontais de tração. Uma discussão mais detalhada sobre a configuração da estrutura do pavimento aqui descrita será feita mais adiante, em conjunto com as análises de fadiga dos materiais asfálticos.

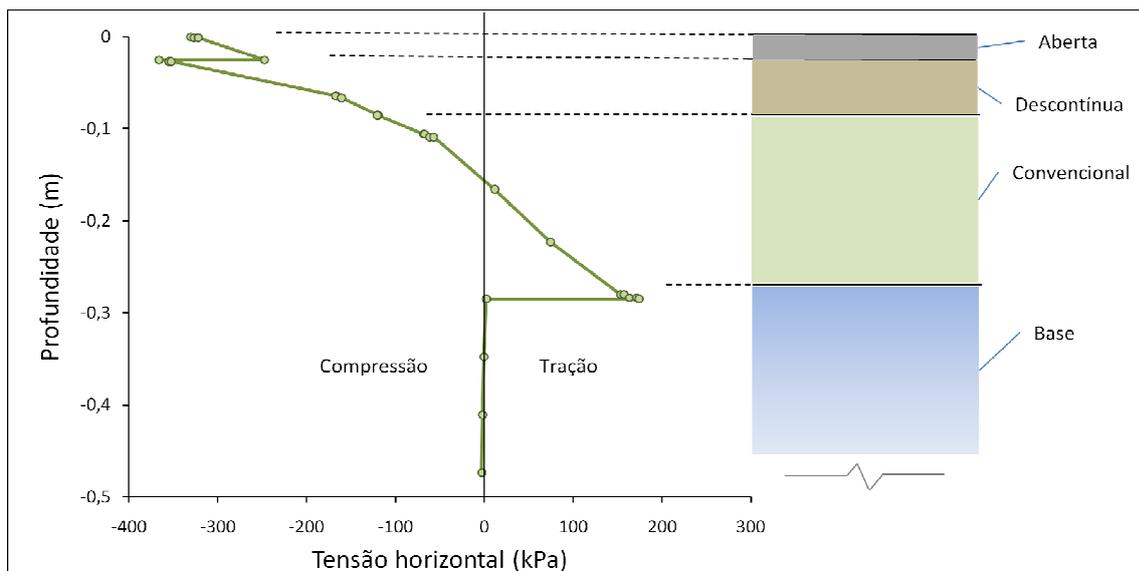


Figura 4.15 – Distribuição das tensões horizontais em uma seção de pavimento ao longo do eixo vertical, no centro de uma carga circular.

4.2.3. Módulo Dinâmico para Misturas Modificadas com Borracha de Pneu Não Confinadas

Até agora, foram apresentados resultados de misturas asfálticas convencionais. Para as misturas modificadas com borracha de pneu, o procedimento de caracterização viscoelástica segue a mesma metodologia. Entretanto, para esses materiais, a caracterização realizada pelo laboratório da ASU procura avaliar o comportamento mecânico nos ensaios de módulo dinâmico e de fluência sob cargas repetidas, num estado de confinamento. Para isso, campanhas de ensaios com e sem confinamento são geralmente realizadas para essas misturas.

O projeto desenvolvido pelo ADOT na região de *Badger Springs* utilizou três tipos de misturas diferentes: convencional, descontínua e aberta, representadas pelas siglas BS7, BS3 e BS4, respectivamente. A primeira diferença entre as misturas está no tipo de ligante utilizado. Enquanto a mistura convencional utilizou o ligante PG 70-10, as misturas, descontínua e aberta, foram fabricadas com o ligante PG 58-22, modificado com 20 % de borracha de pneu. Além dos diferentes ligantes usados, granulometria e índice de vazios são fatores que interferem diretamente no comportamento mecânico das misturas.

A Tabela 4.3 apresenta os resultados típicos dos ensaios de módulo dinâmico nas mesmas frequências de carregamento e temperatura daqueles realizados para as misturas convencionais. As deformações a que as amostras foram submetidas ficaram dentro do limite da linearidade, permitindo a caracterização viscoelástica do material. Para as misturas modificadas com borracha de pneu, os ensaios de módulo dinâmico sem confinamento

resultam, normalmente, em menores valores comparados com as misturas convencionais. Isso se deve principalmente ao fato de que essas misturas possuem maiores índices de vazios. De acordo com os resultados de Airey et al. (2003), o limite de deformação para que se possa garantir que uma mistura esteja dentro do domínio da viscoelasticidade linear é tanto maior quanto menores forem os valores de módulo complexo das misturas asfálticas. Portanto, considerando que as deformações nas amostras modificadas ficaram próximas daquelas obtidas nas misturas convencionais, conclui-se que o limite da viscoelasticidade linear foi respeitado nos ensaios de módulo dinâmico.

Tabela 4.3 – Resultados dos ensaios de módulo dinâmico para três amostras da mistura BS3, sem tensão confinante.

Temp. (°C)	Freq. (Hz)	E* (kPa)			Ângulo de Fase (°)		
		Amos. 1	Amos. 2	Amos. 3	Amos. 1	Amos. 2	Amos. 3
-10,00	25	8,37E+06	1,17E+07	7,70E+06	9,1	4,75	9,25
-10,00	10	8,05E+06	1,13E+07	7,45E+06	10,81	8,28	11,43
-10,00	5	7,54E+06	1,07E+07	7,07E+06	11,42	8,58	12,01
-10,00	1	6,40E+06	9,39E+06	6,02E+06	12,00	9,52	12,71
-10,00	0,5	5,97E+06	8,75E+06	5,63E+06	12,75	9,99	13,25
-10,00	0,1	5,02E+06	7,46E+06	4,71E+06	13,65	11,11	14,43
5,00	25	4,71E+06	6,63E+06	4,91E+06	15,71	12,94	11,14
5,00	10	4,18E+06	5,83E+06	4,56E+06	17,59	15,49	13,02
5,00	5	3,74E+06	5,24E+06	4,10E+06	18,29	15,81	15,49
5,00	1	2,79E+06	4,02E+06	3,21E+06	20,03	19,02	18,29
5,00	0,5	2,46E+06	3,53E+06	2,87E+06	21,27	19,82	19,21
5,00	0,1	1,76E+06	2,59E+06	2,15E+06	25,28	23,44	22,53
21,00	25	2,68E+06	3,31E+06	1,67E+06	22,54	22,98	23,37
21,00	10	2,13E+06	2,68E+06	1,39E+06	22,90	24,19	25,38
21,00	5	1,79E+06	2,22E+06	1,19E+06	24,43	25,95	26,86
21,00	1	1,20E+06	1,47E+06	7,81E+05	28,69	30,66	31,61
21,00	0,5	9,92E+05	1,24E+06	6,59E+05	30,22	32,89	32,39
21,00	0,1	6,62E+05	7,89E+05	4,60E+05	37,75	39,52	34,96
37,00	25	1,33E+06	1,40E+06	1,13E+06	28,63	34,17	32,80
37,00	10	1,09E+06	1,02E+06	8,64E+05	31,52	35,23	30,19
37,00	5	9,01E+05	8,35E+05	7,45E+05	32,03	34,91	29,57
37,00	1	5,65E+05	5,73E+05	5,15E+05	39,26	42,92	34,67
37,00	0,5	4,92E+05	5,12E+05	4,55E+05	41,42	46,36	38,19
37,00	0,1	3,85E+05	4,07E+05	3,50E+05	51,22	56,48	46,03
54,00	25	8,19E+05	9,22E+05	6,74E+05	41,05	31,82	39,54
54,00	10	6,73E+05	7,45E+05	5,00E+05	33,5	31,94	32,92
54,00	5	5,80E+05	6,97E+05	4,58E+05	34,06	33,90	34,05
54,00	1	4,42E+05	5,77E+05	3,91E+05	48,63	45,00	51,42
54,00	0,5	4,07E+05	6,39E+05	3,89E+05	53,35	50,33	60,43
54,00	0,1	3,48E+05	6,12E+05	4,05E+05	70,55	68,13	93,88

Os resultados obtidos para a mistura descontínua BS3, sem tensão confinante, mostram a mesma tendência das misturas convencionais, com os valores de módulo dinâmico reduzindo com o acréscimo da temperatura e com a diminuição da frequência de carregamento. Mais ainda, o ângulo de fase também tem uma tendência de crescimento com o acréscimo da temperatura e com a diminuição da taxa de carregamento.

Entretanto, ao contrário das misturas convencionais, observa-se que para a maior temperatura de ensaio (54°C), o valor de ângulo de fase mantém a mesma tendência de crescimento. Como foi observado para as misturas convencionais, os ensaios realizados nessa temperatura mostram que o ângulo de fase tem uma tendência de redução comparando-se com os valores obtidos para a temperatura de 37°C. Essa diferença de comportamento entre os dois tipos de misturas para os ensaios a temperaturas elevadas deve-se à influência da modificação realizada com a borracha de pneu. De acordo com o processo de modificação utilizado pelo ADOT, o ligante resultante possui viscosidade bem maior em relação ao ligante da mistura convencional. Acredita-se, portanto, que esse incremento de viscosidade faça com que, mesmo para altas temperaturas, ainda haja influência significativa do ligante no comportamento mecânico da mistura de maneira tal que, com o acréscimo da temperatura, os valores de ângulo de fase aumentem, como se espera que aconteça com um material viscoelástico. É importante ressaltar também, que a quantidade de ligante existente nas misturas modificadas é maior que nas misturas convencionais, o que pode maximizar os efeitos do ligante na mistura asfáltica. Outro efeito importante, talvez o mais relevante, seja o aumento na temperatura de amolecimento com a inclusão de borracha.

Esse comportamento está ilustrado na Figura 4.16, onde os valores de ângulo de fase e frequência reduzida são relacionados. Comparando com os resultados obtidos para a mistura convencional KR7 (Figura 4.1), fica clara a diferença de comportamento das misturas modificadas para temperaturas elevadas, ficando evidente a influência do ligante nessas condições, ao contrário do que ocorre com as misturas convencionais. Contudo, em algumas misturas convencionais usadas nessa pesquisa, principalmente aquelas onde o ligante caracteriza-se por uma alta viscosidade, pode-se observar o mesmo tipo de comportamento visto nas misturas modificadas com borracha de pneu, como foi ilustrado pela Figura 4.10, Figura 4.11 e Figura 4.12.

A Figura 4.17 também ilustra a diferença de comportamento entre os dois tipos de misturas por meio do diagrama *Black Space*. Enquanto que para os materiais convencionais essa curva é próxima de uma parábola, os resultados obtidos no caso das misturas com ligante com borracha apresentam uma relação inversa entre ângulo de fase e o módulo dinâmico.

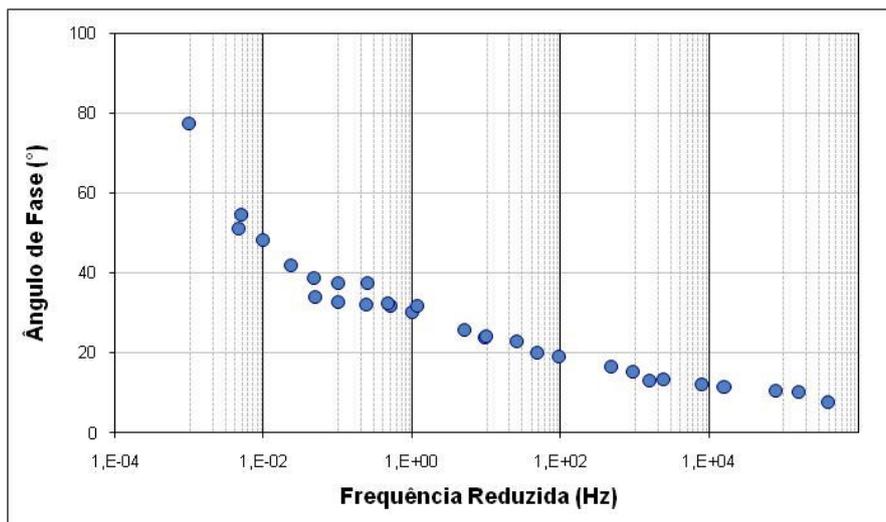


Figura 4.16 – Variação do ângulo de fase com a frequência reduzida para a mistura BS3, sem confinamento.

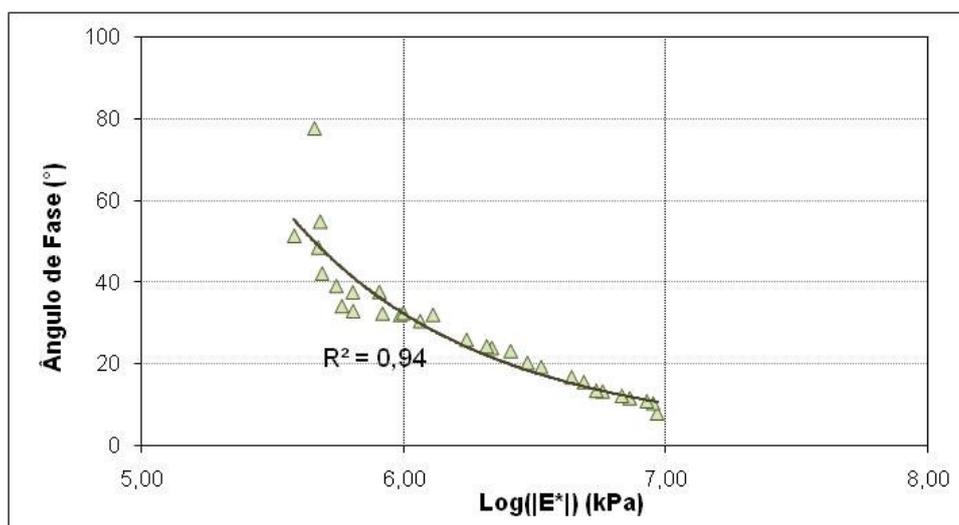


Figura 4.17 – Diagrama *Black Space* para a mistura BS3, sem confinamento.

Assim como a mistura descontínua BS3, os resultados obtidos para a mistura aberta BS4 apresentaram-se de maneira similar, considerando a evolução do ângulo de fase com a temperatura e a frequência. A Figura 4.18 mostra a relação da frequência reduzida com o ângulo de fase e a Figura 4.19 mostra o diagrama *Black Space*, confirmando a observação de que a alta viscosidade do ligante é um fator importante no comportamento mecânico para altas temperaturas.

Considerando o ângulo de fase, a mistura aberta obteve menores valores que a mistura descontínua (misturas BS4 e BS3), mostrando que a primeira obteve um comportamento menos viscoso que a segunda. Esse resultado, porém, está em desacordo com as quantidades de ligantes existentes nas duas misturas. A mistura aberta BS4 possui 9,0 % enquanto a descontínua 7,8 %, o que levaria a crer que os resultados de ângulo de fase fossem maiores

para a mistura aberta. A Curva Mestre da mistura descontínua BS3 é apresentada na Figura 4.20, enquanto que a da mistura BS4 é apresentada na Figura 4.21. A mistura aberta BS4 obteve um comportamento diferenciado da mistura descontínua, com a parte linear da curva menos inclinada, ou seja, uma menor dependência dos valores de módulo dinâmico frente à variações de temperatura e frequência de ensaio.

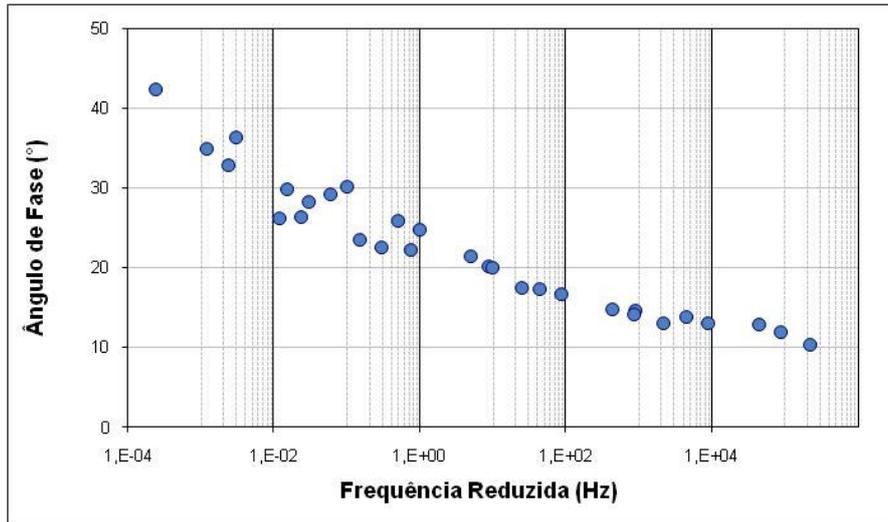


Figura 4.18 – Variação do ângulo de fase com a frequência reduzida para a mistura BS4, sem confinamento.

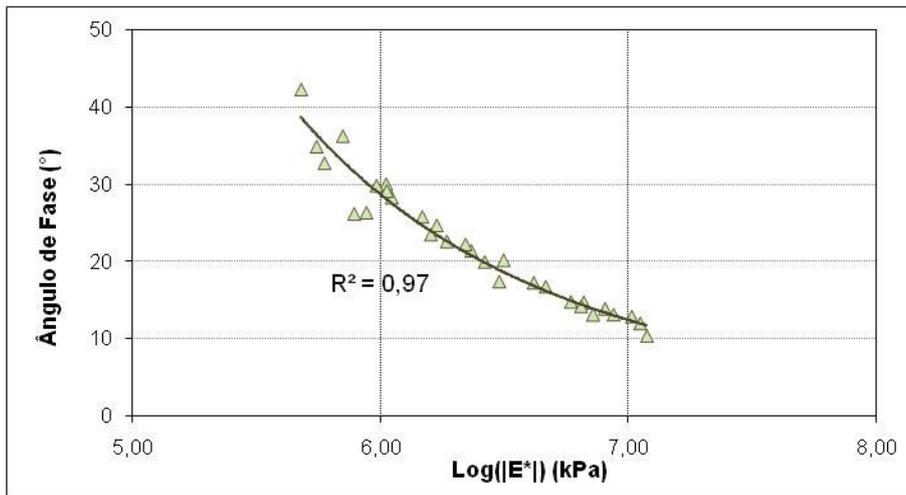


Figura 4.19 – Diagrama *Black Space* para a mistura BS4, sem confinamento.

Baseando-se nas observações feitas para os três tipos de misturas utilizadas nesse projeto, pode-se fazer uma comparação com os resultados obtidos pelas Curvas Mestras. Por serem misturas fabricadas com diferentes estruturas granulométricas, bem como diferentes tipos de ligantes, espera-se que tais variações resultem em um comportamento diferenciado em termos da resposta mecânica, como pode ser visto na Figura 4.22.

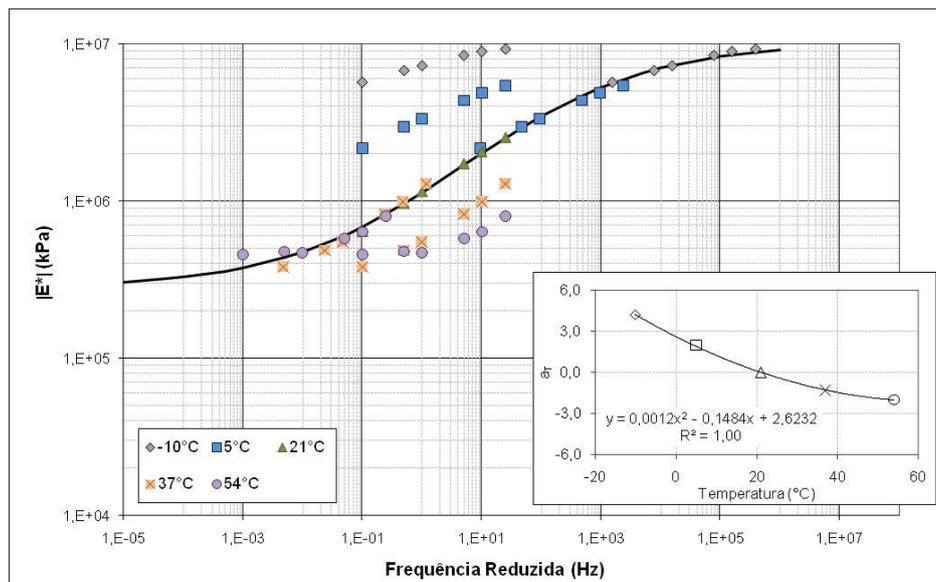


Figura 4.20 – Curva Mestre na temperatura de referência de 21°C para a mistura BS3 não confinada e relação entre o fator de translação e a temperatura.

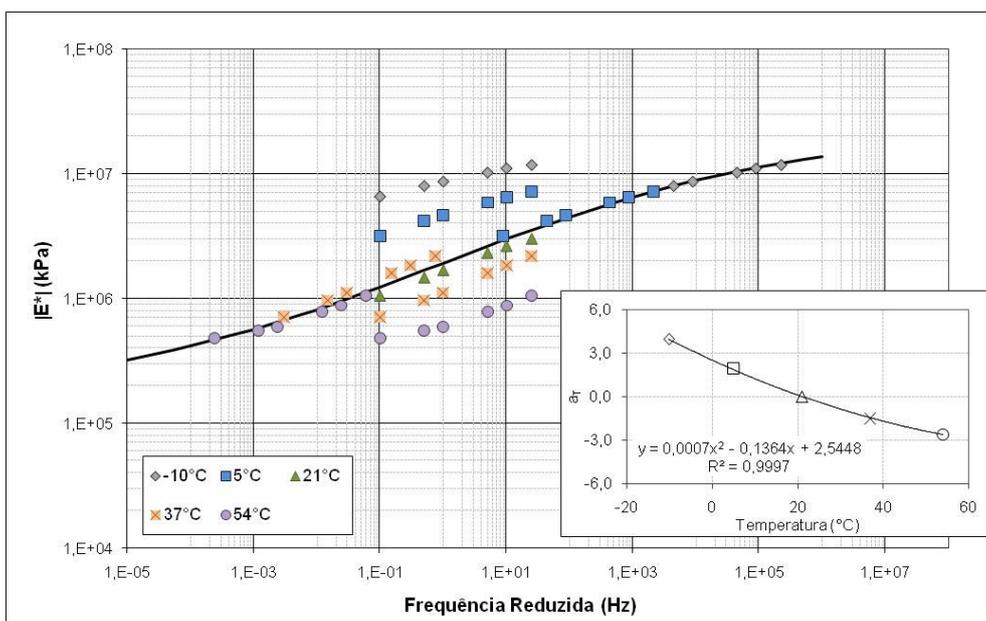


Figura 4.21 – Curva Mestre na temperatura de referência de 21°C para a mistura BS4 não confinada e relação entre o fator de translação e a temperatura.

Os resultados mostram que a mistura convencional BS7 obteve maiores valores de módulo dinâmico em comparação com as misturas modificadas. Ressalta-se aqui, contudo, que a viscosidade do ligante PG 58-22 após a modificação é maior que a viscosidade do ligante PG 70-10, o que leva a crer que as propriedades volumétricas das misturas modificadas são fatores que influenciaram diretamente nos resultados. Para baixas temperaturas, a utilização de misturas modificadas mostra-se favorável, uma vez que materiais menos rígidos comportam-se de maneira mais adequada frente às trincas de retração comumente existentes nos pavimentos flexíveis submetidos a essas condições. Entretanto, não há nenhum indicativo

que mostre benefícios quanto à deformabilidade na utilização dessas misturas modificadas para altas temperaturas, uma vez que os resultados mostram que os valores de módulo dinâmico, na situação não confinada, são menores, o que resultaria em maiores deformações permanentes.

Observa-se também, pela Figura 4.22, maiores valores de módulo dinâmico da mistura aberta BS4 comparando-se com aqueles obtidos pela mistura descontínua BS3. Esse resultado é considerado atípico, pois pela maior quantidade de vazios e de ligante existentes nas misturas abertas espera-se uma menor rigidez da mistura. Este fato pode explicar os resultados de ângulo de fase obtidos e apresentados anteriormente. De algum modo, a mistura aberta mostrou-se menos viscosa e mais rígida que a mistura descontínua, mesmo tendo maiores quantidades de vazios e de ligante. Esse comportamento foi único dentro das misturas estudadas nesse trabalho, como pode ser visto nos resultados das outras misturas apresentados nos anexos. É importante ressaltar que nos ensaios de fadiga a flexão realizados e que serão apresentados no Capítulo 5, pode-se observar que a rigidez à flexão da mistura descontínua foi maior que da mistura aberta, contradizendo os resultados obtidos pelos ensaios de módulo dinâmico.

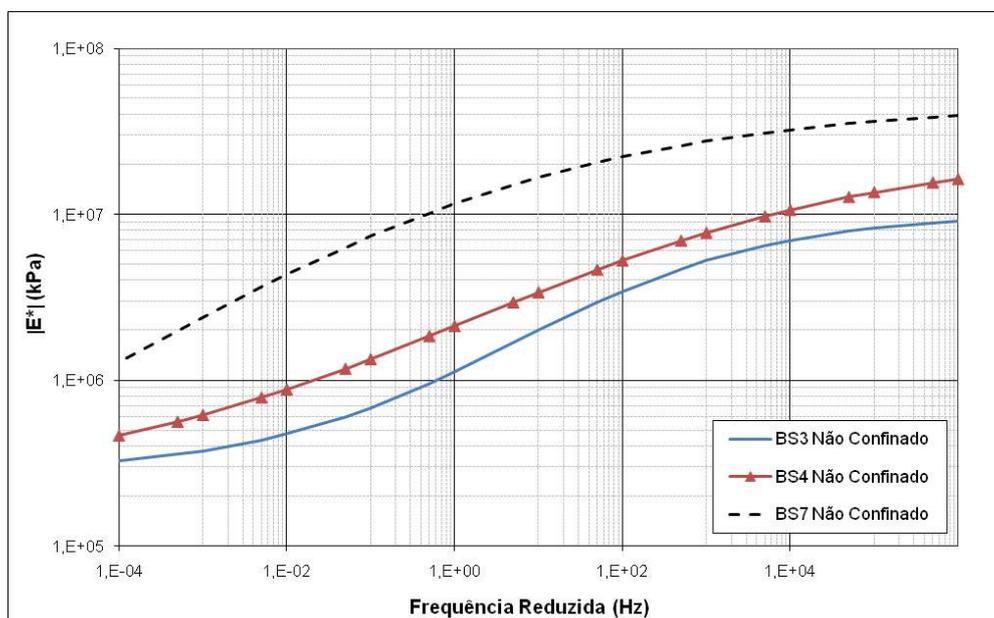


Figura 4.22 – Comparação entre as Curvas Mestras das misturas BS7, BS3 e BS4, resultante de ensaios de módulo dinâmico sem confinamento.

Outro projeto em que foram utilizadas três tipos de misturas, uma convencional e duas modificadas com borracha de pneu, foi desenvolvido nas proximidades de *Two Guns*, AZ. Com relação à tendência de variação dos valores de módulos dinâmico e ângulo de fase, as misturas modificadas com borracha de pneu tiveram comportamentos similares àqueles obtidos pelas misturas BS, assim como todas as outras misturas utilizadas nessa pesquisa. Os

resultados obtidos para esse projeto podem ser vistos pela Figura 4.23, onde as três Curvas Mestras são apresentadas conjuntamente. Os ligantes utilizados para a fabricação das misturas foram o PG 64-22 para a convencional e PG 58-22 para as modificadas com borracha de pneu.

Os resultados mostram, nesse caso, uma tendência esperada de valores de módulo dinâmico maiores para a mistura descontínua, quando comparado com a mistura aberta. Como foi dito anteriormente, essa tendência é esperada pelos maiores valores de vazios e de ligante utilizados pela mistura aberta. Outro aspecto a ser observado é que a mistura descontínua apresentou maiores valores de módulo dinâmico que a mistura convencional, exceto para baixas temperaturas. Ora, para situações onde as trincas térmicas são uma preocupação, considera-se que as misturas menos rígidas possuam uma melhor comportamento, assim como que, para temperaturas elevadas, as misturas com maior módulo dinâmico irão se comportar de maneira mais adequada, ratificando o melhor comportamento da mistura descontínua frente à mistura convencional nesse caso. Pode-se ver, também, que a mistura aberta mostra a mesma tendência. Comparando os valores com a mistura convencional, a mistura aberta apresenta menores valores de módulo ao longo de toda a curva, ficando apenas acima da mistura convencional para as temperaturas elevadas.

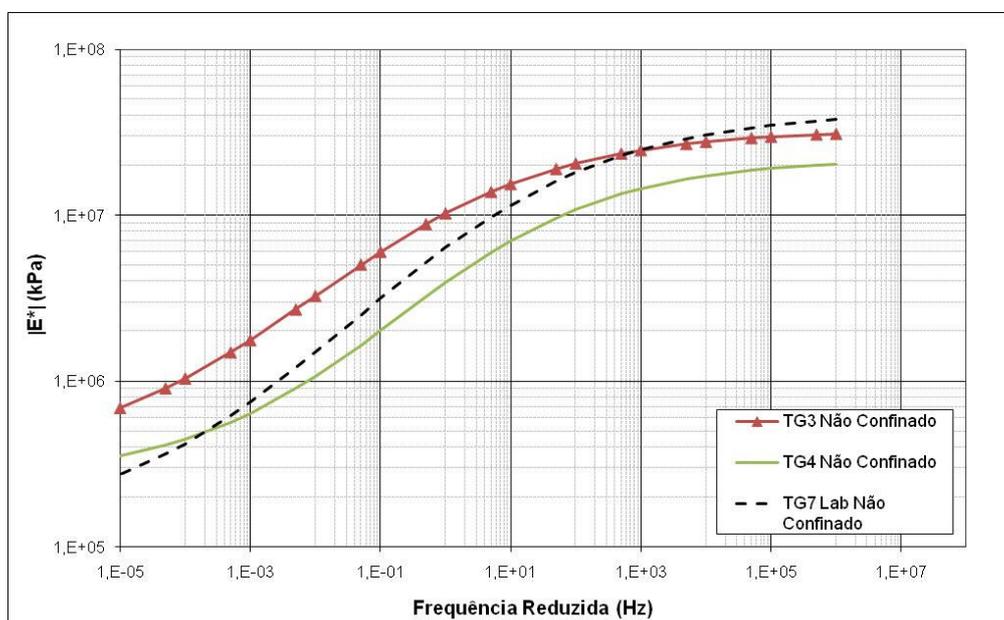


Figura 4.23 – Curvas Mestras para as misturas convencional, descontínua e aberta, TG7, TG3 e TG4, respectivamente.

Com o intuito de avaliar o desempenho desse e de outros projetos, foram feitas visitas aos trechos em que essas misturas foram aplicadas. O projeto onde as misturas TG7, TG3 e TG4 foram aplicadas pertence à rodovia Interestadual I-40, caracterizada por um tráfego pesado e submetida a temperaturas baixas durante o inverno. Os 16,0 km foram recuperados com a

fresagem de parte do revestimento existente, aplicando-se, em seguida, as novas camadas asfálticas conforme pode ser visto pelo esquema apresentado na Figura 4.24. Não foi possível obter informações a respeito da estrutura do pavimento como um todo, já que se tratava de apenas uma restauração do revestimento betuminoso, sem tratamento estrutural das camadas granulares do pavimento. Também não foi possível obter dados de como o pavimento encontrava-se antes da restauração. Uma visão geral da rodovia pode ser vista na Figura 4.25, assim como a textura da camada asfáltica feita com a mistura aberta.

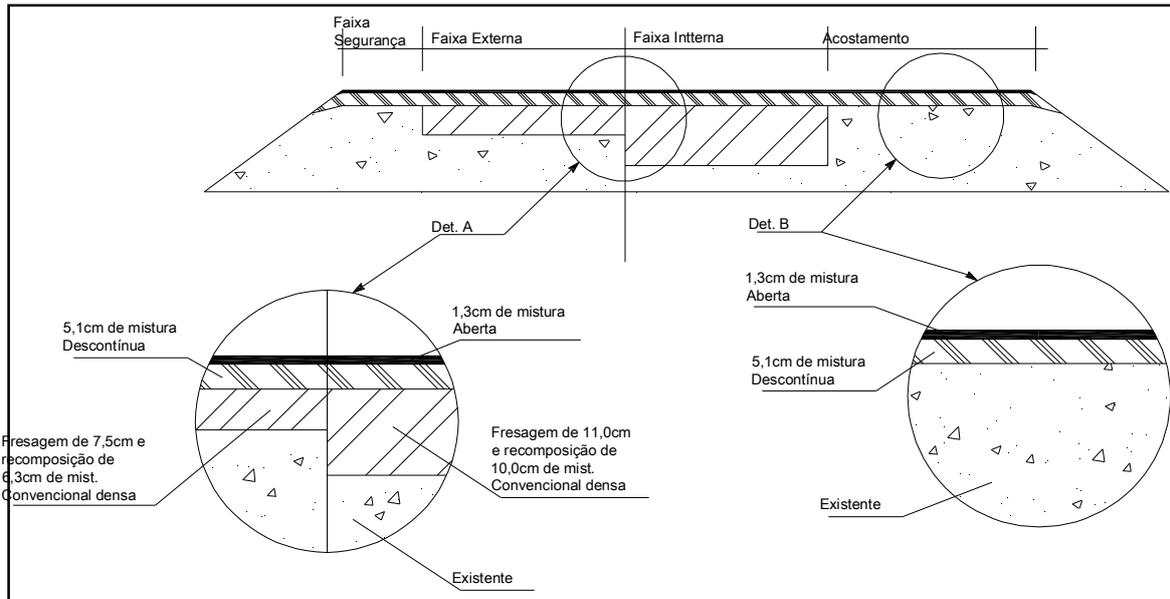


Figura 4.24 – Esquema do projeto *Two Guns*, com as respectivas dimensões das camadas asfálticas utilizadas (Kaloush et al. 2006a).

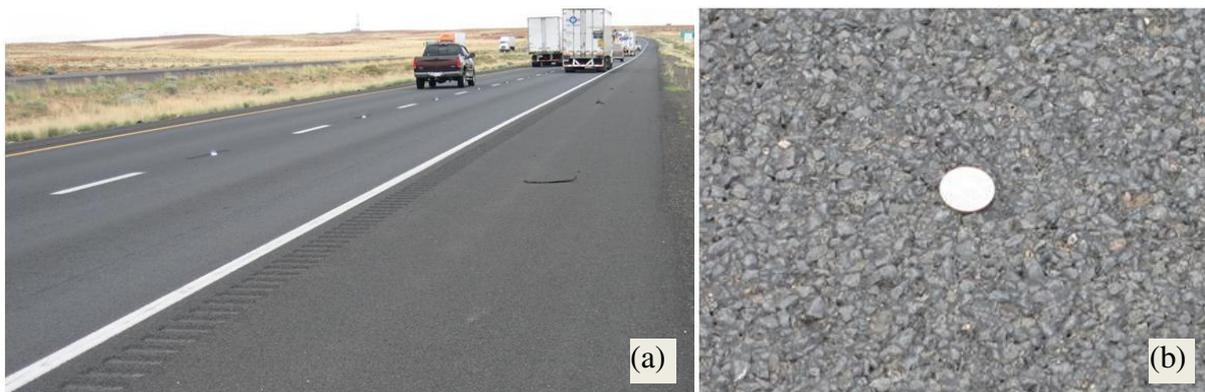


Figura 4.25 – (a) Visão geral do projeto *Two Guns*; (b) detalhe da textura da mistura aberta como camada final do revestimento asfáltico.

Como foi dito anteriormente, a região na qual o projeto foi realizado é submetida a temperaturas muito baixas durante o inverno, ocasionando o aparecimento de trincas térmicas no revestimento asfáltico. Tais trincas são caracterizadas pela sua ortogonalidade em relação ao eixo da rodovia, espaçadas regularmente a certa distância. Os resultados obtidos na Figura

4.23 mostram que as misturas asfálticas modificadas com borracha de pneu resultaram em menores valores de módulo dinâmico para baixas temperaturas, o que seria interessante para se evitar trincas de retração térmica. Esse comportamento foi visto em campo, já que não há nenhum sinal de trincas térmicas ao longo das duas faixas de rolagem da pista, confirmando o bom comportamento desses tipos de misturas (Figura 4.26). Entretanto, percebem-se no acostamento alguns sinais do reflexo de trincas ortogonais ao eixo do pavimento, mas que não se propagam para as faixas de rolagem. Esse fenômeno pode ser explicado pela constante passagem do tráfego nas faixas de rolamento, que produz um efeito de “selagem” das trincas do revestimento pela própria movimentação do ligante com a passagem da carga sobre o pavimento. Como no acostamento o tráfego é mínimo, esse benefício é reduzido. Mais ainda, constatou-se que a camada asfáltica modificada conteve de maneira apropriada a reflexão de tais trincas.

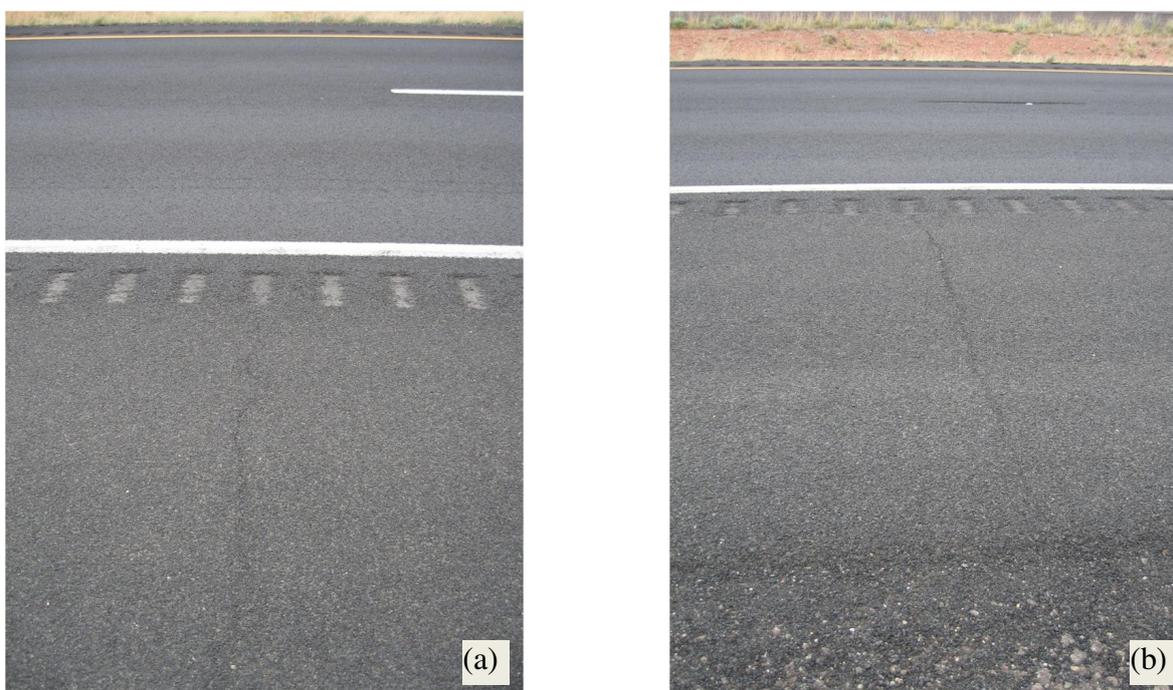


Figura 4.26 – Vistas do acostamento e da pista, com o acostamento apresentando sinal de trincamento ortogonal ao eixo da pista – Projeto *Two Guns*.

O projeto *Silver Springs* utilizou dois tipos de misturas: uma convencional e uma mistura aberta modificada com borracha de pneu. A mistura convencional foi fabricada com o ligante PG 70-22 enquanto que a mistura aberta utilizou o ligante PG 58-22. A Figura 4.27 mostra as Curvas Mestras das duas misturas na situação não confinada. Como é esperado, os valores de módulo dinâmico da mistura aberta são menores que da mistura convencional, já que o índices de vazios e quantidade de ligantes são maiores para a primeira. No caso das baixas temperaturas, isso faz com que a mistura aberta tenha melhor comportamento que a mistura densa, frente à possibilidade de aparecimento das trincas de retração. Por outro lado, não se vê

nenhum benefício na utilização da mistura aberta em temperaturas elevadas, uma vez que os resultados de módulo dinâmico sem confinamento foram menores que da mistura convencional, possibilitando o aparecimento de deformações permanentes nessa mistura. Entretanto, como será apresentado no item seguinte, outro comportamento poderá ser visto quando a mistura aberta for testada sob confinamento.

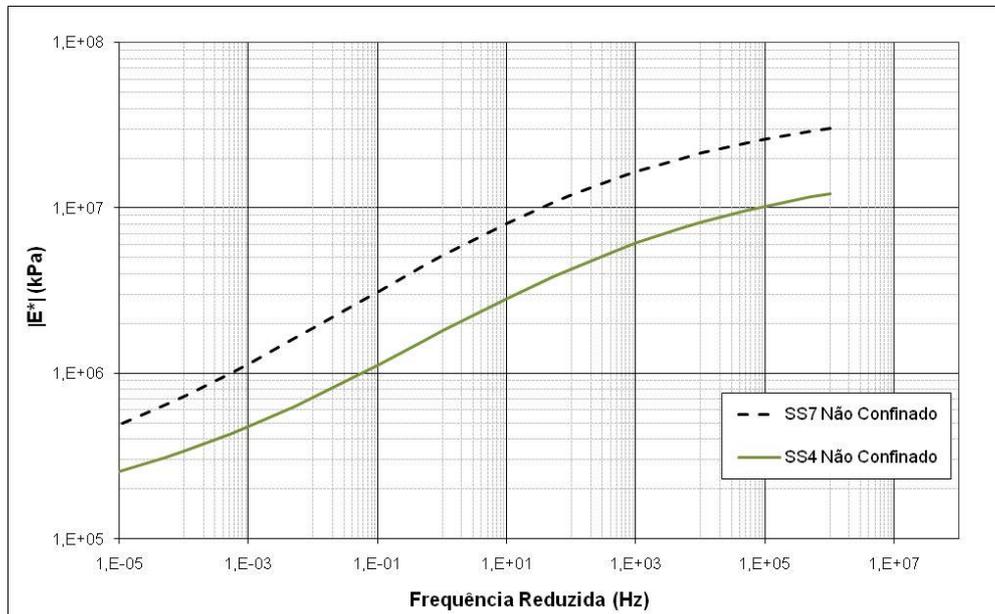


Figura 4.27 – Curvas Mestras para as misturas convencional e aberta, SS7 e SS4, respectivamente.

Pela possibilidade em se visitar o projeto no qual as duas misturas foram aplicadas, pode-se verificar o desempenho das misturas sob as reais condições climáticas e de tráfego. A Figura 4.28 mostra esquematicamente a estrutura utilizada na reconstrução do revestimento asfáltico do pavimento. Novamente, o comportamento observado em laboratório, onde se concluiu que a mistura aberta tem um melhor desempenho que a convencional para baixas temperaturas, se repetiu em campo. Como pode ser observado na Figura 4.29 e na Figura 4.30, o acostamento da rodovia, composto por um revestimento asfáltico convencional, apresenta trincas de retração em um estágio avançado. Por outro lado, as duas faixas de rolamento, cobertas com uma camada de mistura aberta modificada com borracha, permanecem íntegras, sem nenhum tipo de reflexão, a não ser por uma pequena parte da borda da pista.

Resultados semelhantes foram obtidos para o projeto *Burrow Creek*, no qual duas misturas foram utilizadas: uma mistura convencional fabricada com ligante PG 76-16 e uma mistura aberta fabricada com ligante PG 58-22 modificado com 20 % de borracha de pneu. Com base na Figura 4.31, os resultados mostram a mesma tendência observada no projeto *Silver Springs*, ou seja, misturas abertas com menores valores de módulo ao longo de toda a faixa de frequência e temperatura utilizada nos ensaios, na situação não confinada. Para temperaturas baixas, novamente torna-se uma vantagem a utilização das misturas modificadas. Porém, para

altas temperaturas a mistura aberta torna-se menos indicada que a convencional para resistir às deformações permanentes.

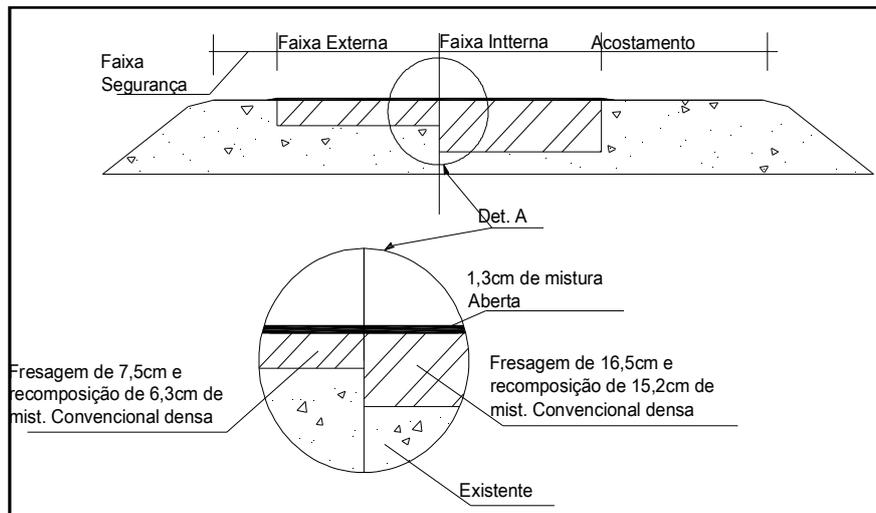


Figura 4.28 – Esquema do projeto *Silver Springs*, com as respectivas dimensões das camadas asfálticas utilizadas (Kaloush et al. 2006a).

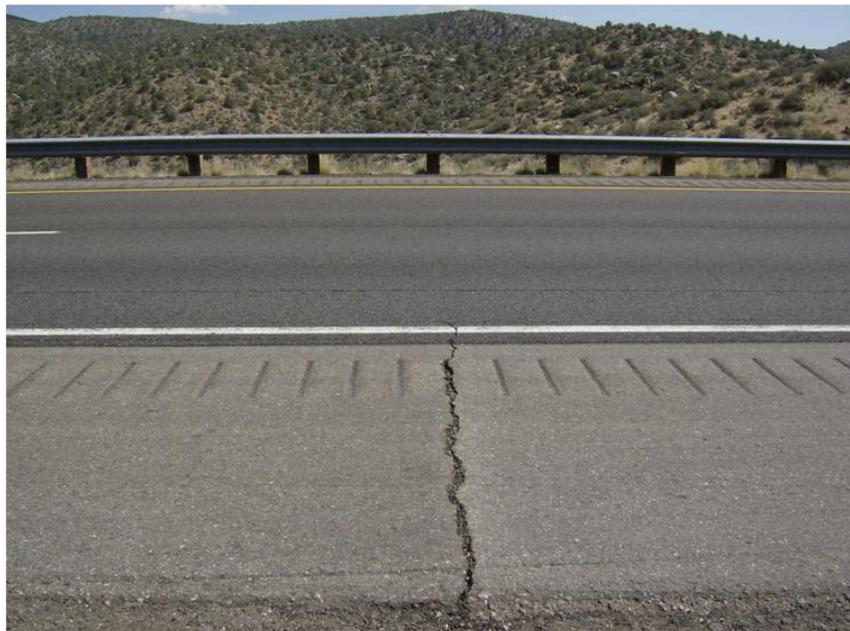


Figura 4.29 – Trinca de retração na camada asfáltica convencional, visível no acostamento e não refletida nas faixas de rolamento – Projeto *Silver Springs*.

Outro projeto no qual foram utilizados os três tipos de misturas – convencional, descontínua e aberta – foi realizado pelo ADOT nas proximidades de *JackRabbit*, AZ. Nesse projeto, a mistura convencional foi produzida com o ligante PG 64-22, enquanto que as misturas modificadas foram fabricadas com o ligante PG 58-22, modificado com 20 % de borracha de pneu adicionada ao ligante. As mesmas tendências de variação do módulo dinâmico e do ângulo de fase foram encontradas para as misturas modificadas, mais uma vez consolidando o comportamento diferenciado que essas misturas possuem comparadas com as misturas

convencionais. A Figura 4.32 mostra a comparação entre as Curvas Mestras das três misturas aplicadas no projeto.



Figura 4.30 – Trincas de retração na camada asfáltica convencional (acostamento) e faixas de rolamento sem reflexão das mesmas (mistura aberta) – Projeto *Silver Springs*.

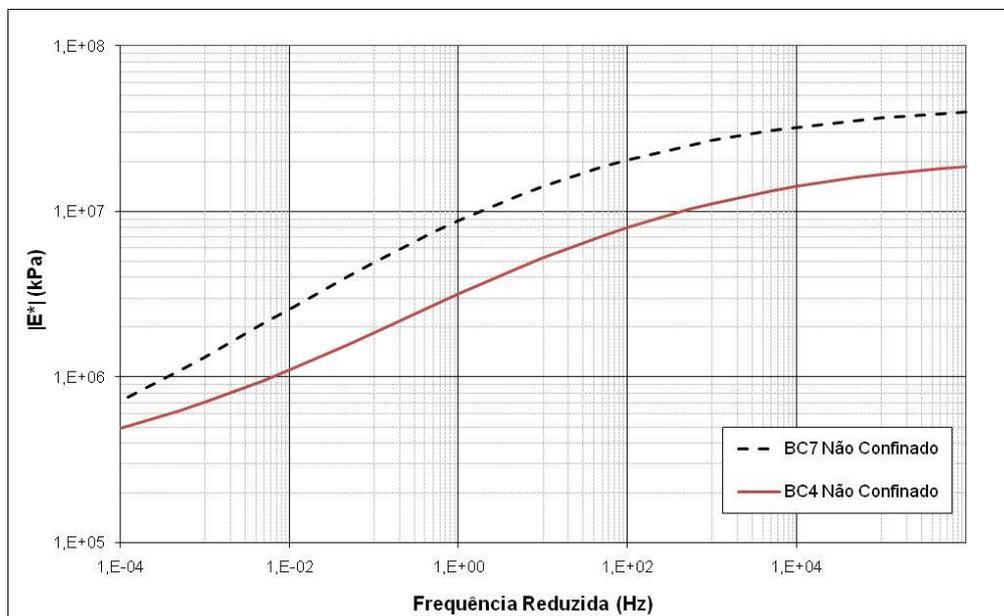


Figura 4.31 – Curvas Mestras para as misturas convencional e aberta, BC7 e BC4, respectivamente.

Os resultados mostram que a mistura aberta resultou nos menores valores de módulo dinâmico, como era de se esperar. Apesar disso, percebe-se uma aproximação com os valores obtidos pela mistura convencional nos ensaios realizados à altas temperaturas. Nesse caso,

novamente se esperaria que a mistura aberta contribuísse para retardar a reflexão de trincas de retração térmica em campo. Não foi possível verificar esse comportamento em campo. Por outro lado, a mistura descontínua obteve os maiores valores de módulo dinâmico, maiores até que a mistura convencional. Isso indicaria um pior desempenho da mistura à baixas temperaturas, mas percebe-se que os valores aproximam-se daqueles da mistura convencional. Já para temperaturas elevadas, a mistura descontínua leva grande vantagem sobre a mistura convencional, resultando em uma maior rigidez e, possivelmente, maior resistência à deformação permanente. Vale ressaltar que esses resultados foram obtidos sem confinamento e que será apresentado o comportamento de tais misturas sob confinamento no próximo item.

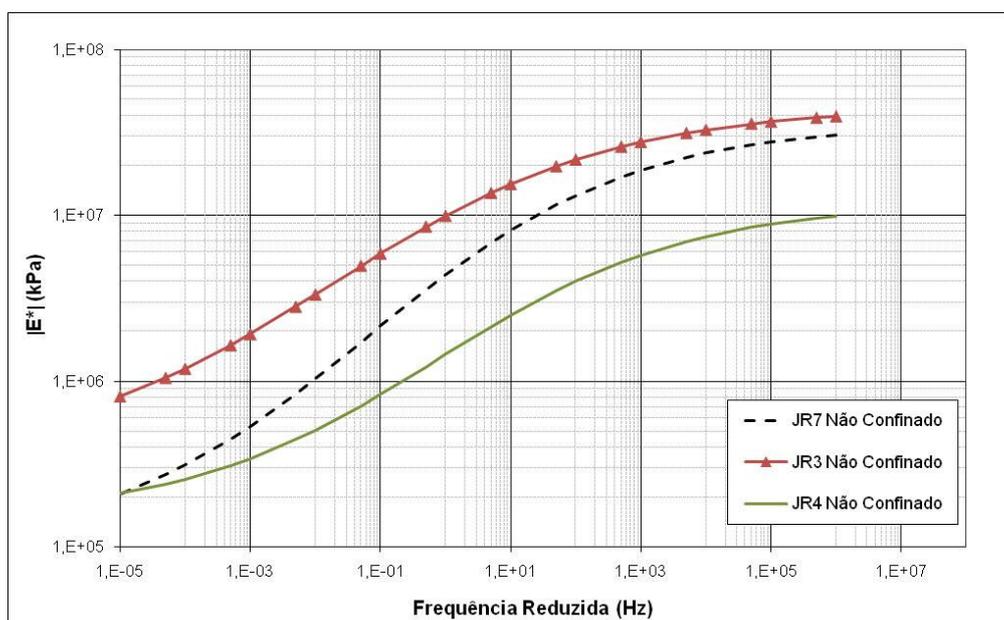


Figura 4.32 – Curvas Mestras para as misturas convencional, descontínua e aberta, JR7, JR3 e JR4, respectivamente.

Outros projetos onde foram utilizadas misturas modificadas com borracha de pneu obtiveram o mesmo comportamento em campo, como pode ser observado em outras visitas realizadas aos respectivos trechos. Entretanto, esses projetos não foram objeto de estudo durante esse trabalho. Para obter uma comparação entre os diferentes tipos de misturas modificadas com borracha de pneu, a Figura 4.33 mostra as Curvas Mestras das misturas descontínuas e a Figura 4.34 das misturas abertas.

Como foi relatado anteriormente, a mistura BS3 apresentou valores baixos, menores inclusive que da mistura aberta BS4, resultado esse considerado atípico. Ficou claro novamente que tal mistura apresentou um comportamento diferenciado das outras misturas descontínuas estudadas aqui. Observa-se que as misturas TG3 e JR3 possuem Curvas Mestras quase sobrepostas, indicando um comportamento bastante similar com relação às variações de temperatura e frequência. O mesmo tipo de ligante foi utilizado por essas duas misturas

(PG 58-22) e a quantidade usada foi próxima (7,0 % para TG3 e 7,30 % para JR3). Por serem regiões próximas fisicamente, acredita-se que os agregados sejam de uma mesma fonte, o que explicaria a proximidade dos resultados obtidos. Observando as Curvas Mestras das misturas convencionais desses dois projetos (Figura 4.9), os resultados mostram-se bastante próximos, o que indica a similaridade do comportamento dos dois tipos de misturas.

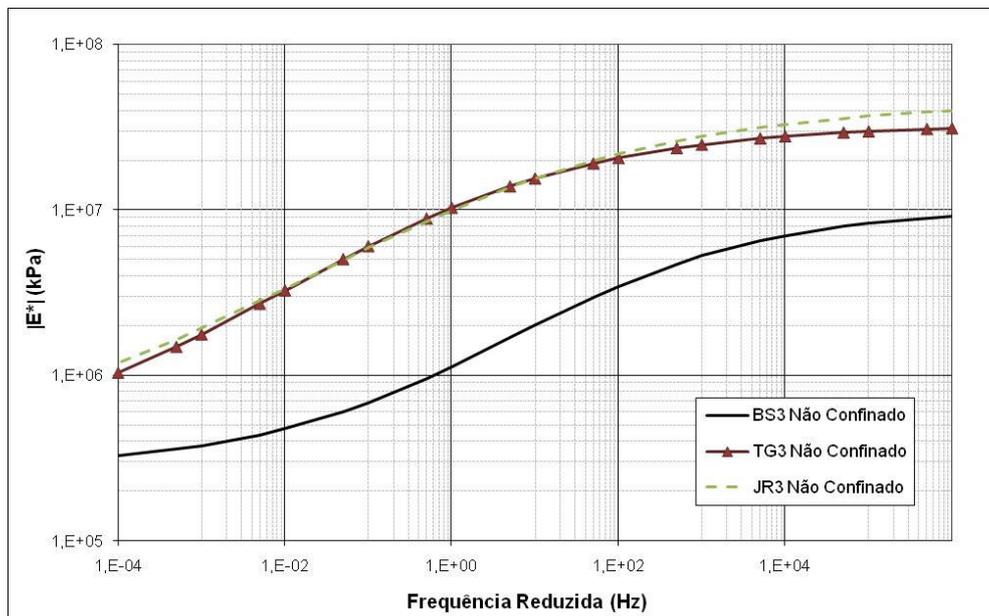


Figura 4.33 – Comparação das Curvas Mestras para as misturas descontínuas sem tensão confinante.

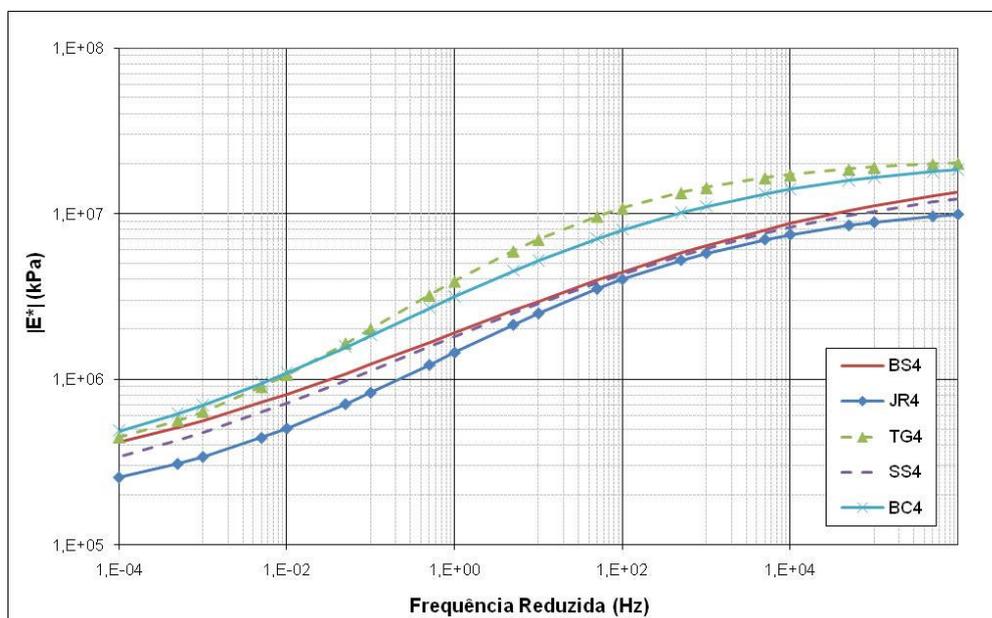


Figura 4.34 – Comparação das Curvas Mestras para as misturas abertas sem tensão confinante.

As Curvas Mestras para as misturas abertas mostram que duas misturas (TG4 e BC4) tiveram os valores de módulo dinâmico pouco maior comparado com as outras três. Apesar do exposto anteriormente para o caso das misturas descontínuas, as curvas das misturas TG4 e

JR4 não ficaram próximas. De maneira geral, as inclinações da parte linear das Curvas Mestras mostram-se menos inclinadas comparadas com as misturas convencionais e descontínuas. A seguir serão apresentados os resultados obtidos para as misturas modificadas com borracha de pneu na condição confinada.

4.2.4. Módulo Dinâmico para Misturas Modificadas com Borracha de Pneu Confinadas

Como foi exposto anteriormente, o efeito do confinamento é evidente na resposta mecânica das misturas asfálticas. No caso das misturas modificadas utilizadas nos projetos do ADOT, grande parte delas é aplicada próxima da superfície do pavimento que, sob o efeito do carregamento, experimenta tensões de confinamento como foi ilustrado pelo exercício numérico apresentado na Figura 4.15. Dessa forma, com o intuito de obter o real comportamento dessas misturas em campo, o laboratório da ASU adota uma proposta de realização de ensaios de módulo dinâmico e de fluência com e sem confinamento. Em geral, utiliza-se uma tensão confinante de 138 kPa nas misturas modificadas.

Considerando novamente as misturas do projeto *Badger Springs*, e como foi ilustrado na Figura 4.22 para a situação não confinada, passa-se a mostrar os resultados obtidos para as misturas modificadas quando da aplicação da tensão confinante. A Figura 4.35 mostra a comparação entre as Curvas Mestras da mistura convencional BS7, sem confinamento, com as misturas modificadas BS3 e BS4 com e sem o confinamento. Os valores de módulo dinâmico das misturas modificadas para altas temperaturas aproximaram-se dos valores apresentados pela mistura convencional. Portanto, além de possuir uma rigidez não muito elevada nas situações a baixas temperaturas, o que melhora o desempenho da mistura frente ao aparecimento de trincas térmicas, quando submetidas a temperaturas elevadas, as misturas passam a ter um comportamento próximo daquele obtido pela mistura convencional, considerando a proximidade dos valores das Curvas Mestras, mesmo possuindo maiores índices de vazios e quantidades de ligantes.

Outro exemplo de tal comportamento pode ser visto pela Figura 4.36, na qual mostra-se uma comparação entre as Curvas Mestras da mistura convencional e aberta do projeto *Silver Springs*. Neste caso, os resultados discutidos anteriormente mostram que para a situação não confinada, não haveria vantagem na utilização da mistura aberta em temperaturas elevadas, já que esta apresentava valores de módulo dinâmico inferiores aos da mistura convencional. Contudo, os resultados obtidos mostram que os valores de módulo dinâmico obtidos pela mistura aberta, na situação confinada, são maiores que da mistura convencional, mostrando um melhor desempenho do material contra o aparecimento de deformações permanentes. Observa-se, também, que a Curva Mestra da mistura aberta sob confinamento obteve um formato diferenciado, quase linear, com uma inclinação mais reduzida em comparação com o

resultado sem confinamento. Essa propriedade está ligada ao comportamento à fadiga, onde menores valores da inclinação tendem a reduzir a vida de fadiga das misturas asfálticas. Entretanto, deve-se levar em conta outros fatores para conclusões a respeito do desempenho a fadiga.

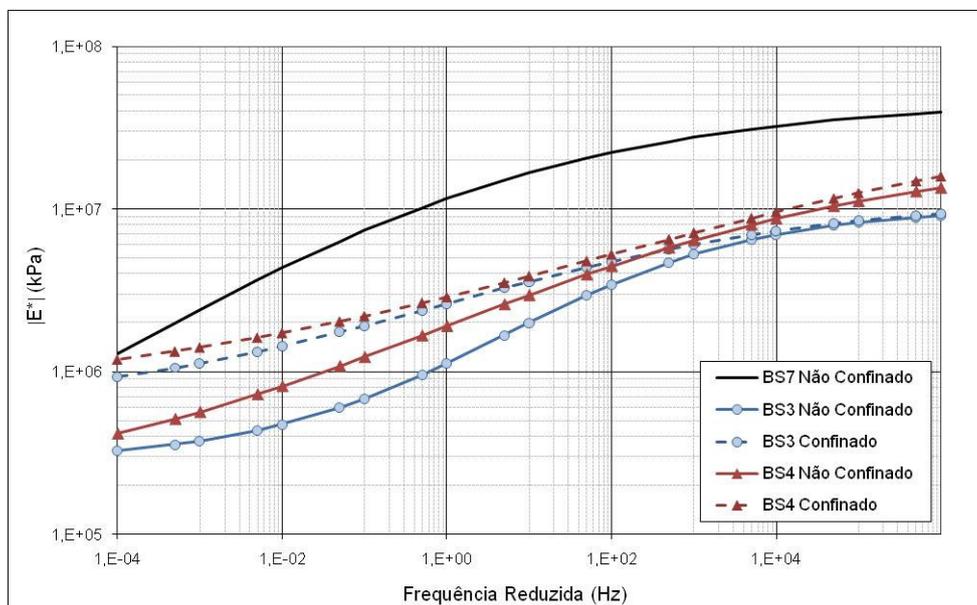


Figura 4.35 – Comparação entre as Curvas Mestras das misturas BS7, BS3 e BS4, resultante de ensaios de módulo dinâmico com e sem tensão confinante nas misturas modificadas.

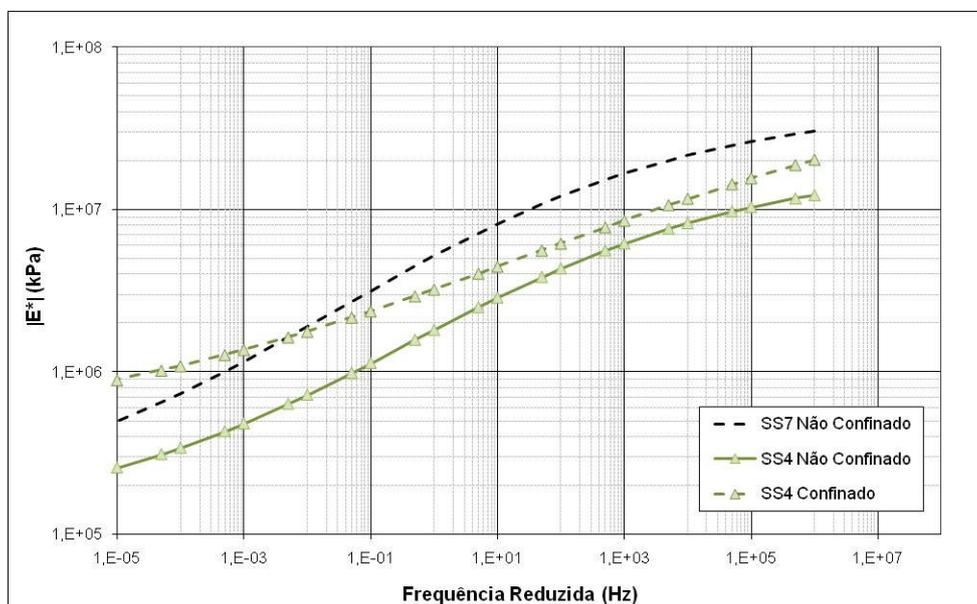


Figura 4.36 – Comparação entre as Curvas Mestras das misturas SS7 e SS4, resultante de ensaios de módulo dinâmico com e sem tensão confinante na mistura modificada.

A Figura 4.37 mostra as Curvas Mestras das misturas modificadas TG3 e TG4 na situação confinada, assim como a curva obtida para as misturas sem tensão confinante. Comparando os

resultados, a influência do confinamento na mistura descontínua pode ser desconsiderada. Entretanto, percebe-se um grande incremento nos valores de módulo dinâmico da mistura aberta nos ensaios realizados em temperaturas elevadas, mostrando o efeito benéfico do confinamento nesse caso. Acredita-se que a diferença da influência do confinamento entre as misturas descontínuas e abertas deve-se principalmente às propriedades volumétricas das duas misturas, principalmente no que diz respeito aos índices de vazios.

Comparando os resultados com a mistura convencional, vê-se que os materiais modificados possuem, tanto para altas quanto para baixas temperaturas, melhores comportamentos quando os resultados são analisados considerando a tensão confinante existente em campo. Considerando os resultados práticos, durante as visitas realizadas no trecho onde foi realizado este projeto, não foi encontrado nenhum indício do aparecimento de trilhas de rodas que caracterizam o fenômeno da deformação permanente nos revestimentos asfálticos. Ressalta-se o diferente formato da Curva Mestre da mistura aberta TG4 comparada com a mistura aberta SS4, apresentada anteriormente.

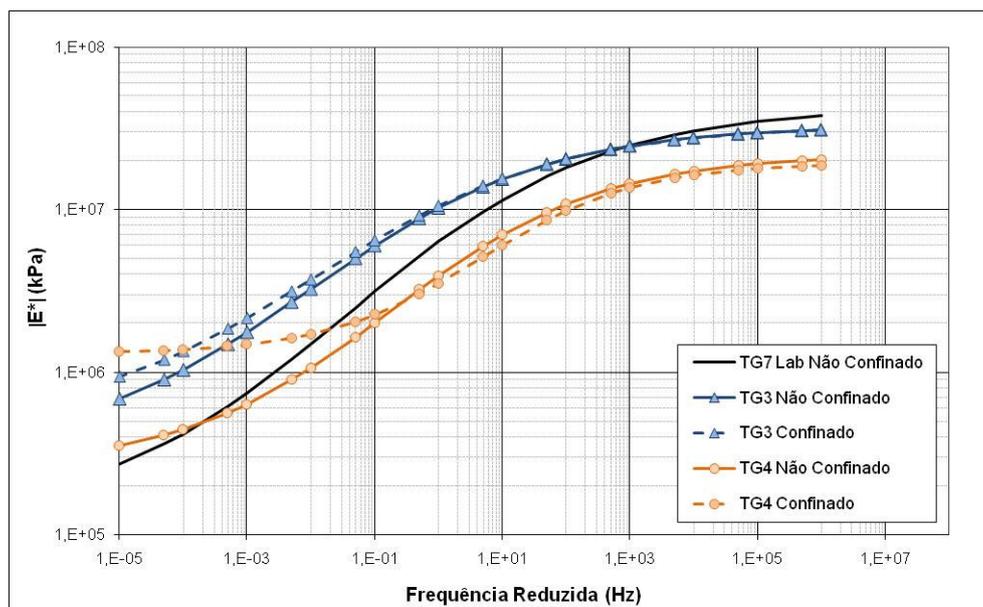


Figura 4.37 – Comparação entre as Curvas Mestras das misturas TG7, TG3 e TG4, resultante de ensaios de módulo dinâmico com tensão confinante nas misturas modificadas.

Outro exemplo da influência da tensão confinante na mistura modificada com borracha de pneu pode ser visto para a mistura aberta do projeto *Burrow Creek*. Como foi visto, os valores de módulo dinâmico da mistura aberta, sem tensão confinante, ficaram abaixo daqueles obtidos pela mistura convencional quando os ensaios foram realizados em temperaturas elevadas. Contudo, a Figura 4.38 apresenta a Curva Mestre da mistura BC4 quando da realização dos ensaios com tensão confinante, na qual mostra que os valores, antes abaixo na parte inferior do gráfico, agora mostram valores de módulo dinâmico maiores que os da

mistura convencional. Novamente, a inclinação da parte linear da função sigmoideal que defini a Curva Mestre da mistura BC4 mostrou-se menor comparada com o resultado obtido pelos ensaios não confinados.

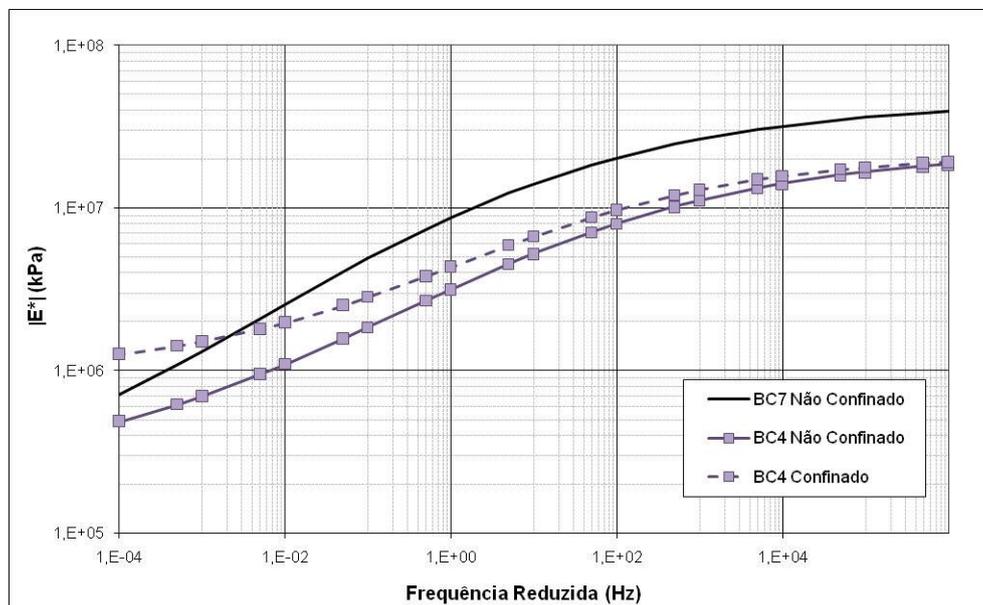


Figura 4.38 – Comparação entre as Curvas Mestras das misturas BC7 e BC4, resultante de ensaios de módulo dinâmico com e sem tensão confinante na mistura modificada.

Por último, as misturas modificadas utilizadas no projeto *JackRabbit* também foram ensaiadas com tensão confinante com o intuito de verificar a influência nas respostas mecânicas. Com base nas considerações feitas sobre os resultados sem confinamento, e por aqueles apresentados na Figura 4.39, pode-se ver que houve influência nos resultados obtidos para as misturas modificadas. Igualmente ao que ocorreu para as misturas TG, a influência do confinamento foi muito maior para a mistura aberta do que para a mistura descontínua. Novamente, a Curva Mestre da mistura aberta passa a apresentar uma menor inclinação da parte linear quando da aplicação do confinamento. Observa-se que para a mistura descontínua os valores de módulo dinâmico sob confinamento foram menores, excluindo aqueles referentes a frequências muito reduzidas. Esse comportamento é atípico e pode vir a ser causado pela variabilidade na fabricação das amostras.

Como pode ser visto durante a apresentação dos resultados de módulo dinâmico, as misturas descontínuas sofreram pouca influência do confinamento com relação aos valores de módulo dinâmico comparada com a situação sem confinamento. A Figura 4.40 mostra os resultados para as três misturas descontínuas, dessa vez com os valores dos ensaios com tensão confinante. Apenas para a mistura BS3 pode-se considerar que houve uma real diferença nos valores com e sem confinamento. Houve, porém, certa redução nas inclinações da parte linear das Curvas Mestras na condição confinada.

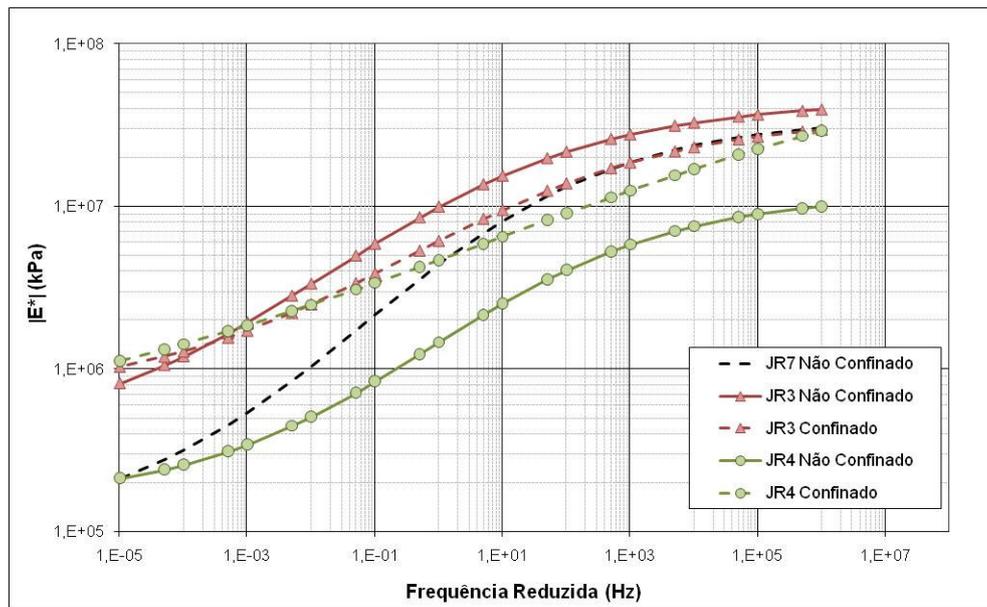


Figura 4.39 – Comparação entre as Curvas Mestras das misturas JR7, JR3 e JR4, resultante de ensaios de módulo dinâmico com e sem tensão confinante nas misturas modificadas.

Para as misturas abertas, o efeito do confinamento foi mais pronunciado, como ilustrado nos resultados apresentados. Deve-se esse efeito ao fato de que uma mistura com grandes índices de vazios e módulos dinâmicos reduzidos, como é o caso, terá um incremento relativo de rigidez muito maior quando se adiciona o efeito do confinamento do que em outras com menos vazios. Além disso, as misturas abertas apresentaram uma redução da inclinação da parte linear muito mais acentuada que as misturas descontínuas. A Figura 4.41 mostra a comparação das Curvas Mestras para as misturas abertas na situação confinada. Por se tratar de uma propriedade viscoelástica das misturas asfálticas, este efeito tem influência direta no comportamento mecânico, inclusive nas respostas obtidas nos ensaios de fadiga e caracterizados pela teoria do dano em meio contínuo.

Os resultados apresentados até aqui fazem parte da caracterização viscoelástica dos materiais utilizados nessa pesquisa. Por se tratar de ensaios realizados constantemente pelo laboratório da ASU, os resultados de módulo dinâmico foram escolhidos para realizar a interconversão com o intuito de se determinar a Curva Mestra do módulo de relaxação, usado nas análises de fadiga do Capítulo 5. A seguir, os resultados obtidos por esse procedimento serão apresentados.

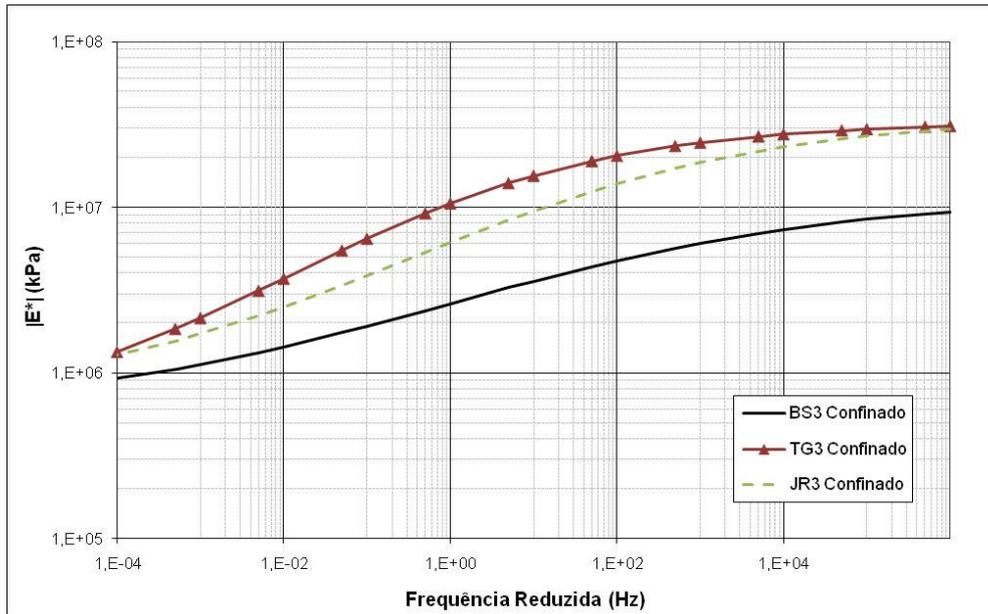


Figura 4.40 – Comparação das Curvas Mestras para as misturas descontínuas, na situação confinada.

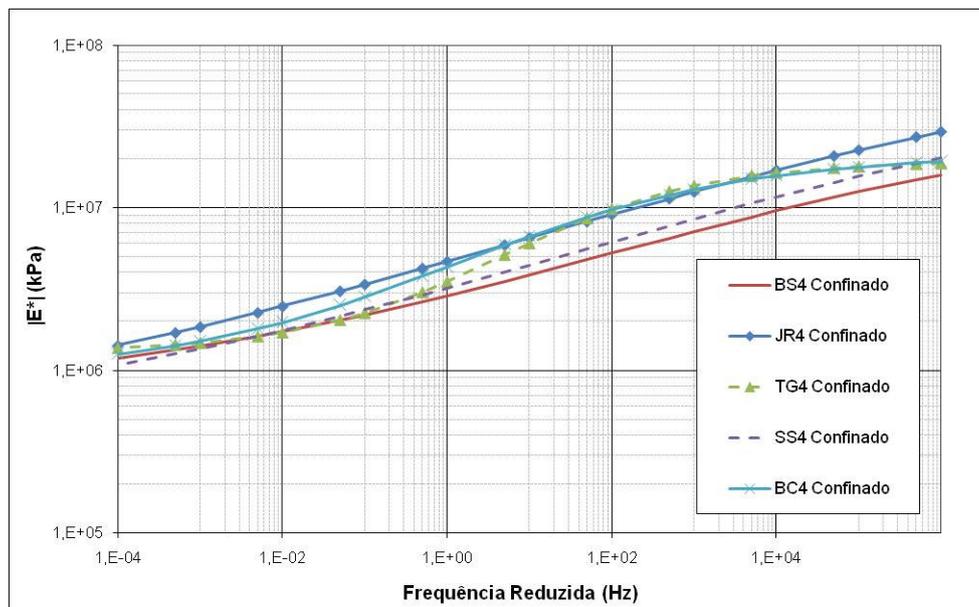


Figura 4.41 – Comparação das Curvas Mestras das misturas abertas na situação confinada.

4.3. INTERCONVERSÃO ENTRE MÓDULO DINÂMICO E MÓDULO DE RELAXAÇÃO

Ensaio laboratoriais para determinação do módulo de relaxação em misturas asfálticas possuem certa complexidade em sua realização. Diante da necessidade da aplicação de uma carga em um intervalo de tempo muito curto, assim como a manutenção da deformação imposta ao longo do ensaio para que se possa medir a relaxação da tensão aplicada para uma deformação constante, esse tipo não é usualmente realizado nos laboratórios de pavimentação. Por outro lado, ensaios de fluência são comumente realizados em laboratório pela sua menor

complexidade, já que a manutenção de uma carga constante ao longo do tempo, com leituras das deformações conseqüentes, é um procedimento já dominado no meio técnico. Esses resultados podem muito bem ser utilizados para a determinação do módulo de relaxação das misturas asfálticas.

Atualmente, com o andamento dos projetos financiados pelo FHWA para a escolha de um ensaio que possibilite a caracterização de uma mistura asfáltica de maneira rápida e eficaz (o denominado *Simple Performance Test - SPT*), o ensaio de módulo dinâmico tem sido escolhido por diversos centros de pesquisas, permitindo a caracterização das misturas asfálticas com base nos preceitos da teoria da viscoelasticidade. Soma-se a isso, o desenvolvimento do novo programa MEPDG, utilizado para análise de pavimentos, no qual a caracterização mecânica das camadas asfálticas se faz pelo fornecimento de resultados de ensaios módulo dinâmico.

Assim sendo, com a disponibilidade dos ensaios de módulo dinâmico realizados nas misturas utilizadas nesse trabalho, optou-se por utilizar os procedimentos de interconversões entre as propriedades viscoelásticas das misturas asfálticas para a determinação do módulo de relaxação, ou seja, a Curva Mestre do mesmo. O módulo de relaxação pode ser definido pela série de Prony³, uma formulação que facilita a modelagem da Curva Mestre e também é útil para os casos onde há a necessidade de integrar a função no tempo. Considerando o modelo de Wiechert (Figura 4.42), com os elementos em paralelo, o módulo de relaxação pode ser definido pela Equação 4.1, ou seja:

$$E(t) = E_{\infty} + \sum_{i=1}^N E_i \cdot e^{-\frac{t}{\rho_i}} \quad 4.1$$

onde E_{∞} é o módulo de relaxação de equilíbrio, E_i são coeficientes de regressão e ρ_i são os tempos de relaxação.

Inicialmente, de posse dos resultados das Curvas Mestras do módulo dinâmico de uma determinada mistura asfáltica, pode-se obter os valores do módulo de armazenamento por meio da Equação 2.6. São esses os valores usados diretamente pela formulação apresentada por Schapery & Park (1999) para determinar o módulo de relaxação (Equação 2.13). O mesmo procedimento realizado para a determinação dos coeficientes que definem a função sigmoideal (Equação 2.9), a qual foi utilizada para a modelagem da Curva Mestre do módulo dinâmico, pode ser usado para a construção da curva do módulo de armazenagem. Ou seja, por um procedimento de otimização não linear, os sete parâmetros observados na função

³ Também conhecida como série exponencial.

sigmoidal são determinados, assim como os fatores de translação que são dependentes das temperaturas nas quais os ensaios foram realizados.

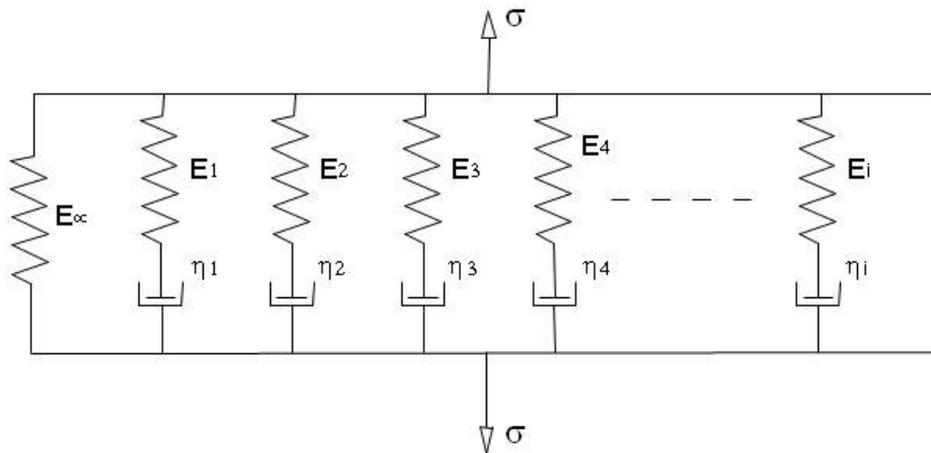


Figura 4.42 – Representação do modelo de Wiechert.

De posse dos valores do módulo de armazenamento para a faixa de frequência reduzida calculada, passa-se para a determinação do módulo de relaxação da mistura asfáltica, um procedimento realizado sem a necessidade de nenhuma otimização. Finalmente, os valores do módulo de relaxação podem, da mesma forma, ser modelados por uma função sigmoidal usando o mesmo procedimento citado anteriormente. Com isso, para uma dada mistura asfáltica na qual foram realizados ensaios de módulo dinâmico, duas outras Curvas Mestras poderão ser obtidas pelas formulações aqui apresentadas. A Figura 4.43 demonstra resumidamente a metodologia de cálculo da Curva Mestre do módulo de relaxação.

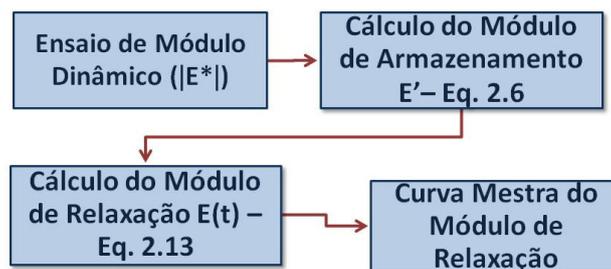


Figura 4.43 – Fluxograma demonstrativo da metodologia de cálculo da Curva Mestre do módulo de relaxação.

Segundo Kim et al. (2002b), os mesmos valores dos fatores de translação, para uma determinada temperatura, podem ser empregados em qualquer outra propriedade viscoelástica, seja ela o módulo dinâmico, de relaxação ou de fluência. Entretanto, os resultados obtidos nesse trabalho não mostram essa unicidade de valores. Para uma determinada mistura, os resultados dos fatores de translação apresentaram algumas diferenças

para as Curvas Mestras do módulo dinâmico, módulo de armazenamento e módulo de relaxação. A Figura 4.44 apresenta os resultados obtidos para a mistura BS7, sem tensão confinante. Como pode ser observado, os fatores de translação usados para a construção das Curvas Mestras, no caso do módulo dinâmico e de armazenamento, foram muito próximos, enquanto que para baixas temperaturas, os fatores obtidos para a modelagem da Curva Mestre do módulo de relaxação apresentaram um pequeno desvio.

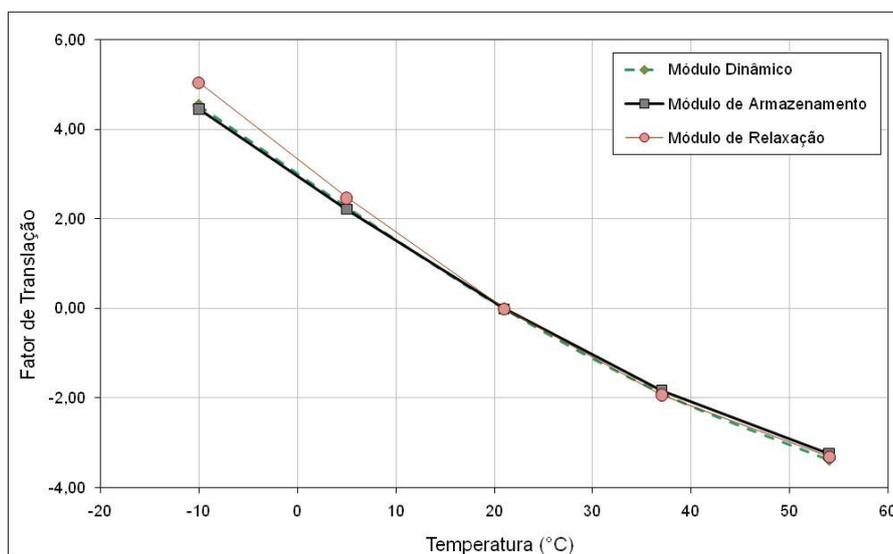


Figura 4.44 – Relação dos fatores de translação dos módulos dinâmico, armazenamento e relaxação com a temperatura para a mistura BS7, sem confinamento.

Conseqüentemente, os valores dos parâmetros que definem a função sigmoideal para os três módulos resultaram, também, em pequenas diferenças, como pode ser observado pela Tabela 4.4. Diante disso, optou-se por considerar as diferenças obtidas, ao contrário do exposto por Kim et al. (2002b), tendo uma relação do fator de translação com a temperatura para cada módulo considerado.

Tabela 4.4 – Variáveis que definem a função sigmoideal para os módulos dinâmico, armazenamento e relaxação.

Módulo	δ	ϑ	β	γ	a	b	c
Dinâmico	4,463	3,230	-1,419	0,343	2,14E-4	-0,099	5,88
Armazenamento	4,773	2,875	-1,316	0,408	2,22E-3	-0,098	5,79
Relaxação	4,590	3,080	-1,282	0,366	3,01E-4	-0,115	6,60

Essas diferenças se refletem na construção das Curvas Mestras, como é ilustrado na Figura 4.45. As pequenas variações resultantes nos parâmetros que definem a função sigmoideal, mesmo tendo os fatores de translação muito próximos, mostram uma pequena diferenciação nas Curvas Mestras do módulo dinâmico e de armazenamento, considerando os ensaios

realizados em temperaturas elevadas. Já para a parte superior da curva, referente aos ensaios realizados em temperaturas baixas, os resultados tornam-se sobrepostos.

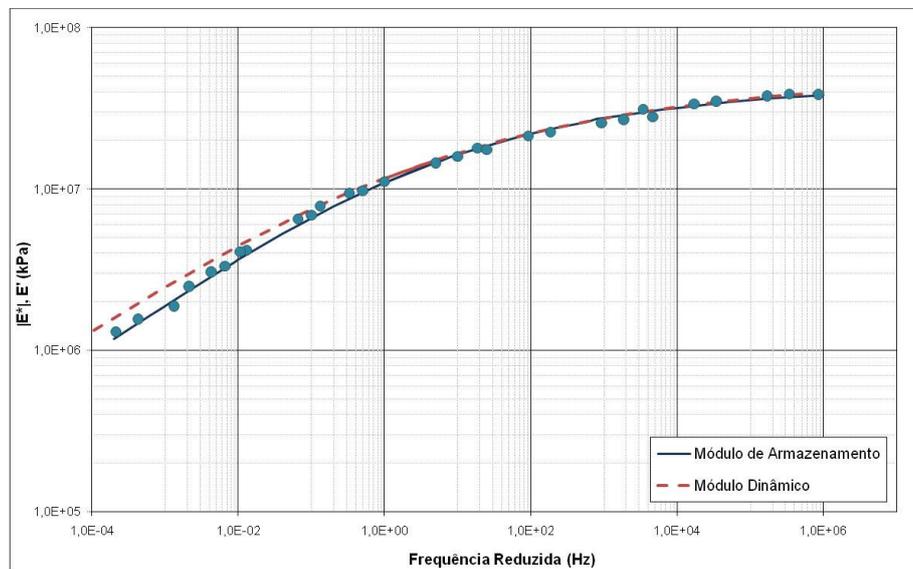


Figura 4.45 – Comparação das Curvas Mestras para os módulos dinâmico e de armazenamento para a mistura BS7, sem confinamento.

A sobreposição observada na parte superior da curva é esperada, uma vez que em temperaturas baixas a mistura comporta-se quase que exclusivamente como um material elástico. Assim, a parcela viscosa do módulo complexo, representada pelo módulo de perda, torna-se insignificante frente à parcela elástica, representada pelo módulo de armazenamento. Com isso, é natural que os resultados estejam sobrepostos nos ensaios realizados a baixas temperaturas. Por outro lado, os resultados mostram que para temperaturas elevadas, as duas curvas se afastam, mostrando, portanto, que a parcela elástica da resposta mecânica do material perde representatividade em relação ao valor do módulo complexo. Em outras palavras, a parcela viscosa passa a ter uma influência maior na resposta mecânica do material, um resultado compatível com o comportamento das misturas asfálticas em temperaturas elevadas.

A determinação da Curva Mestre do módulo de relaxação é a próxima etapa. É importante lembrar, que tal curva é definida em termos do tempo reduzido e não da frequência reduzida, como no caso das Curvas Mestras dos módulos dinâmicos e de armazenamento. Assim como o módulo de fluência, o módulo de relaxação é uma propriedade relacionada com um carregamento monotônico, onde a solicitação de deformação ou tensão é aplicada constantemente ao longo do tempo. Já para o módulo complexo a solicitação é contínua e harmônica, sendo relacionada diretamente com a frequência imposta ao material. A Figura 4.46 mostra os valores obtidos para o módulo de relaxação após a interconversão por meio da

formulação anteriormente apresentada, bem como o modelo da função sigmoideal que melhor se adequou aos resultados (Tabela 4.4).

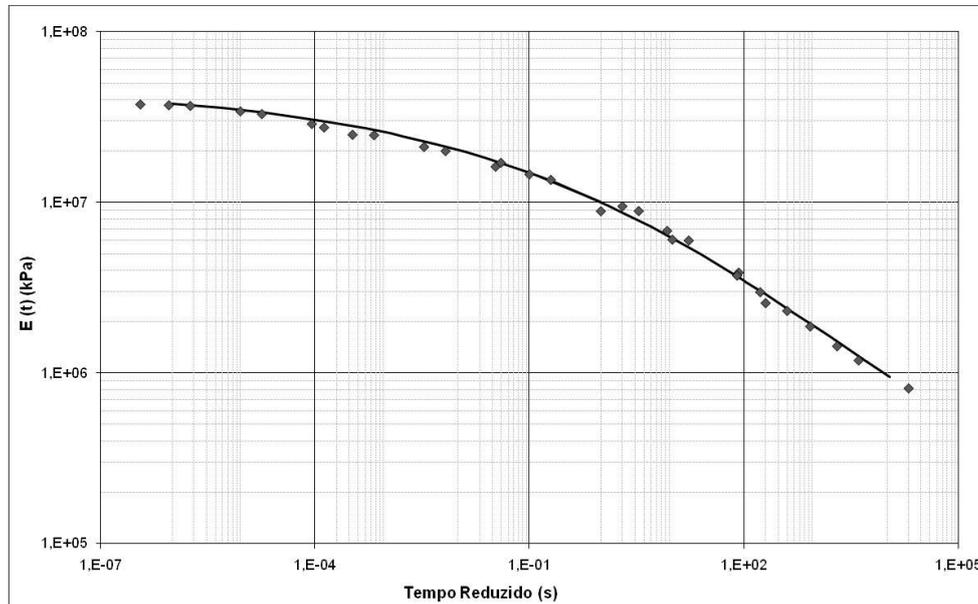


Figura 4.46 – Curva Mestra do módulo de relaxação para a mistura BS7, não confinado.

O módulo de relaxação é uma propriedade viscoelástica que é necessária para o cálculo da pseudo-deformação nos casos de ensaios de fadiga uniaxiais sob carregamento *haversine*. Para o seu uso, entretanto, a modelagem por meio da função sigmoideal não se apresenta como a melhor opção para os cálculos analíticos necessários. Diante disso, o módulo de relaxação será modelado pela já definida série de Prony (Equação 4.1) que permite prever de maneira adequada a variação do módulo de relaxação com o tempo reduzido.

Uma questão que se deve ter conhecimento é o número de elementos a serem utilizados durante o processo de modelagem com as séries de Prony. Kim et al. (2002b) mostram os resultados da interconversão entre o módulo de relaxação e o módulo de fluência, comparando resultados com 5 e 11 elementos. Os resultados mostraram que uma maior quantidade de elementos produz uma melhor representação dos dados. Park & Kim (2001) também mostram que os modelos ficam melhores quando um maior número de elementos é utilizado para os cálculos. Nesse sentido, foi feita uma avaliação qualitativa prévia na questão relacionada com o número de elementos a serem usados na série de Prony que melhor resultaria em uma modelagem que fosse aceitável, ou seja, um número tal que resultasse em uma menor variabilidade.

O procedimento de determinação da série de Prony fixou os tempos de relaxação (ρ_i) em escalas de tempo logarítmica de base 10. O módulo de relaxação de equilíbrio (E_∞) foi estimado em função dos resultados obtidos pelas Curvas Mestras, tal como a Figura 4.46.

Assim, as únicas variáveis a serem definidas são os coeficientes de regressão (E_i) para definir o modelo que irá representar a variação do módulo de relaxação com o tempo. Usando a ferramenta *Solver* da planilha eletrônica Excel®, os coeficientes foram determinados minimizando os erros em relação aos resultados obtidos pela interconversão. Foram usadas formulações com 5, 7, 11, 13 e 15 elementos para uma pré-avaliação dos resultados, obtendo-se os resultados em um tempo relativamente curto. A Tabela 4.5 apresenta, como exemplo, os resultados para a série de Prony com as cinco formulações, considerando os resultados do módulo de relaxação da mistura BS7.

Tabela 4.5 – Valores dos parâmetros da série de Prony para diferentes quantidades de elementos, considerando os valores do módulo de relaxação da mistura BS7 sem confinamento.

Nº de Elem.	5 Elementos		7 Elementos		11 Elementos		13 Elementos		15 Elementos	
	ρ_i	E_i	ρ_i	E_i	ρ_i	E_i	ρ_i	E_i	ρ_i	E_i
1	2,0E-04	1,3E+07	2,0E-04	1,3E+07	2,0E-05	6,9E+06	2,0E-06	9,9E+05	2,0E-07	2,7E+05
2	2,0E-02	8,2E+06	2,0E-02	6,0E+06	2,0E-04	5,2E+06	2,0E-05	6,1E+06	2,0E-06	8,4E+05
3	2,0E+00	8,8E+06	2,0E-01	5,4E+06	2,0E-03	4,4E+06	2,0E-04	5,4E+06	2,0E-05	6,3E+06
4	2,0E+02	4,4E+06	2,0E+00	2,7E+06	2,0E-02	3,6E+06	2,0E-03	4,3E+06	2,0E-04	5,4E+06
5	2,0E+04	6,5E+05	2,0E+01	4,2E+06	2,0E-01	6,4E+06	2,0E-02	3,7E+06	2,0E-03	4,1E+06
6	-	-	2,0E+02	1,7E+06	2,0E+00	2,6E+06	2,0E-01	6,3E+06	2,0E-02	3,9E+06
7	-	-	2,0E+03	1,6E+06	2,0E+01	4,0E+06	2,0E+00	2,7E+06	2,0E-01	6,2E+06
8	-	-	-	-	2,0E+02	2,1E+06	2,0E+01	4,0E+06	2,0E+00	2,7E+06
9	-	-	-	-	2,0E+03	1,2E+06	2,0E+02	2,1E+06	2,0E+01	4,0E+06
10	-	-	-	-	2,0E+04	2,0E+05	2,0E+03	1,2E+06	2,0E+02	2,1E+06
11	-	-	-	-	2,0E+05	0,0E+00	2,0E+04	2,0E+05	2,0E+03	1,2E+06
12	-	-	-	-	-	-	2,0E+05	0,0E+00	2,0E+04	2,0E+05
13	-	-	-	-	-	-	2,0E+06	0,0E+00	2,0E+05	2,2E-13
14	-	-	-	-	-	-	-	-	2,0E+06	0,0E+00
15	-	-	-	-	-	-	-	-	2,0E+07	0,0E+00

A Figura 4.47 mostra graficamente o resultado das cinco séries de Prony sendo comparadas com os valores obtidos pela interconversão. Particularmente para esse caso, os resultados obtidos para todos os números de elementos foram satisfatórios. Entretanto, com cinco elementos há uma maior variação nos resultados observados o que confirma as observações de outros autores, ou seja, o acréscimo do número de elementos produz melhores resultados. Observando a Tabela 4.5, alguns valores dos coeficientes de regressão foram nulos nas séries de 11, 13 e 15 elementos. Isso significa que esses elementos não estão interferindo nos resultados obtidos, ou seja, que eles não são necessários para este caso específico. Assim, para obter uma modelagem de qualidade, bastaria usar uma série de no máximo 10 elementos, evitando tempos excessivos nas resoluções das equações durante o processo de redução dos erros.

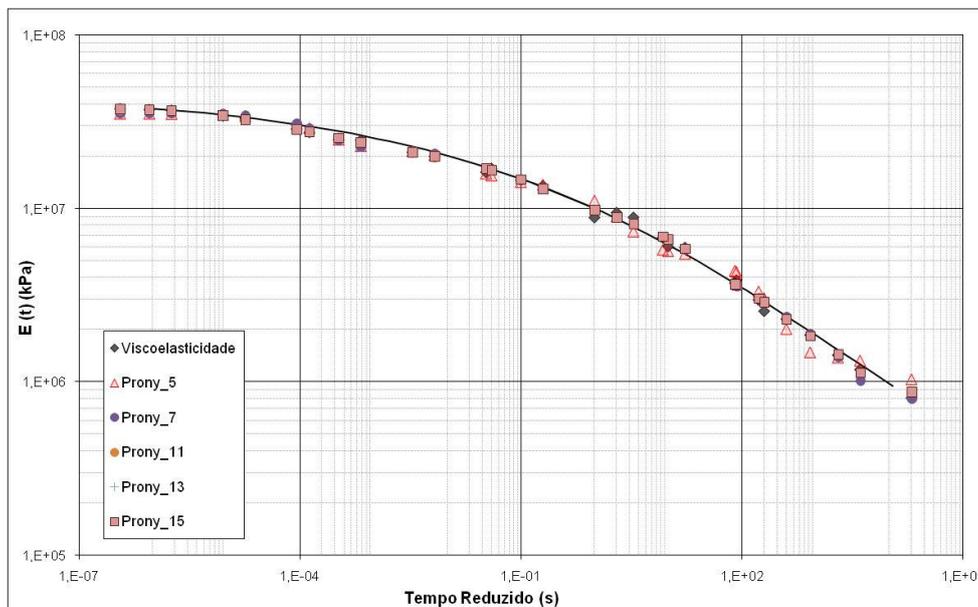


Figura 4.47 – Comparações dos resultados obtidos pela série de Prony com diferentes números de elementos (mistura BS7, não confinado).

Contudo, para outras misturas usadas nesse trabalho, os resultados obtidos para os coeficientes de regressão das séries de Prony com 15 elementos continuaram tendo interferência nos resultados da regressão. Isso se deve ao fato de que em algumas misturas houve uma maior variabilidade nos resultados da interconversão, o que refletiu na necessidade de um maior número de elementos para que a formulação baseada na série aproximasse ao máximo dos valores calculados por meio da interconversão. Dessa forma, com o intuito de aumentar a precisão do modelo, recomenda-se o uso da série com 15 elementos mesmo que, em alguns casos, tal quantidade seja desnecessária. Mun (2003) utilizou em seus estudos numéricos séries com apenas 7 elementos para a caracterização do módulo de relaxação de um revestimento asfáltico, embora tenha se baseado em apenas um tipo de mistura, o que pode ter levado à uma menor variabilidade nos resultados.

A seguir serão apresentados os resultados das Curvas Mestras do módulo de relaxação para as misturas utilizadas nesse trabalho, bem como um comparativo entre as mesmas.

4.3.1. Módulo de Relaxação para Misturas Convencionais

Assim como foi feito um comparativo entre as misturas convencionais utilizadas nessa pesquisa com relação aos resultados de módulo dinâmico, a Figura 4.48 apresenta as Curvas Mestras dos módulos de relaxação obtidos após a interconversão. Os resultados apresentados são referentes às curvas sigmoidais definidas sobre os resultados obtidos por meio da formulação viscoelástica. É importante ressaltar que todas as curvas foram também

relacionadas com modelos matemáticos baseados na série de Prony, os quais serão posteriormente utilizados nas análises de fadiga.

Corroborando os resultados mostrados na Figura 4.9, as curvas referentes às misturas BC7 e BS7 na Figura 4.48 apresentaram, novamente, os maiores valores de módulo de relaxação nas situações relativas aos ensaios realizados em temperaturas elevadas. Da mesma forma, as misturas JR7 e KR7 foram aquelas que apresentaram os menores valores de módulo de relaxação nessas condições. Vale lembrar que o módulo de relaxação é definido pela relação entre um carregamento variável com o tempo por conta da aplicação contínua de uma deformação específica. Essas observações mostram que as propriedades viscoelásticas módulo dinâmico e módulo de relaxação mantêm coerência em relação aos resultados obtidos pelos materiais utilizados nesse trabalho. Misturas que resultam em módulos dinâmicos elevados, de alguma maneira mostram maior rigidez frente à aplicação de um carregamento harmônico. Da mesma forma, um material com módulo de relaxação elevado, mostra que o mesmo apresenta maior rigidez sob um carregamento monotônico.

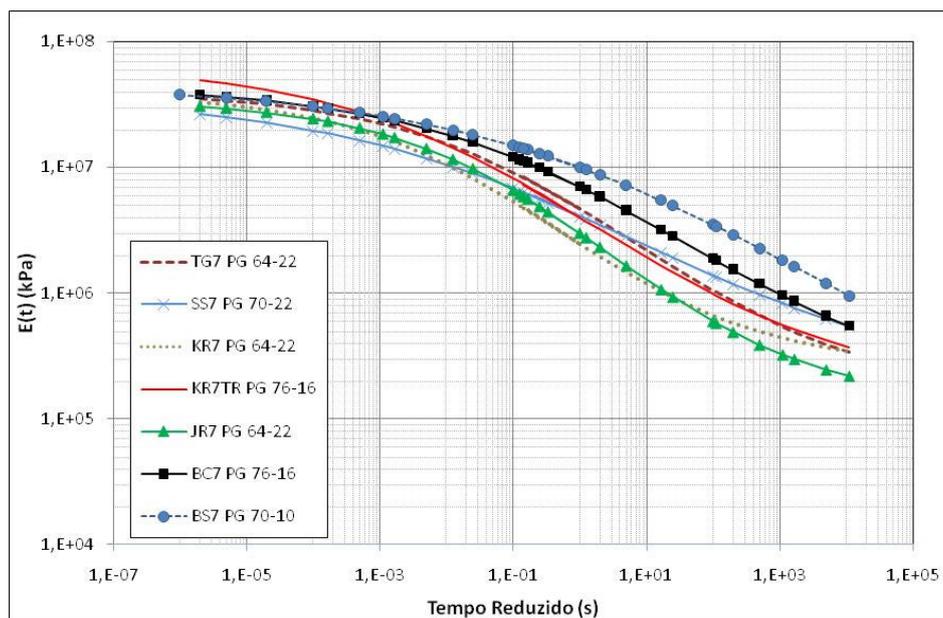


Figura 4.48 – Comparação das Curvas Mestras do módulo de relaxação para as misturas convencionais não confinadas.

Os resultados apresentados na Figura 4.48 mostram também que, para os ensaios realizados em temperaturas elevadas, a variação existente entre as misturas utilizadas nesse trabalho são bem mais evidentes quando se compara com os resultados obtidos nos ensaios em temperaturas baixas. O mesmo comportamento foi observado nos resultados obtidos para o módulo dinâmico. Novamente, esse comportamento revela que o ligante possui maior interferência no comportamento da mistura para as condições onde são encontradas temperaturas elevadas. A variação existente no outro lado da curva, onde são os resultados

obtidos em temperaturas baixas deve-se, principalmente, às diferentes origens dos agregados das misturas, bem como as diversas granulometrias utilizadas na fabricação das misturas asfálticas.

Como foi apresentado no item 4.2.2, duas misturas convencionais foram testadas nos ensaios de módulo dinâmico com tensão confinante. Assim, as Curvas Mestras dessas misturas foram construídas e os resultados encontrados seguiram as mesmas tendências observadas nos ensaios de módulo dinâmico realizados, ou seja, maiores valores do módulo de relaxação para o estado confinado assim como uma redução da inclinação da parte linear central da Curva Mestre. Esses resultados eram esperados, uma vez que o confinamento produz uma redução de vazios e um melhor entrosamento no esqueleto sólido, aumentando a rigidez do material.

4.3.2. Módulo de Relaxação para Misturas Modificadas com Borracha de Pneu

Diante dos resultados de módulo dinâmico obtidos para as misturas modificadas utilizadas nesse trabalho, as Curvas Mestras dos módulos de relaxação foram construídas por meio do processo de interconversão anteriormente descrito. A Figura 4.49 mostra a comparação feita entre as misturas descontínuas não confinadas, enquanto que a Figura 4.50 apresenta os resultados obtidos para os ensaios com tensão confinante. Observa-se que o mesmo comportamento foi obtido nos resultados apresentados para os ensaios de módulo dinâmico.

Para as misturas BS3 e TG3 ficou clara a percepção de que a inclinação da parte central da curva reduziu por conta da ação da tensão confinante nos ensaios. Entretanto, a mistura JR3 não seguiu essa linha de comportamento esperada e também observada em outros tipos de misturas. Outro aspecto já comentado anteriormente são os valores obtidos para a mistura BS3, muito aquém daqueles obtidos pelas outras duas misturas descontínuas. Comparando-se os resultados de cada uma das misturas descontínuas com as respectivas misturas convencionais, as mesmas tendências observadas nos ensaios de módulo dinâmico são encontradas. As considerações feitas quando das análises realizadas para os ensaios de módulo dinâmico também valem para os resultados obtidos para o módulo de relaxação.

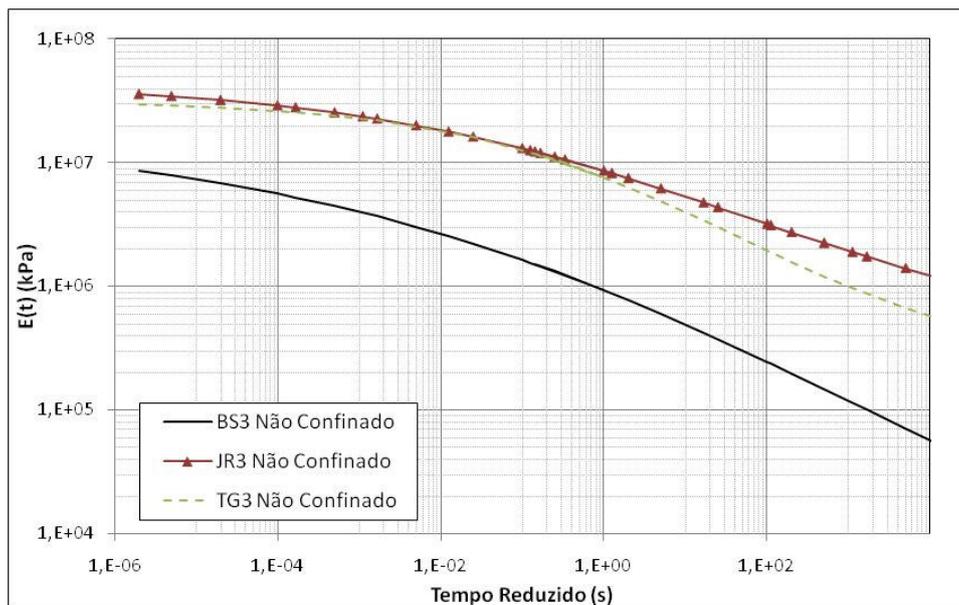


Figura 4.49 – Comparação das Curvas Mestras do módulo de relaxação para as misturas descontínuas não confinadas.

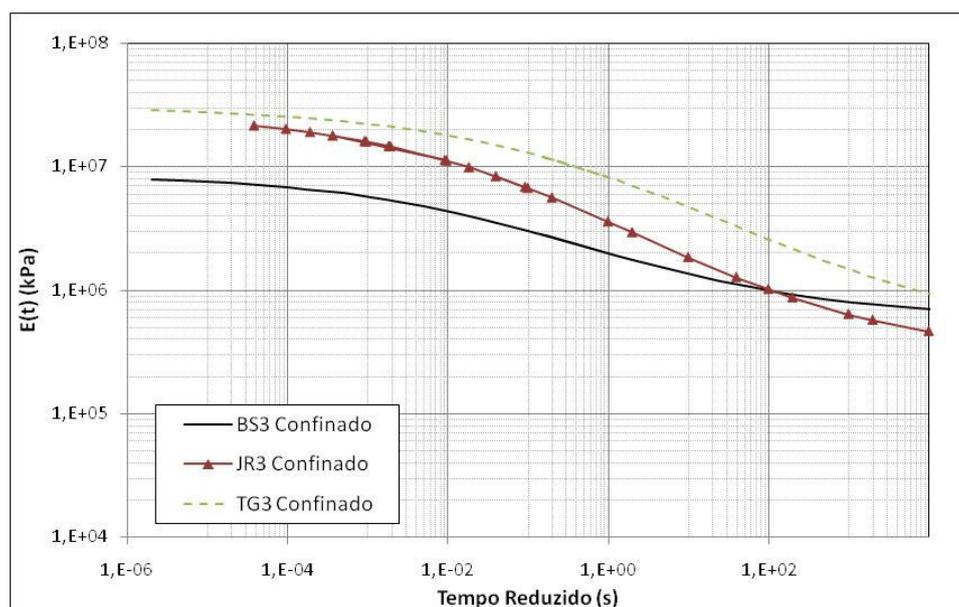


Figura 4.50 – Comparação das Curvas Mestras do módulo de relaxação para as misturas descontínuas confinadas.

As Curvas Mestras obtidas para as misturas abertas sem tensão confinante são apresentadas na Figura 4.51. Comparando com os resultados obtidos para os resultados de módulo dinâmico, as tendências foram similares, guardando coerência entre as misturas com maior ou menor rigidez. Entretanto, percebe-se que a mistura TG4 apresentou um comportamento diferenciado, com uma curva muito mais acentuada comparando-se com as outras misturas abertas. Essa diferenciação não foi tão evidente para o módulo dinâmico, como pode ser observado na Figura 4.34. Levando em consideração as relações existentes entre o fator de

translação e a temperatura, determinadas durante o procedimento de interconversão, observa-se que as curvas obtidas para o módulo dinâmico e para o módulo de relaxação possuem uma diferenciação além da normalidade usualmente encontrada nesse trabalho, principalmente para altas e baixas temperaturas como está apresentado na Figura 4.52. Acredita-se que esse comportamento pode estar relacionado com a variabilidade encontrada nos valores de ângulo de fase obtidos nos ensaios de módulo dinâmico. Com isso, a variabilidade encontrada irá refletir nos valores do módulo de armazenamento e, conseqüentemente, nos resultados obtidos para o módulo de relaxação.

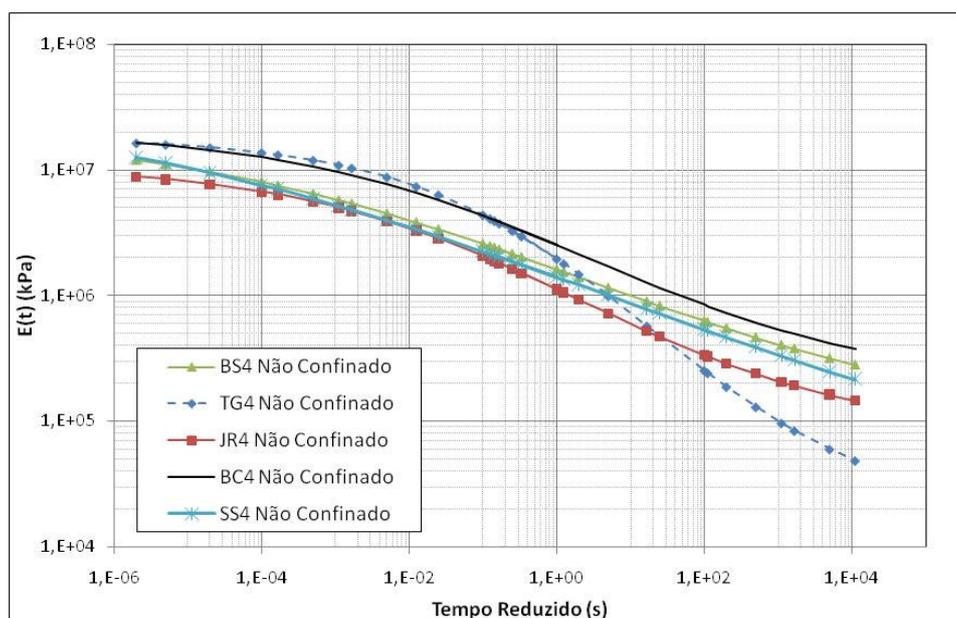


Figura 4.51 – Comparação das Curvas Mestras do módulo de relaxação para as misturas abertas não confinadas.

As Curvas Mestras do módulo de relaxação obtidas para as misturas abertas sob uma tensão confinante mostram a mesma tendência observada nos ensaios de módulo dinâmico, ou seja, uma visível suavização da inclinação da parte central da curva, com pequenas diferenças nos valores obtidos para as diversas misturas testadas. A Figura 4.53 apresenta a comparação entre as Curvas Mestras das misturas aberta com confinamento.

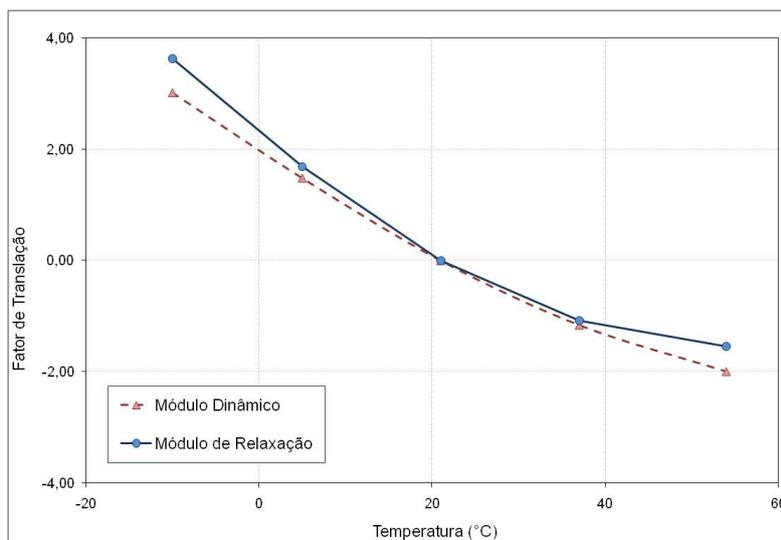


Figura 4.52 – Comparação das relações entre o fator de translação e a temperatura para a mistura TG4 não confinada.

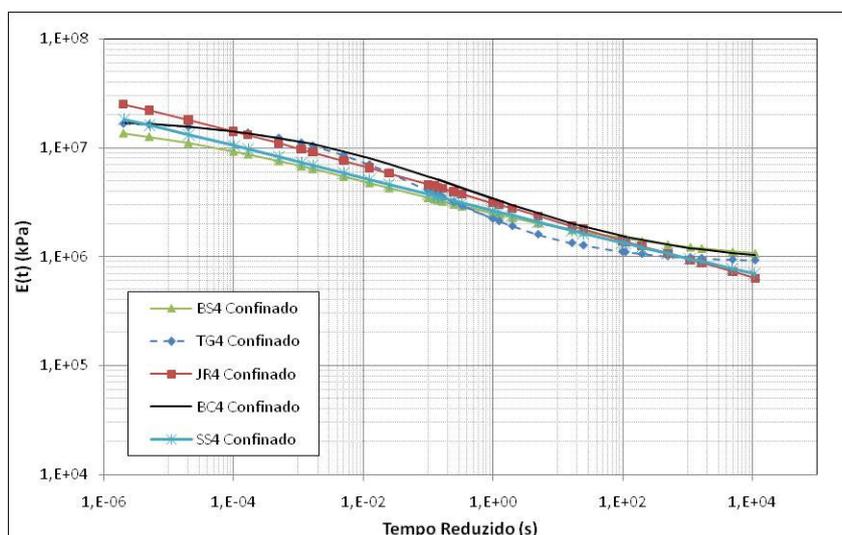


Figura 4.53 – Comparação das Curvas Mestras do módulo de relaxação para as misturas abertas confinadas.

4.3.3. Análise das Curvas Mestras do Módulo de Relaxação

Sabe-se que a inclinação da parte linear central das Curvas Mestras é uma propriedade do material. Essa inclinação pode ser obtida tanto para as curvas obtidas dos ensaios de módulo dinâmico, quanto para os ensaios de módulo de fluência ou relaxação. Nesse trabalho, seguindo os procedimentos adotados por Lee (1996) entre outros pesquisadores, uma das variáveis necessárias para a caracterização viscoelástica dos materiais é a inclinação da parte central linear da Curva Mestra do módulo de relaxação. Essa propriedade, como foi exposto no Capítulo 2, pode estar diretamente relacionada com o parâmetro α , definido na Equação 2.37. Dessa forma, nessa etapa, passa-se para a determinação da inclinação da parte linear central das Curvas Mestras das diversas misturas utilizadas nesse trabalho.

A Tabela 4.6 apresenta um resumo dos valores obtidos para as situações com e sem confinamento. Inicialmente, a primeira conclusão que se pode tirar dos resultados apresentados é a de que o confinamento resulta na redução dos valores da inclinação. Em apenas um dos casos houve um aumento no valor para a situação confinada, como pode ser visto para a mistura JR3. Novamente, acredita-se que tal comportamento esteja relacionado com a variabilidade do ângulo de fase obtido durante os ensaios de módulo dinâmico realizados. Para essa mistura, observou-se uma variabilidade intensa, vindo a refletir nos resultados obtidos para o módulo de relaxação. Uma comprovação desse fato é a comparação entre as Curvas Mestras obtidas para o módulo dinâmico para a mistura JR3 com e sem confinamento. Considerando a inclinação da parte linear das respectivas Curvas Mestras, o valor para o resultado sem confinamento é de 0,241, enquanto que para a condição confinada foi de 0,199, valores estes que estão de acordo com o comportamentos encontrados para as outras misturas.

Tabela 4.6 – Valores da inclinação da parte linear central da Curva Mestre do módulo de relaxação para diversas misturas.

Misturas	Não Confinado	Confinado
TG7	0,331	-
SS7	0,238	0,196
KR7	0,336	-
KR7TR	0,318	-
JR7	0,367	0,282
BC7	0,296	-
BS7	0,281	-
BS3	0,319	0,181
TG3	0,309	0,260
JR3	0,222	0,285
JR4	0,274	0,171
BC4	0,245	0,206
TG4	0,372	0,273
SS4	0,204	0,150
BS4	0,208	0,150

Além dessa incoerência, observa-se que os valores obtidos para a mistura TG4 também apresentaram discrepâncias considerando os resultados obtidos pelos valores de módulo de relaxação. Tomando-se os valores de inclinação obtidos para as curvas do módulo dinâmico, observa-se uma maior coerência nos resultados, o que leva a crer, e que foi confirmado pelos resultados, que a variabilidade obtida nos valores de ângulo de fase foram extremamente elevadas para essa mistura.

Poder-se-ia, então, considerar apenas aqueles valores de inclinação das Curvas Mestras a partir dos valores obtidos nos ensaios de módulo dinâmico ao invés de se trabalhar com os valores de módulo de relaxação. Essa possibilidade vem de encontro às possíveis variabilidades existentes nos valores de ângulo de fase e que interferem diretamente no cálculo do módulo de relaxação e, conseqüentemente, na obtenção das Curvas Mestras. Entretanto, apesar de existirem estudos que relacionaram a inclinação obtida nos resultados de módulo dinâmico com o fator α , os principais trabalhos que deram origem à aplicação do dano em meio contínuo no estudo de fadiga em misturas asfálticas sempre procuraram relacionar aqueles valores obtidos das curvas dos módulos de relaxação, pela ligação existente entre formulação clássica da mecânica da fratura. Segundo Park et al. (1996), uma relação aceita para a estimativa do parâmetro α pode ser obtida pela mecânica da fratura considerando a viscoelasticidade linear. Em muito dos problemas existentes que consideram o desenvolvimento de trincas, a velocidade está diretamente relacionada pelo expoente α . Este por sua vez, apresenta-se na literatura científica como função das propriedades de fluência e relaxação dos materiais viscoelásticos.

Nada impede, contudo, de que novas relações possam vir a ser desenvolvidas entre o parâmetro α e os valores de inclinação das Curvas Mestras obtidas pelos ensaios de módulo dinâmico, assim como fez Kim et al. (2006). Portanto, com o intuito de apresentar os valores obtidos também pelos ensaios de módulo dinâmico, a Tabela 4.7 traz todos os resultados para as misturas utilizadas nessa pesquisa.

Tabela 4.7 – Valores da inclinação da parte linear central da Curva Mestra do módulo dinâmico para diversas misturas.

Misturas	Não Confinado	Confinado
TG7	0,321	-
SS7	0,221	0,190
KR7	0,322	-
KR7TR	0,299	-
JR7	0,316	0,259
BC7	0,287	-
BS7	0,268	-
BS3	0,268	0,239
TG3	0,248	0,137
JR3	0,241	0,199
JR4	0,242	0,144
BC4	0,233	0,187
TG4	0,204	0,142
SS4	0,287	0,231
BS4	0,191	0,134

A Figura 4.54 mostra a comparação entre os valores obtidos a partir das curvas dos módulos dinâmico e de relaxação, porém sem considerar os valores de inclinação obtidos para as misturas TG4.e JR3. A variabilidade nos valores de ângulo de fase para essas misturas foi muito elevada, prejudicando a qualidade dos resultados. Observa-se uma clara relação existente entre os dois grupos de valores obtidos a partir das duas Curvas Mestras. Entretanto, os valores obtidos para as curvas do módulo de relaxação foram pouco menores do que obtidos para as curvas do módulo dinâmico. Portanto, esses resultados poderão fornecer embasamento para a utilização de relações entre, por exemplo, o parâmetro α e a inclinação da Curva Mestre obtida dos ensaios de módulo dinâmico.

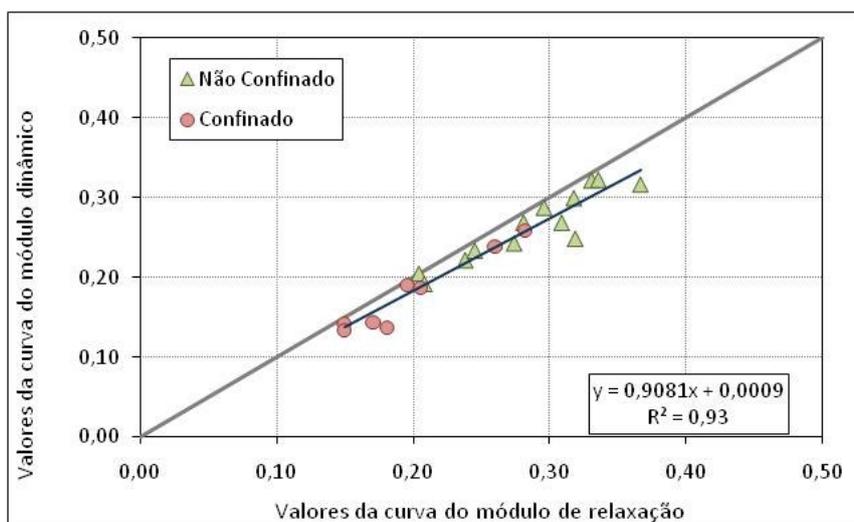


Figura 4.54 – Cruzamentos dos dados de inclinação da parcela central das Curvas Mestras obtidas pelos valores de módulo dinâmico e de relaxação.

Um aspecto importante que deve ser considerado aqui é a relação da parte linear da Curva Mestre com a temperatura de ensaio equivalente na qual ela está caracterizada. Analisando um caso prático para exemplificar, consideram-se as Curvas Mestras das misturas BS7 e JR7, ambas obtidas dos ensaios sem tensão confinante e apresentadas na Figura 4.48. Comparando ambas as curvas, nota-se a diferença entre as mesmas com relação à parcela considerada linear. Colocando os valores reais obtidos a partir da interconversão e separando-os pelas temperaturas nas quais os ensaios foram obtidos, como pode ser visto na Figura 4.55, a parcela linear da curva para a mistura BS7 está definida pelos valores dos testes realizados nas temperaturas iguais a 37°C e 54°C. Isso implica dizer que, para essa mistura em particular, os valores obtidos e apresentados na Tabela 4.6 são representativos para tais temperaturas. Levando-se em consideração que essa inclinação é uma propriedade viscoelástica do material, acredita-se que ela também esteja relacionada com a temperatura.

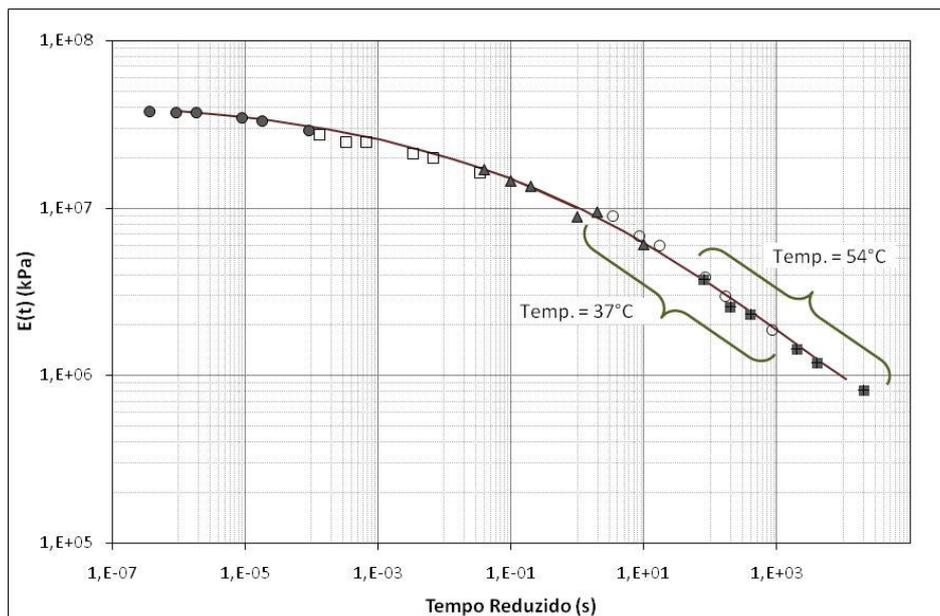


Figura 4.55 – Curva Mestre para a mistura BS7, ilustrando os resultados para as diversas temperaturas de ensaio.

A Figura 4.56 mostra da mesma maneira os resultados obtidos para a mistura JR7. Nesse caso, fica claro notar que a parte central da Curva Mestre está diretamente relacionada com os valores dos ensaios realizados nas temperaturas de 21°C e 37°C .

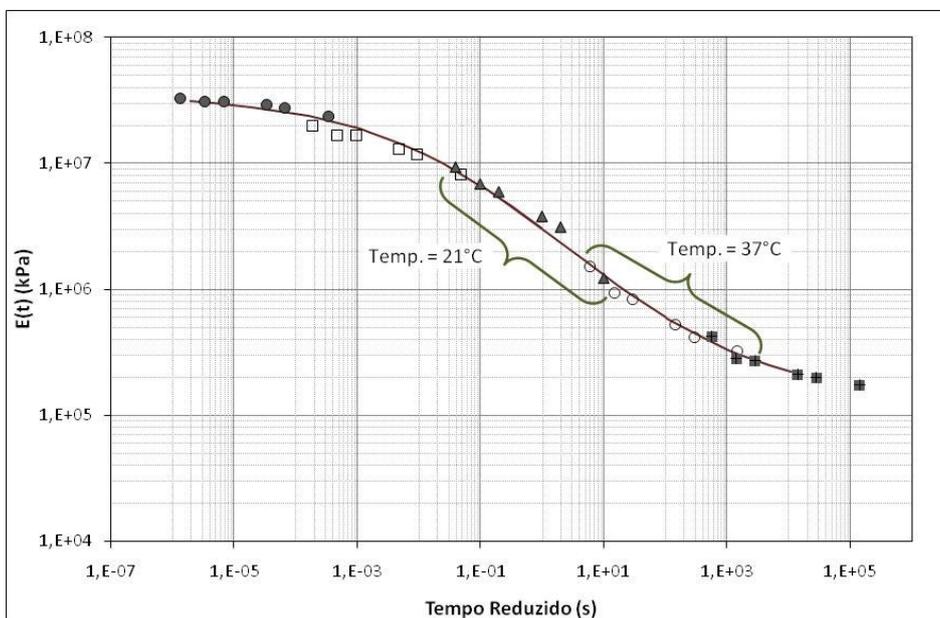


Figura 4.56 – Curva Mestre para a mistura JR7, ilustrando os resultados para as diversas temperaturas de ensaio.

Essas considerações vêm de encontro à relação existente entre a inclinação da parte central da curva com o parâmetro α . De maneira resumida, pois o próximo capítulo irá tratar desse assunto com maiores detalhes, essas observações podem levar à conclusão de que o parâmetro

α é, na verdade, variável com a temperatura. Pode-se explicar esse fato pelas diferentes temperaturas nas quais as Curvas Mestras possuem sua parte linear central caracterizada.

4.4. CONSIDERAÇÕES FINAIS

Nesse capítulo, as misturas asfálticas utilizadas nesse trabalho foram caracterizadas sob os preceitos da teoria da viscoelasticidade linear. Inicialmente, os resultados obtidos nos ensaios de módulo dinâmico foram trabalhados de forma que Curvas Mestras fossem obtidas a partir da modelagem da função sigmoideal apresentada. Nas misturas convencionais, o procedimento usual é a realização de ensaios sem confinamento, enquanto que nas misturas modificadas com borracha de pneu os ensaios confinados fazem parte do procedimento normal de caracterização das misturas. Comparações entre diferentes tipos de misturas foram realizadas, demonstrando o comportamento particular de cada uma sob o mesmo tipo de solicitação.

Logo em seguida, um procedimento de interconversão entre propriedades viscoelásticas existente na literatura científica foi utilizado para a determinação do módulo de relaxação das misturas asfálticas. Esse procedimento requer os dados dos ensaios de módulo dinâmico e permite determinar a Curva Mestra do módulo de relaxação. Em seguida, demonstrou-se a possibilidade de se obter a representação da Curva Mestra do módulo de relaxação pelas séries de Prony, permitindo seu uso do módulo de relaxação em cálculos analíticos. A inclinação da parte central da Curva Mestra, considerada uma propriedade viscoelástica do material, foi obtida a partir dos resultados da interconversão. Esses valores irão possibilitar o estudo de correlações entre tal propriedade e os parâmetros usados na teoria do dano em meio contínuo.

Capítulo V

5. ANÁLISE TRADICIONAL DOS ENSAIOS DE FADIGA A FLEXÃO

Este capítulo se limita a apresentar as análises dos resultados obtidos experimentalmente, usando os ensaios de fadiga à flexão em quatro pontos. As análises realizadas estão direcionadas para a metodologia tradicionalmente feita no meio técnico. Será descrita inicialmente, uma breve consideração sobre o tipo de carregamento usualmente utilizados nos ensaios de fadiga à flexão. Esse estudo procurou validar as análises dos ensaios realizados e aqueles outros disponibilizados para estudo. Em seguida, serão descritos os resultados utilizando as metodologias tradicionais para o estudo de fadiga em misturas asfálticas, mais especificamente as curvas de Whöler. A demonstração dos principais resultados obtidos é apresentada, assim como uma análise do comportamento da amostra durante a realização dos ensaios. Os coeficientes do principal modelo utilizado na caracterização a fadiga de misturas asfálticas são determinados para as misturas utilizadas nesta pesquisa. Esses parâmetros serão parte de análises realizadas mais a frente.

5.1. CONSIDERAÇÕES SOBRE O TIPO DE CARREGAMENTO EM ENSAIOS DE FADIGA A FLEXÃO

Nesta parte do trabalho, apresenta-se um estudo comparativo entre os dois tipos de carregamentos possíveis de serem utilizados em ensaios de fadiga à flexão em quatro pontos: carregamento alternado (senoidal) e unilateral (*haversine*). A motivação para esse estudo baseou-se no trabalho publicado por Pronk & Erkens (2001). Nele, os autores descrevem um estudo em que mostram as conseqüências em se utilizar os dois tipos de carregamentos em um material considerado viscoelástico, como por exemplo, as misturas asfálticas. A seguir, serão descritas brevemente as principais diferenças entre esses dois tipos de carregamentos em ensaios à deformação controlada.

Um carregamento harmônico ou cíclico é dito alternado quando o equipamento utilizado nos ensaios à flexão permite aplicar o mesmo nível de deslocamento tanto para o lado inferior quanto para o superior. Dessa forma, a vigota flexionada terá, em suas fibras inferiores e superiores, as mesmas deformações mobilizadas durante cada ciclo. Como pode ser visto na Figura 5.1, a forma do carregamento é conceitualmente definida como uma curva senoidal,

com amplitudes de deslocamentos constantes e alternadas com o tempo. Esse tipo de carregamento não permite que a vigota venha a sofrer uma deformação permanente pelos esforços repetitivos já que, em cada ciclo, os mesmos possuem a mesma amplitude, porém em direções contrárias. Sob um carregamento alternado e um estado estacionário, pode-se obter o módulo dinâmico e o ângulo de fase da mistura asfáltica para uma determinada frequência e temperatura de ensaio.

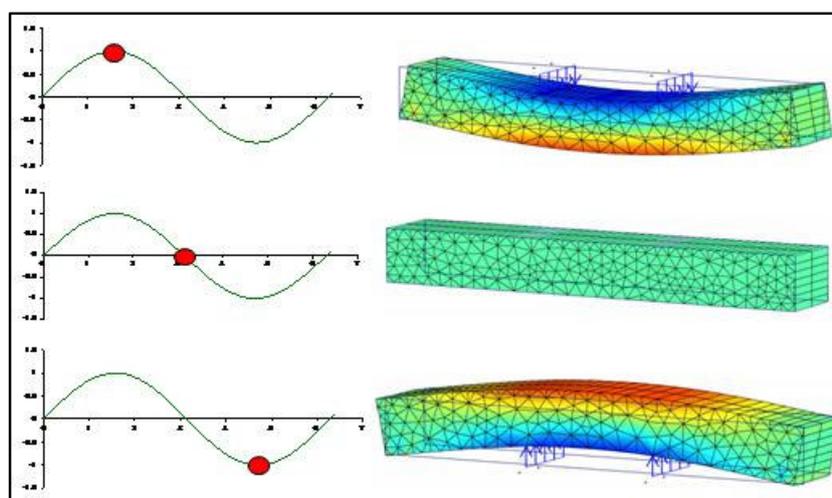


Figura 5.1 – Representação de um ensaio de fadiga a flexão em quatro pontos com amplitude de deslocamento constante e carregamento senoidal em uma vigota.

De outra forma, um carregamento harmônico ou cíclico é dito unilateral quando o equipamento aplica uma mesma amplitude de deslocamento para um único sentido, inferior ou superior. Nesse caso, em um material elástico, uma das fibras trabalharia apenas em tração enquanto que a outra apenas em compressão. Entretanto, para materiais viscoelásticos o mesmo não ocorre. Inicialmente, os sinais de deslocamento possuem o formato *haversine*, da mesma forma que os sinais força, referente à resposta do ensaio. Devido às solicitações repetitivas para uma mesma direção, em poucos ciclos as vigotas apresentam uma nova conformação levemente curvada no sentido das solicitações. Como o equipamento está programado para retornar a vigota para a posição original, ou seja, a posição horizontal existente no início do ensaio, o mesmo tende a forçar a vigota curvada para a posição horizontal. Dessa forma, apesar de os sinais de deslocamentos apresentarem um formato *haversine*, os sinais de força passam a apresentar um formato verdadeiramente senoidal. Pronk & Erkens (2001) comprovam essa observação medindo os sinais de força, como pode ser visto na Figura 5.2. A Figura 5.3 apresenta a configuração de um ensaio de fadiga a flexão com deslocamentos prescritos e com formato *haversine*.

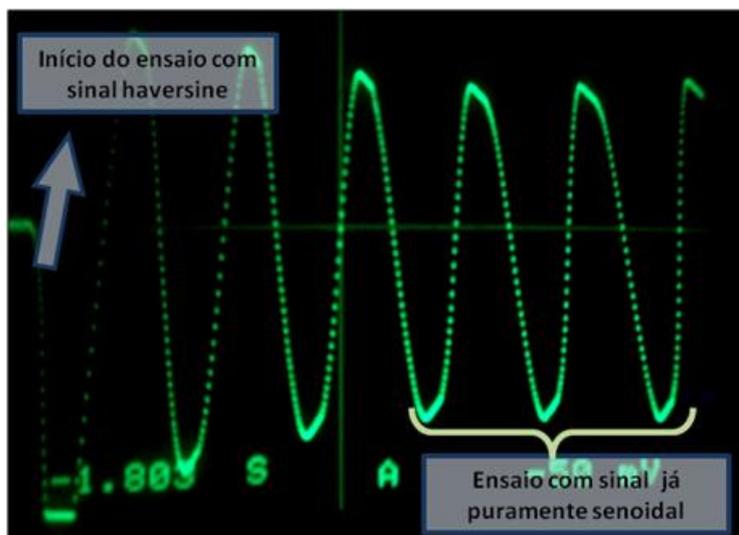


Figura 5.2 – Gráfico do sinal de força mostrando que rapidamente o sinal torna-se senoidal (modificado Pronk & Erkens 2001).

De acordo com os ensaios unilaterais, os deslocamentos apresentam sinais com formato *haversine*, embora os sinais de força e, conseqüentemente, as respostas da tensão e deformação apresentem-se com formato verdadeiramente senoidal. Isso a leva crer que ensaios de fadiga com deslocamentos prescritos irão obter os mesmos resultados, seja usando carregamentos alternados ou unilaterais.

Com base nessa hipótese, foram feitos ensaios em um mistura convencional densa com os dois tipos de carregamentos e com as amplitudes de deslocamentos constantes. Para que a vida de fadiga seja a mesma, o valor da distância entre as cristas dos sinais para o formato senoidal e *haversine* deve ser o mesmo. A Figura 5.4 apresenta os resultados dos ensaios realizados considerando dois critérios de ruptura. O mais utilizado considera a ruptura como sendo o ponto onde a redução da rigidez a flexão atinge 50 % do valor inicial. Já Pronk (1997) mostra que a ruptura pode ser definida como o ponto onde a curva W_n/W_n versus

número de ciclos altera sua trajetória linear, durante o ensaio. Como observado, os dois tipos de carregamentos apresentam as curvas de Whöler sobrepostas, indicando que não há diferença na vida de fadiga para ensaios à flexão em vigotas quando ensaios com amplitudes de deslocamentos constantes, seja no formato senoidal ou haversine, são usados.

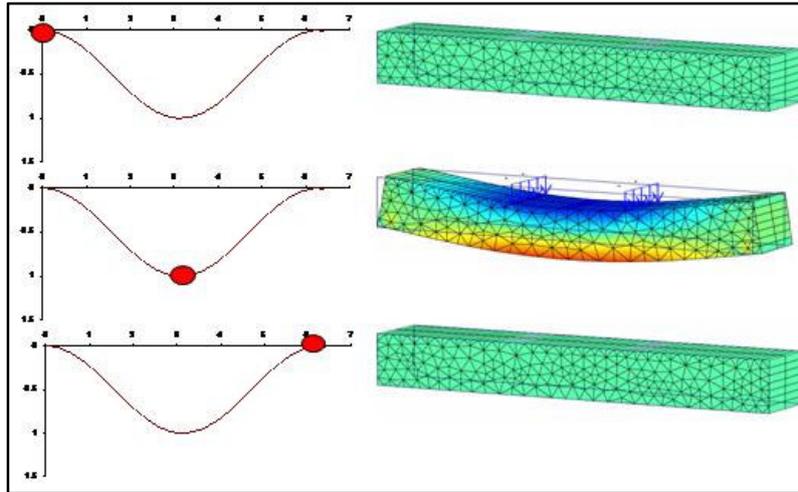


Figura 5.3 – Representação de um ensaio de fadiga a flexão em quatro pontos com amplitude de deslocamento constante e carregamento *haversine* em uma viga.

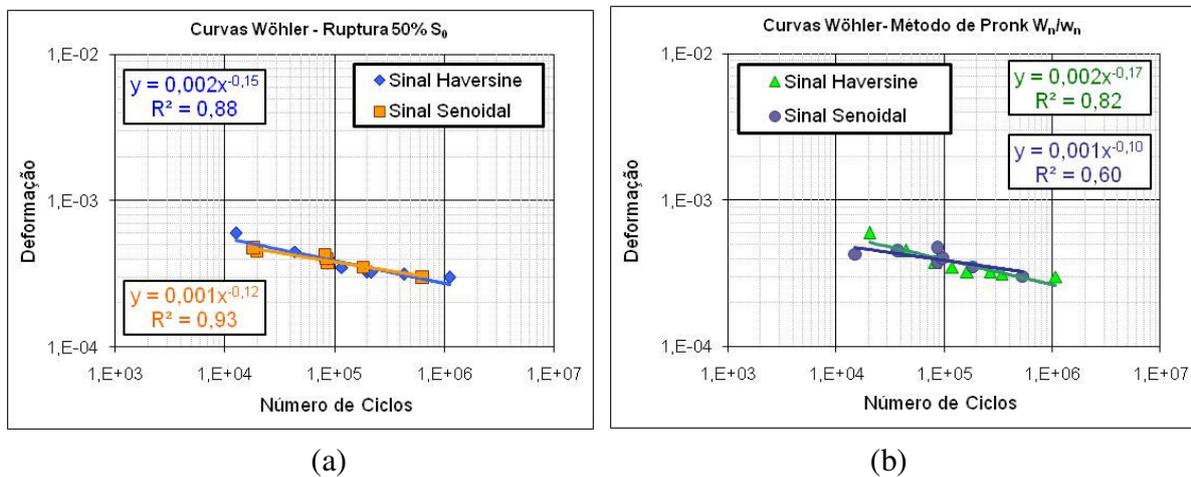


Figura 5.4 – Comparação entre ensaios de fadiga para dois tipos de carregamentos: (a) critério de ruptura 50% da rigidez à flexão inicial; (b) critério de ruptura de Pronk.

Pronk & Erkens (2001) concluem que, devido à característica viscosa dos materiais asfálticos, os ensaios de fadiga sob amplitudes de deslocamentos prescritos quando o sinal de deslocamento é descrito pela curva *haversine* durante o ensaio são, na verdade, ensaios com respostas de tensão e deformação puramente senoidais. Ainda segundo os autores, isso pode explicar parte da variabilidade existente nos resultados desses ensaios. É interessante ressaltar que essas mesmas conclusões foram descritas por Lundström & Isacsson (2004). Na parte do fechamento das discussões do trabalho, os autores afirmam que em ensaios uniaxiais à tração com carregamentos no formato *haversine*, em poucos segundos o sinal de tensão torna-se simetricamente em um sinal tração/compressão (senoidal) devido às características intrínsecas dos materiais viscoelásticos.

É importante ressaltar que a norma AASHTO T321-03 define claramente que o tipo de carregamento a ser utilizado deve ser senoidal, com um equipamento que permita aplicar entre 5,0 e 10 Hz. Da mesma forma, a norma EN 12697-2 - CEN (2004) também indica que um carregamento senoidal deve ser aplicado à amostra. Entretanto, em grandes centros de pesquisas, ensaios de fadiga a flexão ainda vem sendo realizados sob um carregamento *haversine*. Alguns fatores podem levar à escolha de tal procedimento. Dentre eles destacam-se os impedimentos mecânicos do equipamento ou a idéia de que é esse o formato da curva imposta no revestimento asfáltico em campo.

Não é raro observar em trabalhos técnicos, que a resposta mecânica das camadas do pavimento sob uma carga móvel, resulta em valores de tensão ou deformação que podem ser representados como uma composição de diferentes formatos de curvas. A forma como as respostas irão se apresentar em campo depende da posição na qual o medidor encontra-se. Em um estudo em que a deformação longitudinal na base de uma camada de revestimento asfáltico é medida em campo, Al-Qadi (2007) mostra que os valores seguem uma forma senoidal, com deformações negativas e positivas no respectivo ponto. O autor mostra ainda o resultado de um modelo no qual foi desenvolvido para previsão do comportamento dessa resposta em campo, resultando em valores próximos àqueles medidos (Figura 5.5). É evidente a maior parcela de deformação positiva, muito embora a parcela negativa indique que esse ponto experimenta solicitações opostas durante a passagem de uma carga vertical. Esse resultado típico mostra a necessidade de um estudo mais criterioso em relação ao formato da curva a ser usado em ensaios de fadiga a flexão, de acordo com o posicionamento em que a mistura asfáltica será aplicada em campo.

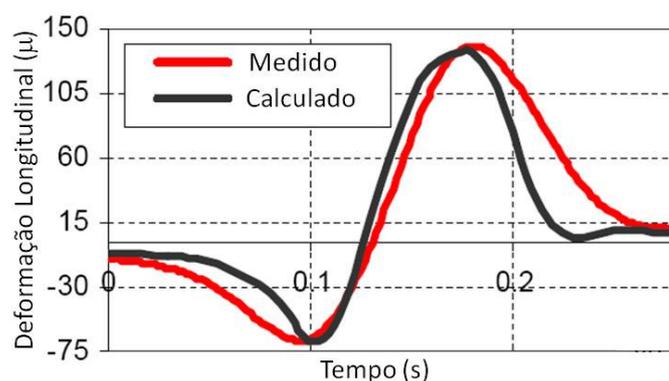


Figura 5.5 – Ilustração da resposta da deformação longitudinal na base da camada de um revestimento asfáltico de 3,81 cm (modificado – Al-Qadi 2007).

É com base nessas informações e nos resultados apresentados que nesse trabalho, que os ensaios realizados com deslocamento prescrito, num formato de curva *haversine*, serão analisados considerando que as respostas de tensão e deformação estejam sendo desenvolvidas sob um formato de curva senoidal.

5.2. O USO DAS ANÁLISES TRADICIONAIS NO ESTUDO DA FADIGA EM MISTURAS ASFÁLTICAS

5.2.1. Resultados e análises relativas às respostas nos ensaios de fadiga a flexão

Como foi posto no Capítulo 3, referente aos materiais utilizados na pesquisa, foram realizados ensaios em três tipos principais de misturas asfálticas: misturas densas ou convencionais, misturas descontínuas e misturas abertas, sendo estas duas últimas modificadas com borracha de pneu. Nos ensaios de fadiga a flexão em quatro pontos, a principal resposta observada é a redução da rigidez à flexão com o número de solicitações, consequência da evolução do dano no interior da amostra. Como será discutido mais à frente, entende-se essa evolução do dano como o aparecimento de micro-trincas distribuídas no interior da vigota.

A Figura 5.6 mostra uma resposta típica dentre todos os ensaios de fadiga a flexão realizados, onde são apresentadas a redução da rigidez à flexão bem como a constância da amplitude de deformação aplicada ao longo do ensaio. Desvio muito elevado na deformação imposta implica na perda da uniformidade dos resultados, reduzindo a confiabilidade nos dados experimentais.

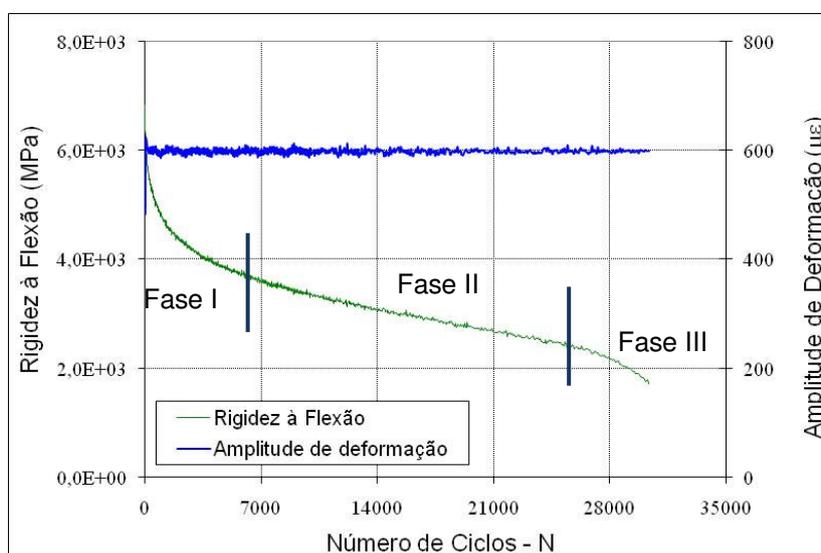


Figura 5.6 – Resultados típicos dos ensaios de fadiga sob deformação constante (BC7, Temp. = 21°C; 10 Hz).

É importante ressaltar aqui a visualização de fases distintas e subseqüentes na redução da rigidez à flexão durante o andamento do ensaio. Di Benedetto et al. (2004) definem bem as características dessas etapas:

- ✓ Fase I ou fase de adaptação: esta fase é caracterizada por um rápido decréscimo da rigidez com as solicitações. Entretanto, os autores atentam que essa redução não é unicamente causada pelo fenômeno da fadiga. Outros fatores influenciam sobremaneira essa redução, tais como o aquecimento da amostra e a característica tixotrópica dos materiais asfálticos. Essas hipóteses, segundo os autores, são coerentes com resultados que mostram uma rápida recuperação da rigidez quando se cessa a solicitação;
- ✓ Fase II ou fase quase estacionária: durante essa fase, o papel da fadiga na redução da rigidez da amostra é predominante, mesmo que pequenas influências de outros fatores ainda existam. Essa fase permite a caracterização da evolução do dano durante os ensaios;
- ✓ Fase III ou fase de ruptura: as duas fases iniciais correspondem ao processo de iniciação das micro-trincas, enquanto que a terceira fase é caracterizada pelo aparecimento das localizações ou macro-trincas, resultando na ruptura global da amostra ao final dessa fase.

Com o passar do ensaio, o comportamento elástico do material é afetado, podendo ser observado de duas maneiras. A Figura 5.7(a) apresenta a evolução do ângulo de fase com o número de solicitações em um ensaio de fadiga à flexão. Como pode ser visto, há um leve acréscimo dos valores com o passar do tempo, indicando que a resposta do material está passando a ser mais viscosa. Entretanto, ao final do ensaio há uma queda nos valores de ângulo de fase, indicando o processo de ruptura da amostra. Alguns autores levam em consideração essa redução no valor do ângulo de fase para definir um critério de ruptura à fadiga em ensaios sob amplitudes de deformações constantes (Kim et al. 2002a; Daniel et al. 2004; Kim et al. 2006a).

A Figura 5.7(b) mostra os resultados dos módulos de armazenamento e de perda durante a realização do ensaio de fadiga a flexão. O cálculo dos módulos é feito usando as Equações 2.6 e 2.7, apresentadas no Capítulo 2. Nesse caso, o nível de deformação aplicada está além do limite linear viscoelástico para os materiais asfálticos. Entretanto, o uso das Equações 2.6 e 2.7 é permitido já que essas relações podem ser definidas em termos viscoelásticos lineares e não lineares (Golden et al. 1999; Kim et al. 2006a). A maior redução nos valores do módulo de armazenamento é esperada já que este descreve a parcela elástica de um corpo viscoelástico. Induzindo-se dano pelo processo da fadiga, o material passa a perder sua capacidade de armazenamento de energia pela existência dos defeitos físicos, no caso, as micro-trincas. Pronk (2006) apresenta em seu trabalho sobre cicatrização parcial em ensaios à flexão resultados semelhantes aos aqui encontrados.

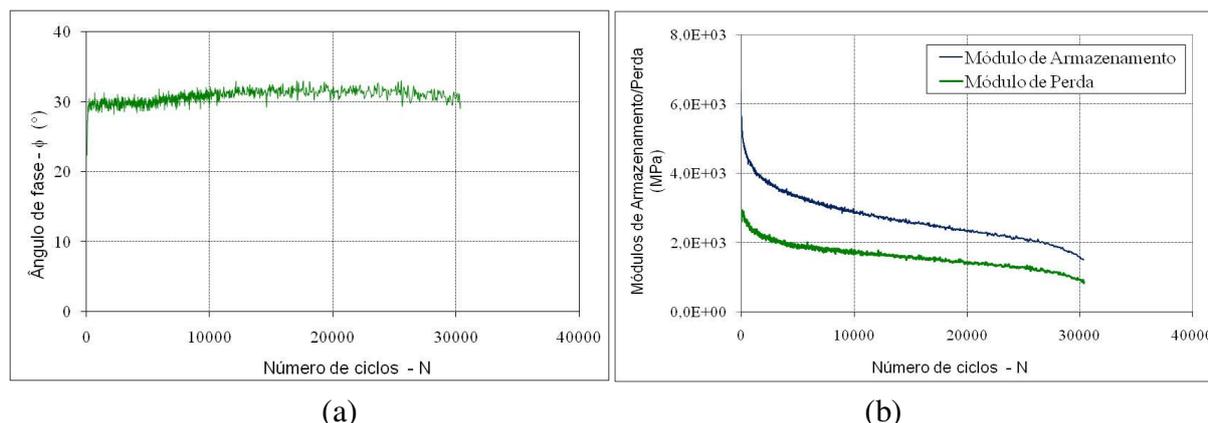


Figura 5.7 – (a) Redução dos módulos de armazenamento e perda; (b) evolução do ângulo de fase no ensaio de fadiga a flexão (BC7 – 21°C; 10 Hz).

A Figura 5.8 mostra resultados de ensaios de fadiga para diferentes níveis de deformação constante em uma amostra convencional. Pode-se observar que a taxa de redução da rigidez à flexão é diferente em cada ensaio, como era de se esperar. Esses resultados mostram que a velocidade da evolução do dano no interior da amostra é diferente para cada deformação imposta. Como visto anteriormente, podem-se identificar três fases durante a redução da rigidez nos ensaios de fadiga. Da mesma forma, os resultados da Figura 5.8 mostram as três fases distintas, guardando a proporcionalidade entre a duração dessas para cada deformação imposta.

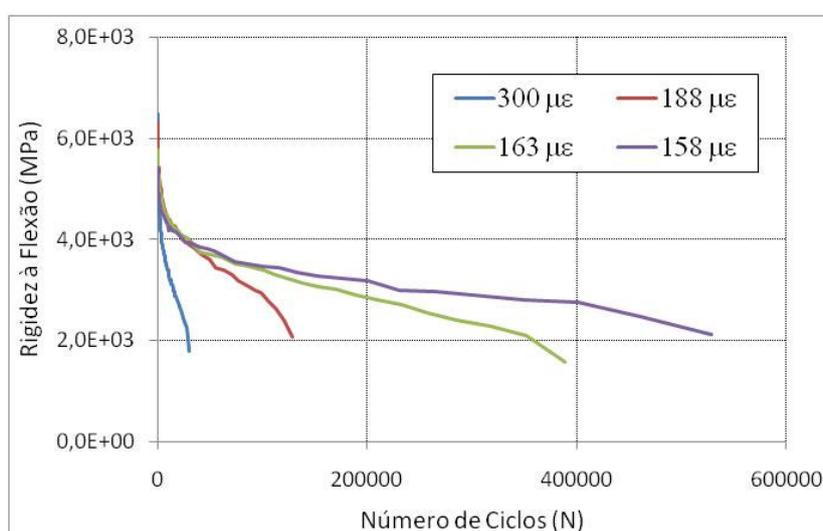


Figura 5.8 – Redução da rigidez à flexão para diferentes níveis de deformação (BC7, Temp.= 21°C, 10 Hz).

Para os ensaios onde o nível de deformação aplicada é relativamente alto, acredita-se que a interferência dos fatores descritos por Di Benedetto et al. (2004) é maior. De maneira visual, pode-se ter uma idéia da duração das três fases proporcionalmente em cada nível de deformação nas curvas mostradas na Figura 5.8. A título de exemplo, a Figura 5.9 mostra as

relações entre o período da Fase I referente ao tempo total do ensaio com os níveis de deformação nos ensaios de fadiga em diferentes materiais. Esses resultados corroboram a hipótese de que para ensaios com elevada sollicitação, fatores além daqueles ligados à fadiga interferem em maior escala quando comparados com testes com menores níveis de sollicitação. Apesar de os resultados apresentados serem para apenas uma temperatura, espera-se o mesmo tipo de comportamento para as demais temperaturas, porém com intensidades diferentes. Como consequência, quanto maior for a Fase I em relação ao tempo total, tem-se uma redução na duração da Fase II, caracterizada pela influência majoritária do fenômeno da fadiga.

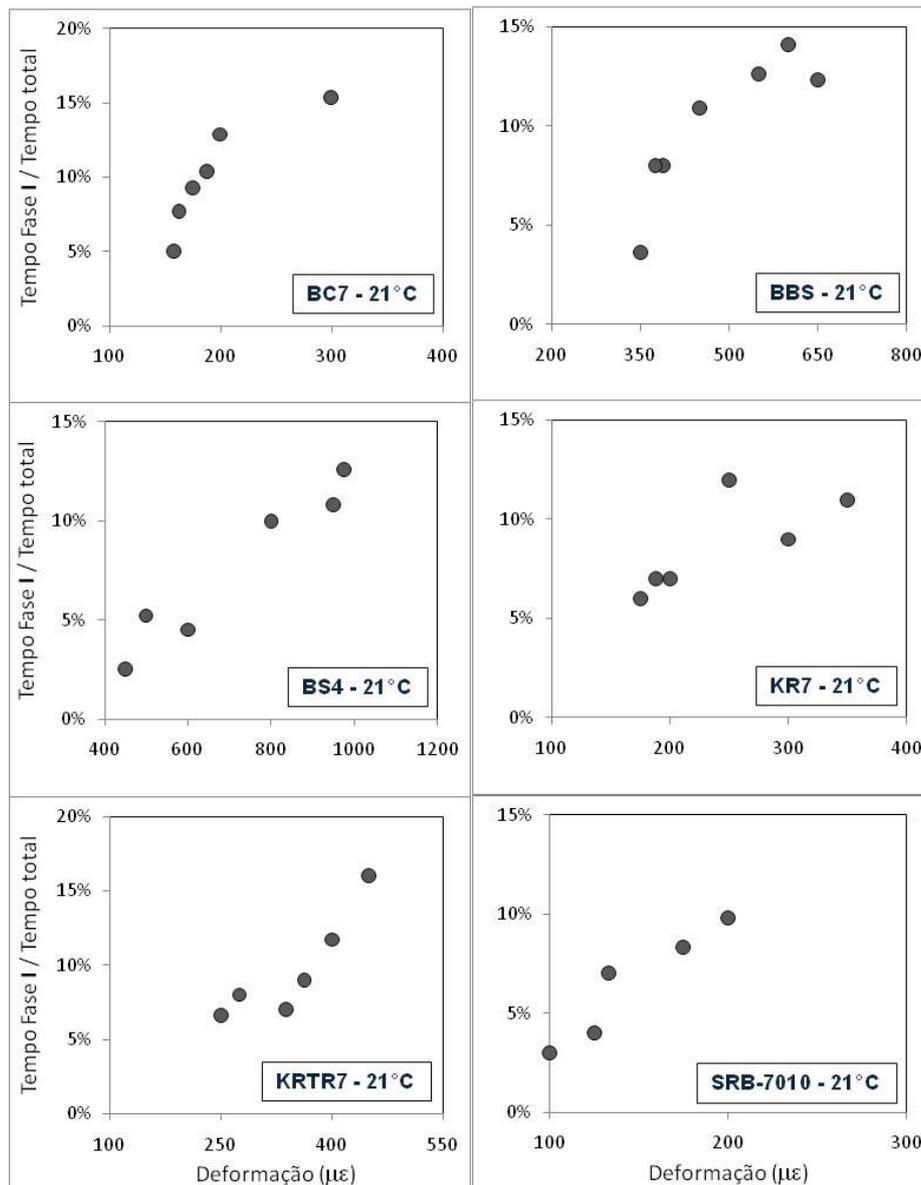


Figura 5.9 – Relação entre a duração da Fase I em um ensaio de fadiga com o nível de deformação aplicada.

5.2.2. Considerações sobre a energia dissipada durante o ensaio de fadiga a flexão

Como mostrado anteriormente, durante cada ciclo do ensaio de fadiga em um material asfáltico, parte da energia é dissipada na forma de calor. A derivação da formulação dessa energia perdida pode ser encontrada no Apêndice. Como pode ser visto pela Equação 2.16, a ordem de grandeza da energia dissipada é função das amplitudes aplicadas e do ângulo de fase do material, sob condições de ensaios específicas.

A Figura 5.10 mostra o resultado da energia dissipada para dois tipos de carregamentos, à deformação e tensão controlada. Os diferentes comportamentos podem ser interpretados pelo próprio tipo de solicitação aplicada. Nos ensaios onde a amplitude de deformação é fixa com o tempo, a resposta observada mostra a redução da amplitude de tensão na amostra, resultando na diminuição gradual da energia dissipada, já que o termo $\sin(\varphi)$ não possui grande variação ao longo das solicitações. Por outro lado, quando se tem a amplitude de tensão constante com as solicitações, as amplitudes de deformação resultantes são crescentes. Isso faz com que a energia dissipada aumente durante o ensaio, já que, da mesma forma, o termo $\sin(\varphi)$ não possui grande variação.

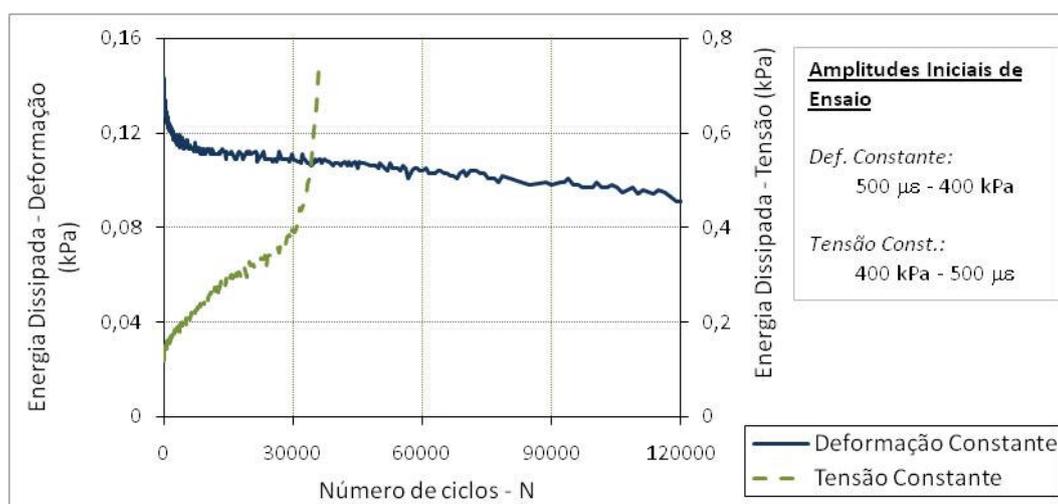


Figura 5.10 – Energia dissipada durante ensaios à deformação e tensão controlada (SRB-6422 – 37°C; 10 Hz).

Segundo Tayebali et al. (1994a), o modo de carregamento é um fator importante nas análises das misturas já que, para condições iniciais similares, a vida de fadiga é tipicamente maior em ensaios sob amplitude de deformações constante do que ensaios sob amplitude de tensão constante. A Figura 5.10 mostra que, apesar das mesmas condições iniciais de ensaio, como pode ser visto pelo valor inicial da energia dissipada para os dois modos de carregamento, a vida de fadiga no ensaio à tensão constante é inferior ao ensaio à deformação constante. Outro aspecto importante está no fato de que a taxa de dissipação de energia com o número de solicitações é bem superior para os ensaios à tensão constante, conforme também observado

por Artamendi & Khalid (2005). Essas diferenças podem explicar os diferentes resultados de vida de fadiga quando os ensaios são realizados com os dois tipos de carregamento.

Outra forma de visualizar a energia dissipada durante as sollicitações em ensaios de fadiga em misturas asfálticas é por meio da histerese formada no espaço tensão x deformação. É sabido que para diferentes temperaturas, as misturas asfálticas possuem diferente rigidez à flexão e diferente ângulo de fase. Dessa forma, o formato da histerese, conseqüentemente, é único para cada situação de ensaio. A Figura 5.11 mostra a histerese para ensaios sob três temperaturas diferentes, embora sob uma mesma amplitude de deformação. Pode-se perceber que, sob condições menos rígidas, a área interna da histerese é bem reduzida quando comparada com os resultados sob condições mais rígidas. Isso mostra que quanto mais viscoso o material, menor sua energia dissipada durante um ciclo. De certa forma, a inclinação da elipse representa da rigidez do material. Por outro lado, sua largura é função do ângulo de fase do material, já que quando este é nulo, tensão e deformação estão em fase e nenhuma histerese é formada. Para o caso da Figura 5.11, tem-se ângulos de fase iguais a 19°, 30° e 43° para as temperaturas de 4°C, 21°C e 37°C, respectivamente.

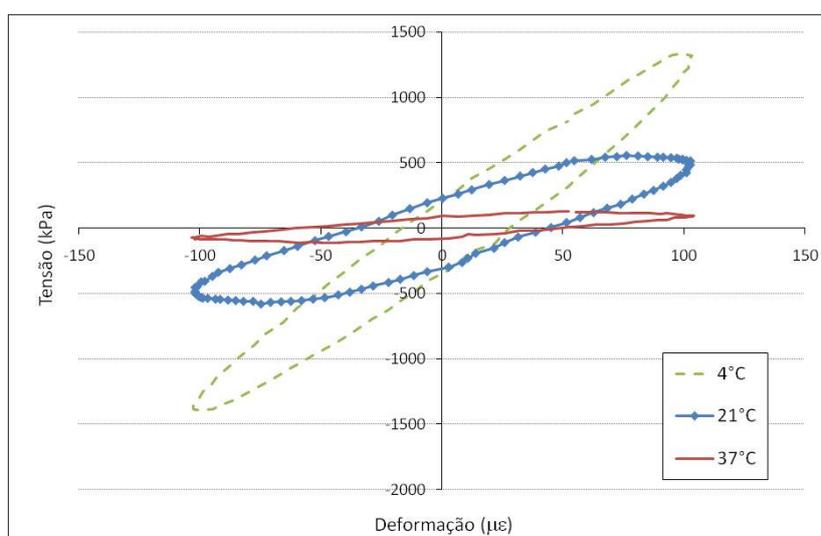


Figura 5.11 – Histerese formada para uma mistura em diferentes temperaturas e sob mesma amplitude de deformação (KR7; N = 50; 10 Hz).

Ao longo das sollicitações, o material passa a acumular dano, resultando em uma redução na sua rigidez inicial. A redução da rigidez bem como a diminuição da energia dissipada ao longo do ensaio é apresentada na Figura 5.12. Como pode ser visto, há uma redução no tamanho da histerese produzida, assim como, simultaneamente, a redução da inclinação da histerese com o número de ciclos.

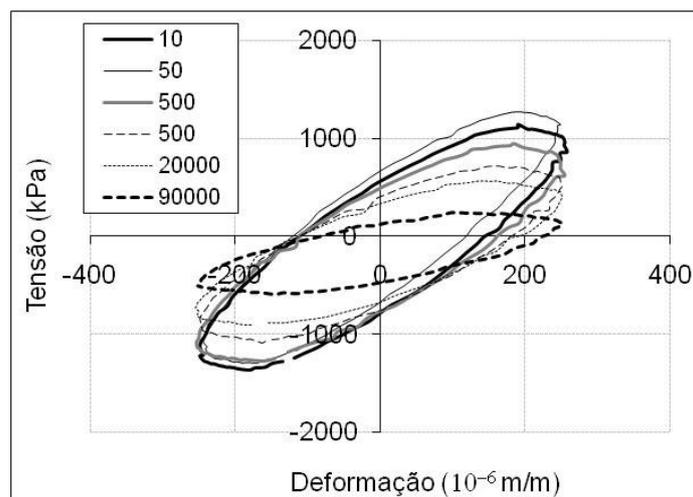


Figura 5.12 – Histerese formada ao longo das sollicitações no ensaio de fadiga (KR21; Temp.= 21°C; 10 Hz).

5.2.3. Determinação dos modelos de vida de fadiga utilizando os conceitos tradicionais

Nas análises tradicionais, e de acordo com a norma AASHTO T-321-03, os ensaios de fadiga são realizados para se obter a curva de Whöler em uma determinada temperatura. Entretanto, para isso, é preciso definir um critério de ruptura específico que defina o ponto onde a amostra possa ser considerada rompida. Diversos são os critérios estabelecidos na literatura técnica, mas como mencionado anteriormente, o critério usualmente utilizado em ensaios em deformação controlada, e definido em norma, considera a ruptura como sendo o ponto onde a rigidez à flexão da amostra seja 50 % do valor inicial.

No Capítulo 2, foram discutidos diversos tipos de modelos fenomenológicos obtidos experimentalmente ou calibrados em campo, com o objetivo de determinar o número de sollicitações para levar as misturas asfálticas à ruptura. O mais simples deles (Equação 2.17), leva em consideração apenas a relação entre o número de sollicitações com a deformação imposta. A Tabela 5.1 apresenta os coeficientes de regressão obtidos a partir dos ensaios realizados nas misturas utilizadas nesse trabalho. Pode-se ver que os coeficientes de determinação (R^2) são bem elevados, indicando correlações bem definidas entre o número de ciclos até a ruptura (50 % da rigidez inicial) com a amplitude de deformação imposta. A Figura 5.13 mostra a relação entre os dois coeficientes para todas as misturas e temperaturas da Tabela 5.1.

Como pode ser observado, existe uma forte relação entre os coeficientes. Em alguns trabalhos na literatura podem-se encontrar outros resultados dos coeficientes da Equação 2.17 e que, cruzando os dados graficamente, também apresentam uma relação entre os dois coeficientes. A Figura 5.14 mostra cinco grupos de resultados obtidos em trabalhos encontrados na

literatura considerando diferentes misturas, tipo e temperatura de ensaio. Todas as curvas de tendência mostram correlações bem próximas daquela encontrada nesse trabalho.

Tabela 5.1 – Coeficientes obtidos nos ensaios à flexão sob deformação constante e considerando critério de ruptura de 50 % da rigidez inicial.

Projeto	Sigla	Temperatura	k_1	k_2	R^2
Burrow Creek	BC7	5°C	2,40E-19	6,24	0,96
		21°C	2,75E-16	5,54	0,88
		37°C	1,94E-11	4,44	0,89
	BC4	5°C	1,22E-20	6,91	0,88
		21°C	3,90E-13	5,1	0,97
Kohls Ranch	KR7	5°C	5,12E-18	5,91	0,77
		21°C	1,06E-12	4,62	0,91
		37°C	4,41E-10	4,09	0,93
	KRTR7	5°C	6,04E-15	5,16	0,86
		21°C	3,47E-14	5,21	0,94
Silver Springs	SS7	5°C	9,37E-24	7,20	0,70
		21°C	1,65E-18	6,13	0,81
		37°C	8,07E-16	5,53	0,73
	SS4	5°C	1,1E-32	10,63	0,94
		21°C	2,65E-22	7,99	0,96
Two Guns	TG7	5°C	2,23E-19	6,18	0,96
		21°C	5,63E-13	4,63	0,94
		37°C	1,41E-09	4,01	0,95
	TG3	5°C	6,17E-16	5,43	0,84
		21°C	1,88E-16	5,79	0,91
		37°C	5,34E-16	5,98	0,58
	TG4	5°C	6,73E-22	7,58	0,84
		21°C	1,33E-7	3,64	0,88
Badger Springs	BS3	5°C	1,04E-14	5,24	0,94
		21°C	2,37E-16	6,04	0,93
		37°C	5,71E-17	6,4	0,92
	BS4	5°C	5,86E-15	5,6	0,92
		21°C	4,72E-11	4,64	0,92
Jack Rabbit	JR7	5°C	4,76E-16	5,4	0,98
		21°C	5,69E-13	4,74	0,98
		37°C	1,44E-08	3,71	0,89
	JR3	5°C	5,37E-19	6,37	0,93
		21°C	2,78E-18	6,37	0,96
		37°C	5,38E-12	4,91	0,97
	JR4	5°C	3,93E-19	6,7	0,91
		21°C	1,04E-21	8,2	0,92

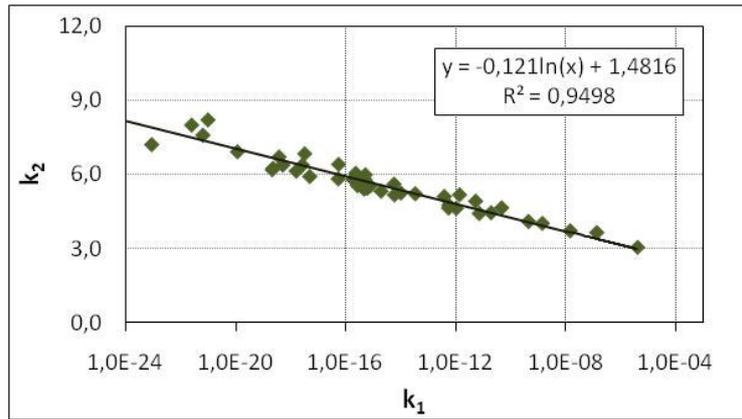


Figura 5.13 – Correlação entre os coeficientes k_1 e k_2 para as misturas asfálticas apresentadas na Tabela 5.1.

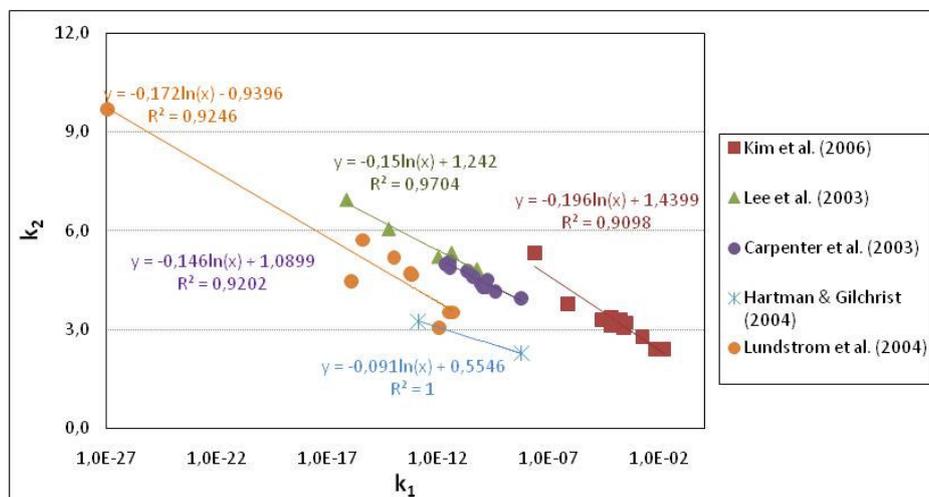


Figura 5.14 – Correlação entre os coeficientes k_1 e k_2 para resultados obtidos em trabalhos diversos da literatura.

Os resultados aqui apresentados, relacionando as duas variáveis k_1 e k_2 , podem fornecer informações mais importantes além da correlação propriamente dita. Como pode ser visto nos resultados obtidos e apresentados na Tabela 5.1, o coeficiente k_1 tende a aumentar com o acréscimo da temperatura do ensaio e, conseqüentemente, com base no modelo obtido pela Figura 5.13, pode-se concluir que o coeficiente k_2 não é constante, diminuindo com o acréscimo da temperatura. Essa observação é extremamente importante já que o coeficiente k_2 está ligado às propriedades intrínsecas relativas ao processo de trincamento em misturas asfálticas, como na Lei de Paris e na Teoria do Dano em Meio Contínuo. Um ponto a ressaltar é a menor declividade da curva de tendência encontrada nos dados obtidos nesse trabalho em comparação com os resultados da literatura científica. Esse comportamento pode indicar uma menor susceptibilidade térmica das misturas asfálticas relativamente aos resultados da vida de fadiga.

Os pesquisadores Rauhut & Kennedy (1982) publicaram um trabalho em que fazem um estudo sobre as relações existentes entre os dois coeficientes. Os autores fazem um apanhado do que havia sido publicado à época, conduzindo uma extensa análise das possíveis correlações existentes. Conforme pode ser encontrado, há trabalhos que indicam que o coeficiente k_2 é constante com a variação da temperatura, sendo apenas o coeficiente k_1 susceptível a essa variação. Entretanto, os autores concluem que, baseando-se nos dados reunidos no trabalho, o coeficiente k_2 varia com a temperatura e que uma boa relação entre k_1 e k_2 pode ser obtida pela formulação:

$$k_2 = -0,252 \cdot \log(k_1) + 1,75 \quad 5.1$$

Em seu trabalho, Rodrigues (2000) apresenta resultados onde mostra que o valor de k_2 reduz com o acréscimo da temperatura para ensaios de fadiga à tensão controlada. Tomando-se como base os resultados obtidos e apresentados na Tabela 5.1, a Figura 5.15 mostra a relação existente entre o coeficiente k_2 e a temperatura de ensaio. Como por ser visto, há uma tendência de redução de k_2 com o aumento da temperatura apesar da grande variabilidade. Essa relação representa a redução da influência da deformação aplicada na vida de fadiga com o aumento da temperatura do ensaio, observação essa que está em concordância com os achados de Rauhut & Kennedy (1982). Os autores relatam que o coeficiente k_2 varia com a temperatura ou com a rigidez, mas em diferentes taxas para diferentes misturas ou, talvez, para diferentes ensaios e procedimentos. Também, o trabalho deixa claro a dificuldade em se conhecer a variação dos coeficientes k_1 e k_2 com a temperatura nos revestimentos asfálticos em campo, pelo limitado número de pesquisas nesse campo. A relação entre k_2 e a temperatura a partir de resultados laboratoriais apresentada por Rauhut & Kennedy (1982) é a seguinte:

$$k_2(T) = k_2(70^\circ F) \cdot [1 - 0,001 \cdot (T - 70^\circ F)] \quad 5.2$$

onde T é a temperatura em °F.

Como exposto por Rauhut & Kennedy (1982), o coeficiente k_2 pode variar em diferentes taxas para diferentes misturas. Essa observação contraria os resultados apresentados na Figura 5.16, onde a relação k_2 versus temperatura de cada mistura convencional foi separadamente apresentada. Com exceção da mistura KR7TR, todas as outras misturas convencionais apresentaram a mesma taxa de variação do coeficiente k_2 com a temperatura. Entretanto, considerando os resultados obtidos para as misturas modificadas, percebe-se que a mesma tendência é obtida para as misturas abertas, porém com a taxa apresentando uma variabilidade significativa. Para as misturas descontínuas, os resultados mostram apenas uma leve influência

da temperatura nos resultados de k_2 (Figura 5.17). Essas diferenças de comportamentos entre misturas convencionais e modificadas confirmam a observação de Rauhut & Kennedy (1982).

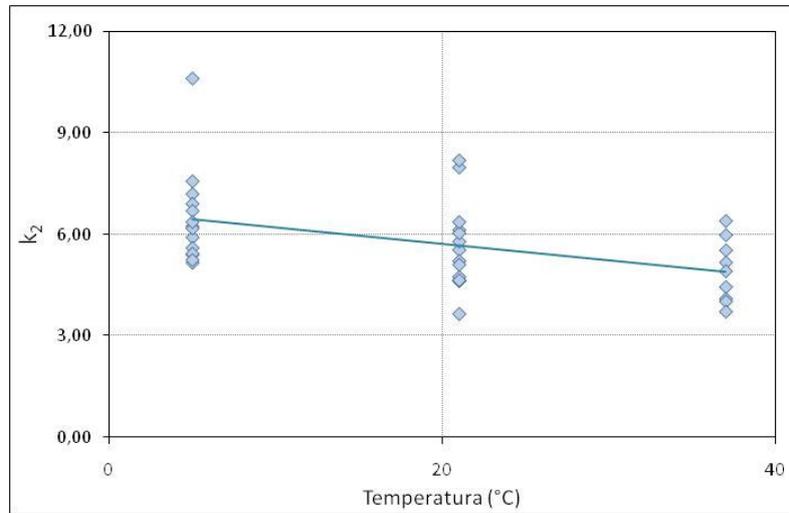


Figura 5.15 – Relação do coeficiente k_2 com a temperatura para as misturas utilizadas nessa pesquisa.

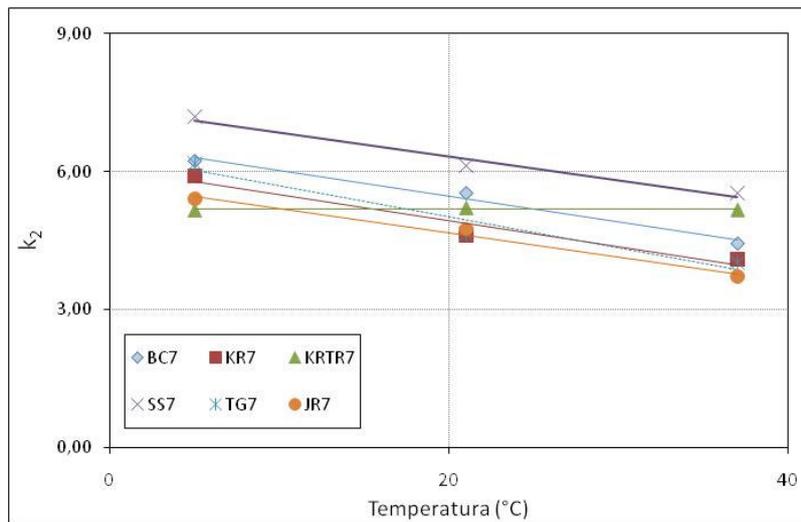


Figura 5.16 – Relação do coeficiente k_2 com a temperatura de ensaio para as misturas asfálticas convencionais.

Considerando a influência da rigidez do material nos resultados da vida de fadiga em misturas asfálticas, passa-se para a utilização do modelo definido pela Equação 2.18. Os coeficientes k_1 , k_2 e k_3 são obtidos por meio de regressões utilizando um programa estatístico, no caso o *SigmaPlot*. Os resultados obtidos por esses programas permitem aprofundar as análises dos resultados obtidos nas regressões realizadas, principalmente em casos como ensaios de fadiga que são muito sensíveis às diversas variáveis. Abojaradeh (2003) utiliza em seu trabalho o coeficiente de determinação ajustado para o número de dados disponíveis. Segundo o autor, para modelos não lineares, o coeficiente de determinação não é uma boa medida da acurácia

do modelo, já que depende da separação linear das variáveis. Dessa forma, faz-se um ajuste que leva em consideração o número de elementos disponíveis e a quantidade de parâmetros a serem determinados pela regressão. Esse coeficiente de determinação ajustado (R_{adj}^2) será utilizado para estimar a acurácia dos modelos baseados na Equação 2.18, sendo definido como:

$$R_{adj}^2 = 1 - \frac{(n-1)}{(n-p)} \cdot (1 - R^2) \quad 5.3$$

onde n é o número de dados e p é o número de constantes de regressão.

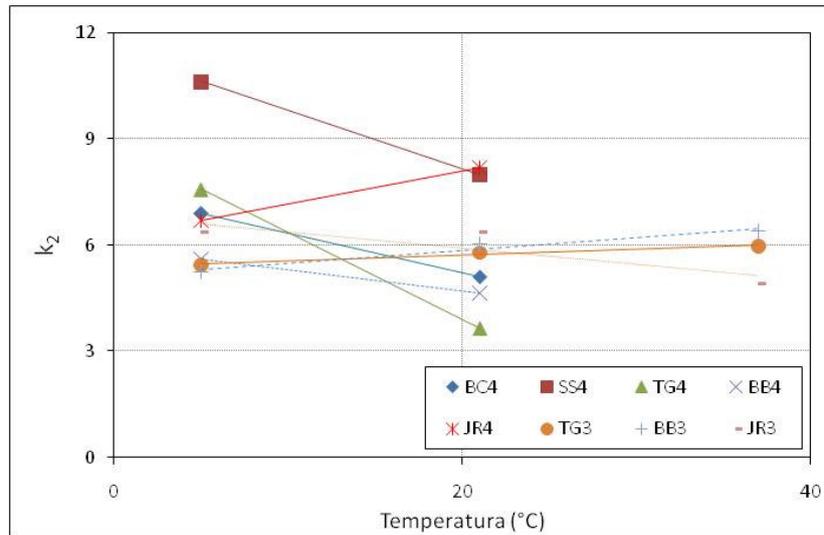


Figura 5.17 – Relação do coeficiente k_2 com a temperatura para as misturas asfálticas descontínuas e abertas.

A Figura 5.18 mostra o resultado de ensaios de fadiga para três temperaturas diferentes em uma mistura convencional. Nesse caso, apresentam-se os resultados de modo que se possa ter uma idéia da influência da rigidez nos resultados obtidos. A variação da rigidez se deu pela variação da temperatura nos ensaios. Assim, a determinação do modelo tradicionalmente usado para caracterização a fadiga, definido pela Equação 2.18, deverá contemplar todos os pontos obtidos nos ensaios realizados nas três temperaturas. A figura mostra claramente as três curvas referentes aos diferentes valores de temperatura (5°C, 21°C e 37°C).

A Tabela 5.2 apresenta o resumo dos coeficientes obtidos nos ensaios realizados nesse trabalho, considerando um específico critério de ruptura. Abojaradeh (2003) apresentou uma consideração sobre o grau de correlação obtido pelos modelos de fadiga utilizados em seu trabalho, conforme a Tabela 5.3. Seguindo a metodologia utilizada pelo autor, pode ser observado que os valores de R_{adj}^2 mostram que as correlações obtidas estão com a classificação entre boa e excelente para a maioria das misturas. Entretanto, para duas misturas

abertas percebe-se certa dificuldade em se obter boas correlações, indicando certa limitação do modelo para misturas com características não convencionais. Um aspecto que pode ter resultado nos baixos valores dos coeficientes de correlação foi a influência da temperatura nos resultados de vida de fadiga. Por serem misturas com grandes volumes de vazios, os ensaios realizados a baixas temperaturas tendem a reduzir a eficiência do ligante modificado com borracha de pneu, resultando em curvas de fadiga distantes daquelas obtidas para temperaturas mais elevadas.

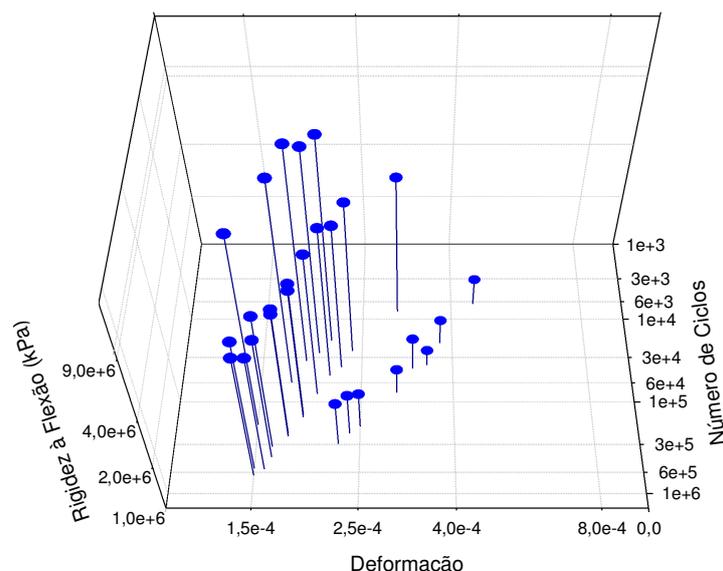


Figura 5.18 – Resultados dos ensaios de fadiga a flexão em três temperaturas diferentes sob deformação constante (BC7; 10 Hz).

Tabela 5.2 – Resumos dos coeficientes k_1 , k_2 e k_3 obtidos nos ensaios de fadiga a flexão sob deformação constante e considerando critério de ruptura de 50 % da rigidez inicial.

Projeto	Sigla	Tipo de Mistura	k_1	k_2	k_3	R^2_{adj}
Burrow Creek	BC7	Convencional	4,97E-08	6,15	1,54	0,91
	BC4	Aberta	5,05E-23	10,48	1,60	0,83
Kohls Ranch	KR7	Convencional	5,60E-05	4,48	1,06	0,91
	KRTR7	Convencional ⁽¹⁾	1,24E+01	4,71	1,92	0,81
Silver Springs	SS7	Convencional	2,10E-03	4,20	1,28	0,71
	SS4	Aberta	4,81E-01	2,35	0,44	0,22
Two Guns	TG7	Convencional	3,81E-04	5,09	1,53	0,65
	TG3	Descontínua	4,45E-08	8,09	2,56	0,76
	TG4	Aberta	1,40E-03	17,04	8,04	0,99
Badger Springs	BB3	Descontínua	2,14E-05	6,62	2,11	0,63
	BB4	Aberta	2,75E+00	2,22	0,37	0,81
Jack Rabbit	JR7	Convencional	3,68E-04	3,63	0,70	0,95
	JR3	Descontínua	4,73E-16	7,19	0,88	0,94
	JR4	Aberta	2,32E+04	5,01	2,67	0,33

Tabela 5.3 – Critérios sobre a classificação dos coeficientes de correlação (Abojaradeh 2003).

Critério	R^2_{adj}
Excelente	>0.90
Bom	0.70-0.89
Razoável	0.40-0.69
Ruim	0.20-0.39
Muito ruim	< 0.19

5.3. CONSIDERAÇÕES FINAIS

Neste capítulo, procurou-se apresentar as principais características dos ensaios de fadiga à flexão, suas peculiaridades e principais tipos de respostas obtidas. Além disso, uma breve discussão dos tipos de carregamentos utilizados é feita, seguida das análises para determinação das Curvas de Whöler e seus respectivos modelos. Os ensaios de fadiga sob tensão e deformação controlada são comparados sob a ótica da energia dissipada. Os parâmetros dos modelos de fadiga são determinados e algumas correlações são determinadas. Nas análises que serão realizadas na seqüência, esses parâmetros serão relacionados com propriedades mecânicas das misturas asfálticas.

Capítulo VI

6. APLICAÇÃO DA TEORIA DO DANO EM MEIO CONTÍNUO NOS ENSAIOS DE FADIGA À FLEXÃO

Após a apresentação dos resultados dos ensaios de fadiga a flexão sob a luz das metodologias tradicionais, passa-se para a aplicação da teoria do dano em meio contínuo considerando a viscoelasticidade. Esta parte do trabalho trata, principalmente, da aplicação do modelo aos ensaios de fadiga à flexão utilizando misturas convencionais e modificadas. A teoria no qual a análise aqui utilizada baseou-se foi apresentada no Capítulo 2, e a metodologia de cálculo da curva característica foi apresentada no Capítulo 3. Conforme já exposto anteriormente, a teoria usada considera três princípios básicos que permitem a aplicação dos conceitos apresentados nos ensaios de fadiga em misturas asfálticas. O primeiro deles trata do princípio da correspondência elástico-viscoelástica, seguido da WPT (*Work Potential Theory*) e da lei de evolução do dano. Inicialmente discute-se sobre os limites da linearidade nos ensaio e também sobre a evolução do dano no interior da amostra. Em seguida, apresentam-se os resultados da aplicação do modelo nos ensaios de fadiga, resultando nas chamadas curvas características. Este capítulo traz ainda resultados da aplicação de um modelo de previsão da vida de fadiga, baseado nas prerrogativas utilizadas pela metodologia utilizada nesta pesquisa. Em seguida, algumas correlações dos parâmetros obtidos são apresentadas, assim como uma proposta para caracterização de misturas asfálticas utilizando ensaios de fadiga à flexão.

6.1.1. Definição do limite da linearidade em ensaios à flexão

A definição dos limites da linearidade nos materiais é extremamente importante. Para demonstrar a aplicabilidade do princípio da correspondência elástico-viscoelástica, dentro dos limites da linearidade, é preciso que o ensaio realizado esteja dentro dos limites considerados válidos para tal consideração. Ou seja, deve-se garantir que a sollicitação imposta não venha a resultar em respostas não lineares muito menos em deformações plásticas, o que invalidaria a consideração inicial. Essa garantia é dada por ensaios preliminares nos quais vários níveis de sollicitação são aplicados, controlando as respostas mecânicas de forma que não haja influência nos resultados obtidos. Sabe-se, porém, que esse limite é dependente de vários fatores tais como frequência de carregamento, temperatura e nível de sollicitação. Existem várias formas de promover esse estudo. No caso dos ensaios de fadiga à flexão, escolheu-se a aplicação de diferentes níveis de sollicitação em ensaios à deformação constante.

Assim sendo, realizou-se diversos testes nas vigotas produzidas para os ensaios de fadiga, variando-se as solicitações e a frequência utilizadas. A Figura 6.1 mostra os resultados da rigidez à flexão para três diferentes frequências na temperatura de 21 °C. Para os vários níveis de solicitação, percebe-se que a variação da rigidez fica dentro de um limite máximo de 5 %, ou seja, pode-se considerar que para essas condições o material apresenta um comportamento linear. No entanto, considerando a frequência de carregamento de 2,0 Hz, há uma leve tendência da redução do módulo com o acréscimo do nível de solicitação. Esse resultado é esperado uma vez que sob baixas taxas de carregamento, o comportamento viscoso do material se torna mais evidente e, conseqüentemente, a parcela não linear do esqueleto mineral passa a influenciar no comportamento da mistura à flexão.

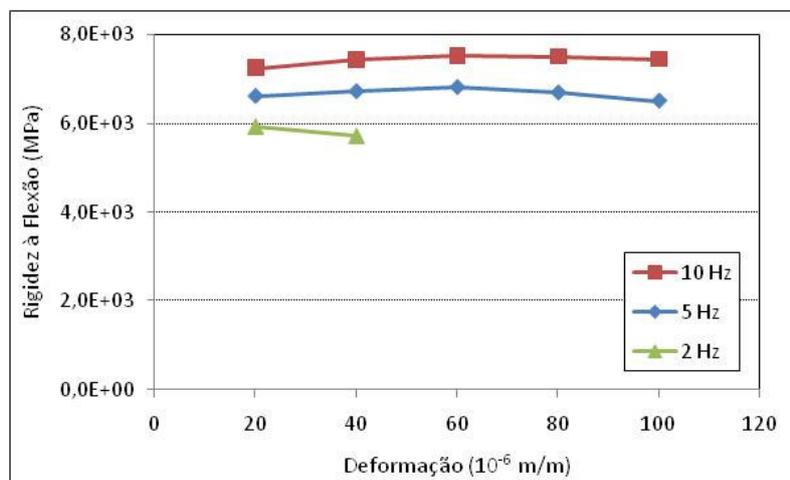


Figura 6.1 – Valores de rigidez a flexão para diferentes níveis de deformação e frequência.

Uzan & Levenberg (2007) mostram resultados para definição da não linearidade em amostras cilíndricas de concreto asfáltico sob carregamentos a tensão controlada. Os autores mostram que para pequenas solicitações (até $50 \cdot 10^{-6}$ m/m) os valores de módulo dinâmico reduziram em até 30 % comparados com os valores iniciais. Segundo os autores, os resultados mostram que até para pequenas faixas de deformação, o material se comporta de maneira não linear. Entretanto, vale ressaltar que o tipo de solicitação e a geometria dos corpos de prova são diferentes daquelas usadas nesta pesquisa. Acredita-se que nas vigas, pela não homogeneidade da distribuição da deformação ao longo da seção transversal, o limite da linearidade seja maior do que nas amostras cilíndricas, onde se presume uma homogeneidade dos valores de deformação numa dada seção transversal. A determinação do limite da linearidade nos materiais asfálticos é importante para a demonstração do princípio da correspondência, que será apresentado a seguir, além de definir em que ponto o dano passa a influenciar o comportamento do material.

6.1.2. Demonstração da aplicabilidade do princípio da correspondência nos ensaios à flexão

A demonstração do princípio da correspondência elástico-viscoelástica passa pela determinação dos valores da pseudo-deformação, definida pela Equação 3.17 no caso dos ensaios sob carregamento senoidal, apenas substituindo o módulo dinâmico pela rigidez à flexão dinâmica naquela formulação. Assim, a Equação 6.1 mostra a formulação aqui utilizada para a demonstração do princípio. Entretanto, pode-se determinar a pseudo-deformação para carregamentos aleatórios, sendo que para isso a técnica da superposição é aplicada (Lee 1996).

$$\varepsilon^R = \frac{1}{E_R} \cdot [\varepsilon_0 \cdot |S^*| \cdot \sin(\omega t + \theta + \varphi)] \quad 6.1$$

Dentro dos limites da linearidade, o material não apresenta acúmulo de dano durante a repetição de solicitações. De acordo com a teoria da viscoelasticidade e aplicando-se o princípio da correspondência, obtém-se como resultado a Figura 6.2, onde as curvas tensão *versus* deformação e tensão *versus* pseudo-deformação são apresentadas, respectivamente. Pode-se observar que a histerese existente durante os ciclos de carregamentos desaparece quando o princípio da correspondência é aplicado. Nesse caso, considerando o módulo de referência unitário ($E_R = 1,0$), a curva tensão *versus* pseudo-deformação é uma linha reta com ângulo de inclinação de 45° , resultado esse esperado quando se observa o exposto pela Equação 2.33. É dessa forma que o princípio da correspondência auxilia a transformação de um problema viscoelástico para um problema elástico, com a utilização das pseudo-variáveis. É importante observar que apesar de matematicamente a histerese desaparecer com a utilização do princípio da correspondência, fisicamente o aquecimento produzido pela energia dissipada e representada pela área da histerese está presente durante as solicitações.

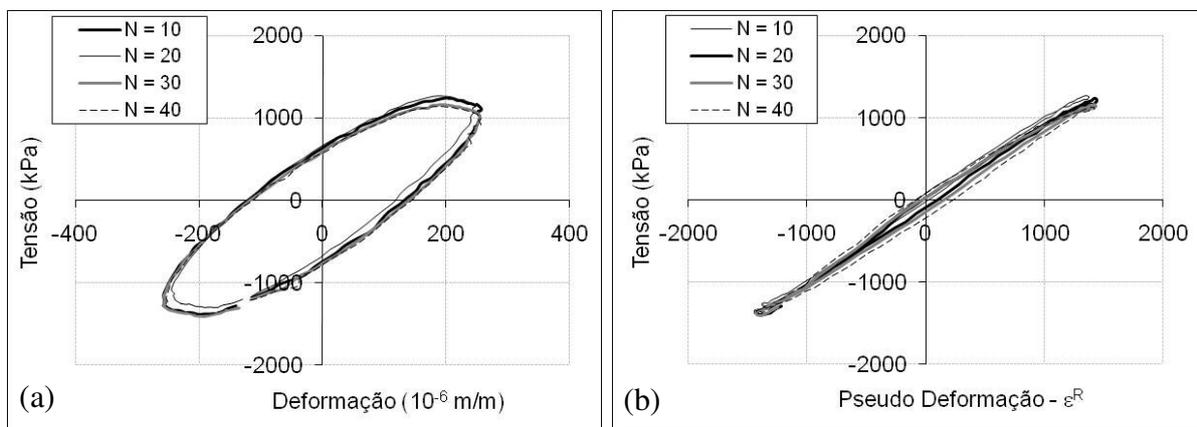


Figura 6.2 – Demonstração do princípio da correspondência em carregamentos cíclicos (KR7, Temp. = 21°C).

Outro ponto importante a ser destacado é a demonstração de que o princípio da correspondência elástico-viscoelástica foi apresentado em um ensaio à flexão onde a amplitude de deformação aplicada alcançou $250 \cdot 10^{-6}$ m/m, como pode ser visto na Figura 6.2. Tal amplitude está acima do limite estabelecido para a garantia da linearidade em ensaios à flexão, sendo um valor que induz fadiga ao material. Entretanto, percebe-se que o princípio é atendido perfeitamente. O sucesso da demonstração desse princípio deve-se principalmente à sua aplicação em resultados obtidos nos ciclos iniciais do ensaio, onde se considera que o dano ainda não tenha sido iniciado no interior do material, embora sua evolução seja iminente.

Com relação à possível não linearidade existente pela grande amplitude de deformação aplicada, percebe-se que há sim uma visualização da mesma nos pontos extremos das curvas. Como foi exposto no Capítulo 2, Schapery (1984) propôs a extensão do princípio da correspondência para os materiais viscoelásticos em situação lineares ou não. Nesse caso, mesmo que haja não linearidade na resposta mecânica do material viscoelástico, o princípio da correspondência seria válido. No caso dos resultados apresentados pela Figura 6.2, o nível de deformação aplicada deveria induzir uma resposta não linear do material, mesmo que nos ciclos iniciais. Porém, pelos resultados apresentados, a não linearidade é imperceptível mesmo para um nível de deformação considerado elevado.

A aplicabilidade do princípio da correspondência onde a não linearidade é evidente foi apresentada por alguns autores em ensaios de fadiga uniaxiais (Park et al. 1996; Lundström & Isacsson 2003). Para os ensaios de fadiga a flexão, o mesmo procedimento foi realizado. A Figura 6.3 apresenta os resultados obtidos para o mesmo ensaio apresentado pela Figura 6.2, porém ilustrando os ciclos onde o desenvolvimento do dano é evidente. A Figura 6.3a é similar à Figura 5.12 apresentada anteriormente e mostra a evolução da energia dissipada, ou a área interna da histerese, durante a realização do ensaio de fadiga. Pode-se ver que a área da histerese reduz com o tempo, o que caracteriza um ensaio à deformação constante. Além disso, a inclinação da histerese reduz, caracterizando uma redução da rigidez à flexão da mistura.

Após a aplicação do princípio da correspondência, a histerese existente anteriormente é praticamente eliminada, ficando apenas a demonstração de que a inclinação da curva tensão *versus* pseudo-deformação reduz com o passar do ensaio (Figura 6.3b). Nessa situação, onde o material testado está sob a ação de um nível de sollicitação elevado e do dano provocado pelo fenômeno da fadiga, fica visível a não linearidade na resposta do material. Uzan & Levenberg (2007) mostram em seu trabalho que a visibilidade dessa característica nos ensaios uniaxiais de fadiga é caracterizada tanto pela própria resposta não linear do material, quanto pelo desenvolvimento do dano por fadiga no interior do material.

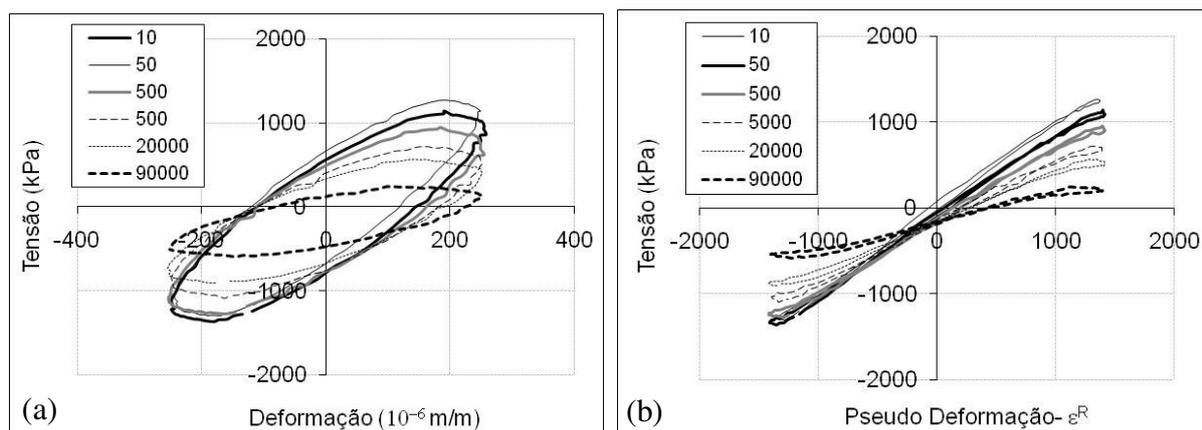


Figura 6.3 – Demonstração do princípio da correspondência em um ensaio de fadiga a flexão (KR7, Temp. = 21°C).

A Figura 6.3b apresenta o conceito da pseudo-rigidez (C) já apresentado no Capítulo 2, definido pela relação entre a tensão e a pseudo-deformação. Diante da pequena proporção de não linearidade observada nas curvas apresentadas, nesse trabalho trabalhar-se-á apenas com os valores secantes da pseudo-rigidez. Como a proposta da pesquisa é trabalhar com a macro resposta no desenvolvimento do dano no interior do material, sem levar em consideração cada ciclo separadamente, basta que a pseudo-rigidez seja caracterizada para que os modelos apresentados sejam válidos para sua aplicação nos ensaios de fadiga a flexão. Entretanto, é importante ressaltar que Lee (1996) criou dentro do seu modelo uma metodologia para considerar a não linearidade da pseudo-rigidez dentro do ciclo, por meio da utilização de parâmetros adicionais ao modelo.

Após demonstrar que o princípio da correspondência pode ser aplicado com sucesso nos ensaios de fadiga a flexão, passa-se para a etapa onde a WPT e a lei de evolução do dano são aplicadas nos ensaios, resultando na evolução do parâmetro de dano com o tempo no interior do material.

6.1.3. Algumas considerações sobre a evolução do dano nos ensaios de fadiga à flexão sob amplitude de deformação constante

De posse dos valores de tensão e deformação obtidos durante os ensaios de fadiga à flexão, a metodologia do uso da teoria do dano em meio contínuo pode ser aplicada aos resultados obtidos para o cálculo do parâmetro de dano, variável de estado interna que define o grau de evolução do dano no interior da vigota. Baseando-se na metodologia descrita no Capítulo 3, a Equação 3.16 foi apresentada como aquela onde o parâmetro de dano é definido, sendo função da pseudo-deformação, da pseudo-rigidez, do tempo e do parâmetro α .

Conforme foi exposto naquele momento, alguns autores demonstraram que o cálculo do parâmetro de dano deveria ser feito apenas considerando a parte do ciclo na qual se está efetivamente induzindo dano ao material. Ou seja, nos ensaios uniaxiais de fadiga à tração sob carregamento *haversine*, Daniel (2001) relata que apenas se pode considerar que o dano esteja em evolução quando o material está trabalhando à tração. Dessa forma, a autora considerou que apenas $\frac{1}{4}$ do tempo seja aquele responsável por induzir dano ao material, incluindo tal fator no cálculo do parâmetro de dano, conforme a seguir:

$$D = \sum_{i=1}^N \left[\frac{l}{2} \cdot (\varepsilon^R)^2 \cdot (C_{i-1} - C_i) \right]^{\frac{\alpha}{(1+\alpha)}} \cdot \left(\frac{t_i - t_{i-1}}{4} \right)^{\frac{1}{(1+\alpha)}} \quad 6.2$$

Em um ensaio uniaxial, a seção transversal da amostra experimenta a resposta mecânica (tensão ou deformação) supostamente de maneira uniforme. Trata-se nessa pesquisa de um caso particular que trata de um ensaio à flexão, no qual se considera que a tensão e deformação induzida no material estejam sendo desenvolvidas de forma igualitária em ambas as faces da vigota. Além disso, tais valores não são constantes ao longo da seção transversal, o que leva à uma situação bem mais complexa do que aquela analisada por Daniel (2001) e outros autores (Lundström & Isacsson 2003). A discussão referente ao período do carregamento no qual o dano deverá ser considerado deu-se, principalmente, pela tentativa de comparação entre os resultados obtidos em ensaios sob carregamentos harmônicos com aqueles realizados sob carregamento monotônico.

Daniel & Kim (2002) mostram que a evolução do dano é equivalente sob carregamento monotônico e cíclico quando, neste último, se considera apenas a parcela do carregamento que induz dano ao material. Lundström & Isacsson (2003) mostram que tal equivalência é discutível, baseando-se nos resultados obtidos em suas análises. A diferença entre os dois trabalhos está no tipo de carregamento aplicado nos ensaios cíclicos de fadiga. Os primeiros realizaram ensaios uniaxiais à tensão (*haversine*), enquanto os segundos também usaram ensaios uniaxiais, porém sob carregamento senoidal (alternado). Essa diferença poderia levar a considerações diferenciadas com relação ao fator a ser aplicado no cálculo do parâmetro de dano, o que não foi considerado nas análises realizadas por Lundström & Isacsson (2003).

Considerando o tipo de ensaio realizado nessa pesquisa, a Figura 6.4 ilustra o desenvolvimento das tensões e deformações em uma seção transversal da vigota nos ensaios de fadiga à flexão sob carregamento senoidal. Para essa situação, os casos onde a seção transversal experimenta solicitações crescentes de tração ocorrem nos intervalos de tempo entre $t_0 < t < t_{1/4}$ e $t_{1/2} < t < t_{3/4}$, ou seja, em apenas metade do tempo correspondente a um ciclo de carregamento. Além disso, nesses intervalos de tempo onde se tem solicitações de tração crescentes, a seção transversal não é solicitada na mesma posição, mas sim em lados

opostos. Mesmo que o desenvolvimento do dano seja caracterizado pelas solicitações alternadas nos ensaios à flexão, acredita-se que a consideração de um fator igual a 2 no cálculo do parâmetro de dano seja mais coerente com a situação encontrada. Dessa forma, a equação para o cálculo do parâmetro de dano será:

$$D = \sum_{i=1}^N \left[\frac{l}{2} \cdot (\varepsilon^R)^2 \cdot (C_{i-1} - C_i) \right]^{\frac{\alpha}{(1+\alpha)}} \cdot \left(\frac{t_i - t_{i-1}}{2} \right)^{\frac{1}{(1+\alpha)}} \quad 6.3$$

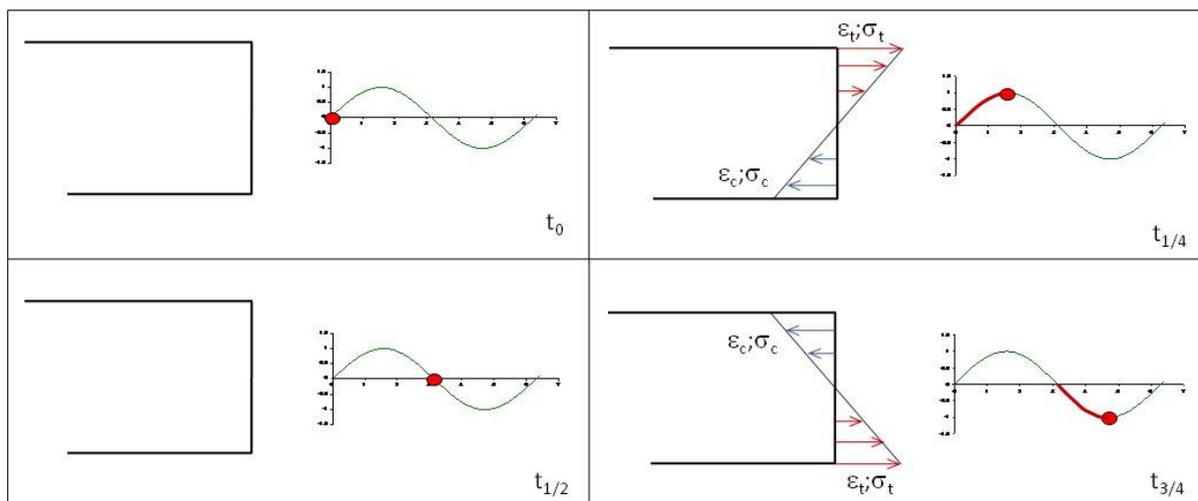


Figura 6.4 – Desenvolvimento das tensões/deformações ao longo da seção transversal nos estágios de um ensaio à flexão sob carregamento senoidal.

Dessa forma, a evolução do dano se dará a partir das fibras superiores e inferiores indo em direção ao centro da seção. Kachanov (1986) apresenta esse fenômeno de maneira clara, chamando-o de “frente de ruptura”. Segundo o autor, pode-se considerar duas regiões nos casos onde a fadiga a flexão é considerada. A primeira região é aquela onde se tem o parâmetro de dano menor que o valor unitário em cada ponto do corpo, ou seja, onde o material ainda resiste à algum tipo de solicitação. A segunda região é considerada como sendo aquela onde o material não mais suportaria a solicitação imposta, ou seja, onde as micro-trincas tenham se unido, formando a macro-trinca. O limite que separa as duas regiões seria o local onde a frente se encontraria. Pela natureza do carregamento nos pavimentos em geral, acredita-se que esse comportamento pode ser representativo ao que é observado em campo.

A evolução do dano dentro do corpo de prova é importante, pois ela é diferenciada dependendo da geometria do mesmo. Em amostras cilíndricas sob carregamento uniaxial, a suposta homogeneidade da deformação numa mesma seção transversal induz o aparecimento do dano inicialmente nos pontos mais fracos da mistura em uma determinada seção, evoluindo para uma situação crítica que resulta na ruptura do corpo de prova naquele ponto. No caso das vigotas a deformação não se apresenta de forma uniforme ao longo da seção e a

evolução do dano se dá progressivamente dos bordos externos em direção ao centro da amostra. Dessa forma, é válido ressaltar as diferenças observadas nos ensaios realizados por Lee (1996), Daniel (2001), Chehab (2002), Lundström & Isacsson (2003) entre outros, com os apresentados nesse trabalho, onde se procura validar a aplicação da teoria do dano em meio contínuo nos ensaios de fadiga à flexão.

Para o cálculo do parâmetro de dano, é necessária a determinação prévia do valor de α . Nesse trabalho, a variável α será determinada de forma iterativa, com o auxílio da curva característica a ser determinada, conforme explicitado no Capítulo 3. A Figura 6.5 mostra a evolução do parâmetro de dano com o número de ciclos para diferentes valores de deformações impostas (em $\mu\epsilon$). Como era de se esperar, os resultados mostram que maiores solicitações produzem dano com maior rapidez no corpo de prova. Da mesma forma que outros autores encontraram durante os primeiros ciclos de carregamentos em amostras cilíndricas, observou-se um rápido acúmulo de dano durante a fase inicial dos ensaios. Lundström & Isacsson (2003) mostram um rápido acúmulo de dano durante os primeiros décimos de segundo do carregamento, resultante, segundo os autores, da alta taxa de carregamento aplicada no primeiro carregamento e da rigidez inicialmente intacta do corpo de prova. Os resultados obtidos nesse trabalho mostram que o acúmulo de dano se faz de maneira não linear com o acréscimo do número de solicitações.

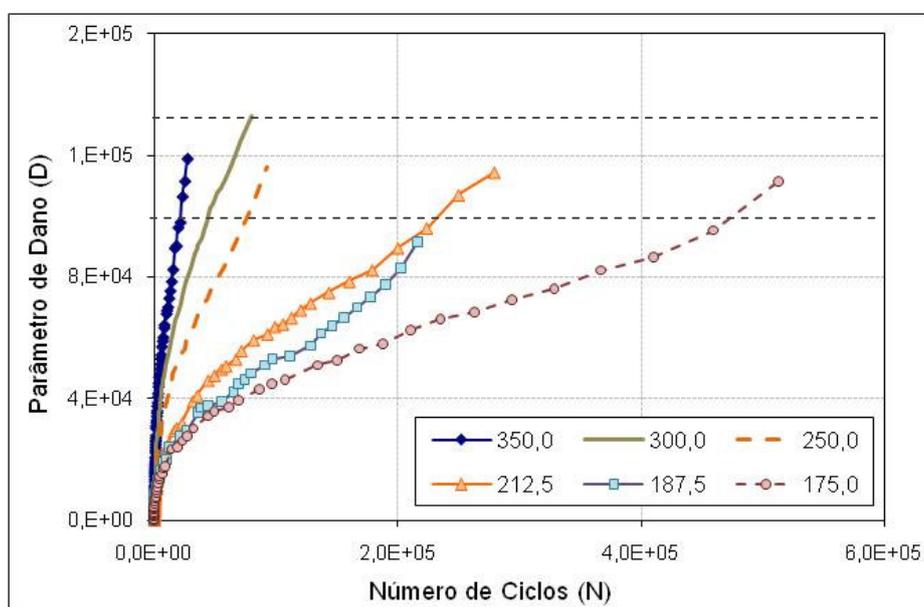


Figura 6.5 – Evolução do parâmetro de dano com o número de ciclos para diferentes níveis de deformação (KR7, Temp. = 21°C; 10 Hz).

Percebe-se na Figura 6.5 que uma curva não condiz com o esperado, ou seja, o número de ciclos em que a vigota sob deformação de $187,5 \cdot 10^{-6}$ m/m alcançou 28 % de sua rigidez inicial, parâmetro definido em todos os ensaios como ponto final, foi menor que a vigota sob

deformação de $212,5 \cdot 10^{-6}$ m/m. Esse resultado obviamente não seria esperado, embora a variabilidade existente entre as amostras possa explicar o encontrado. Mais à frente, esse comportamento peculiar dessa amostra poderá ser visto em outros resultados. A evolução do dano é também não linear para as outras temperaturas de ensaio conforme pode ser visto pela Figura 6.6 e Figura 6.7 em temperaturas de 5°C e 37°C , respectivamente.

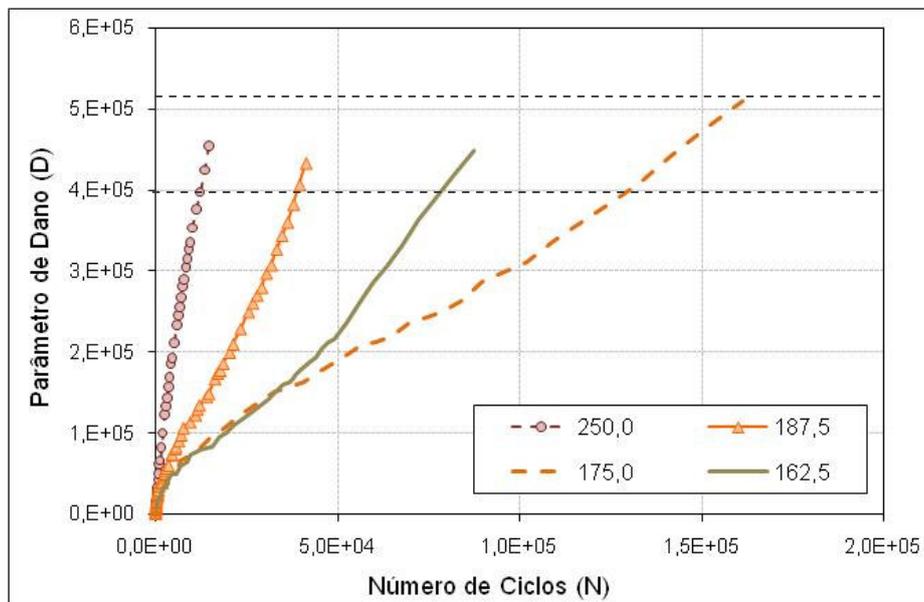


Figura 6.6 – Evolução do parâmetro de dano com o número de ciclos para diferentes níveis de deformação (KR7, Temp. = 5°C ; 10 Hz).

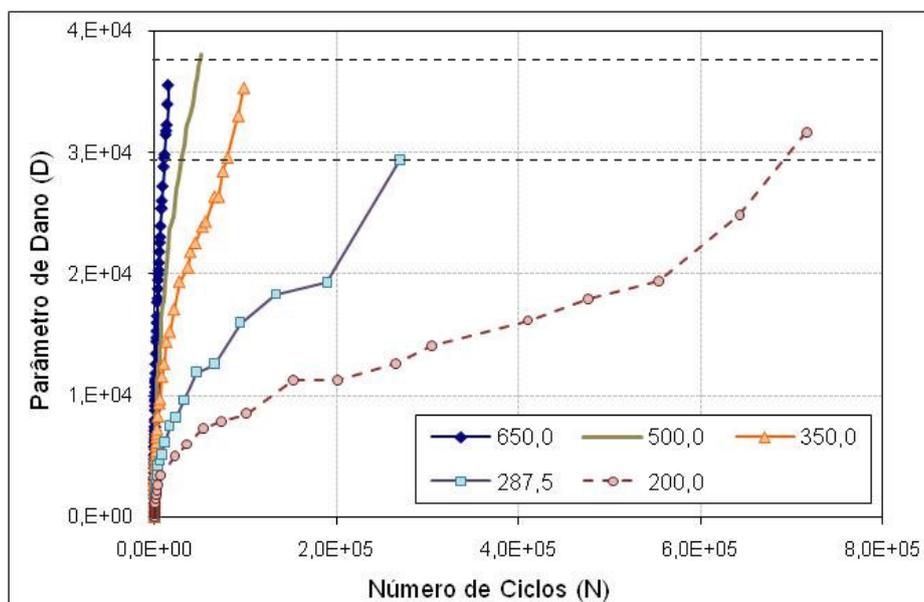


Figura 6.7 – Evolução do parâmetro de dano com o número de ciclos para diferentes níveis de deformação (KR7, Temp. = 37°C ; 10 Hz).

Comparando as três figuras para a mistura asfáltica KR7, o dano acumulado durante os ensaios possui ordens de grandezas diferentes para as três temperaturas de ensaio. Esse resultado mostra que o parâmetro de dano é dependente da rigidez da mistura, como pode ser concluído pela Equação 6.3. Considerando ensaios com níveis de deformações próximos ou iguais, para as três temperaturas, a Figura 6.8 mostra uma comparação do valor do parâmetro de dano acumulado nas três temperaturas. Pela figura, fica clara mais uma conclusão já relatada nesse trabalho: as amostras menos rígidas e sob o mesmo nível de deformação que outras com rigidez maior, possuem vida de fadiga mais elevada. Ou seja, maior rigidez, menor vida de fadiga. Os resultados apresentados para a mistura asfáltica convencional KR7 são equivalentes àqueles obtidos para as demais misturas convencionais e modificadas com borracha de pneu.

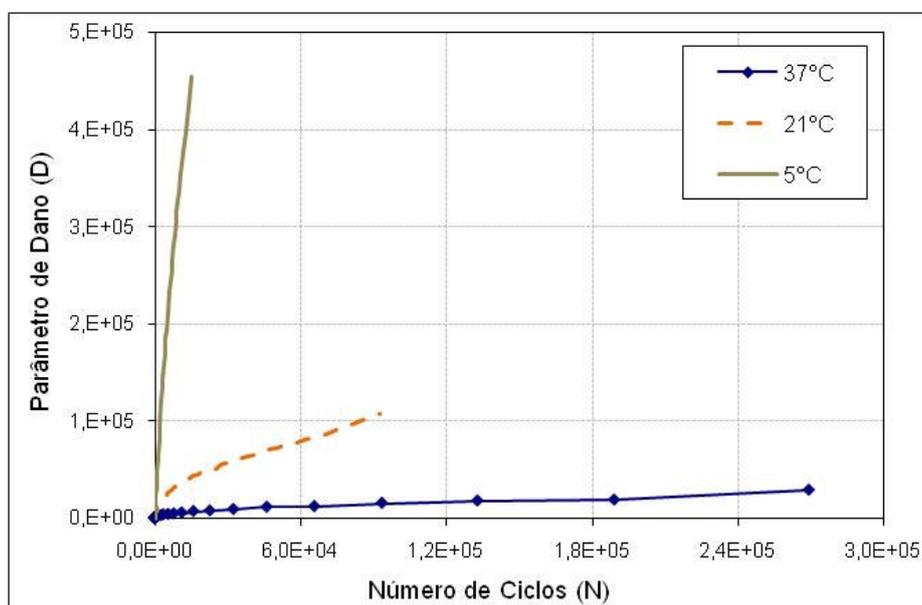


Figura 6.8 – Evolução do parâmetro de dano com o número de ciclos para diferentes temperaturas e para níveis de deformação próximos da $250 \cdot 10^{-6}$ m/m (KR7; 10 Hz).

Diante dos resultados apresentados para as três temperaturas de ensaios e nos diferentes níveis de deformação aplicados em cada amostra, uma característica comum pode ser encontrada em cada grupo de resultado. Primeiramente, toma-se a Figura 6.5 como exemplo. Nela, o parâmetro de dano é acumulado até certa faixa de valores, independente do número de ciclos em que o ensaio tenha alcançado. Nesse caso, o limite do parâmetro de dano fica entre os valores de $9,0 \cdot 10^4$ e pouco mais de $1,3 \cdot 10^5$. Da mesma forma, para a temperatura de 5°C, o parâmetro é acumulado até um limite compreendido entre os valores de $4,0 \cdot 10^5$ e $5,0 \cdot 10^5$. Finalmente, para a temperatura de 37°C, o valor de D acumula-se até uma faixa de valores entre $3,0 \cdot 10^4$ e $4,0 \cdot 10^4$. Esses resultados mostram que, independente do nível de deformação aplicado, o material acumula um quantitativo de dano equivalente até o ponto onde o ensaio é

paralisado, ou seja, quando a amostra atingir a rigidez à flexão equivalente a 28 % do seu valor inicial.

Para demonstrar o mesmo fenômeno em outros tipos de materiais, a Figura 6.9 e a Figura 6.10 mostram os resultados obtidos para a mistura aberta BC4 nas temperaturas de 5°C e 21°C, respectivamente. Como pode ser visto, para a temperatura mais baixa, o limite alcançado pelo parâmetro de dano ficou dentro da faixa de $5,5 \cdot 10^4$ e $6,0 \cdot 10^4$. Já para a temperatura mais elevada, a faixa de valores alcançada pelo parâmetro de dano foi de $4,0 \cdot 10^4$ e $4,5 \cdot 10^4$. Mais uma vez, o parâmetro de dano apresentou-se como dependente da temperatura.

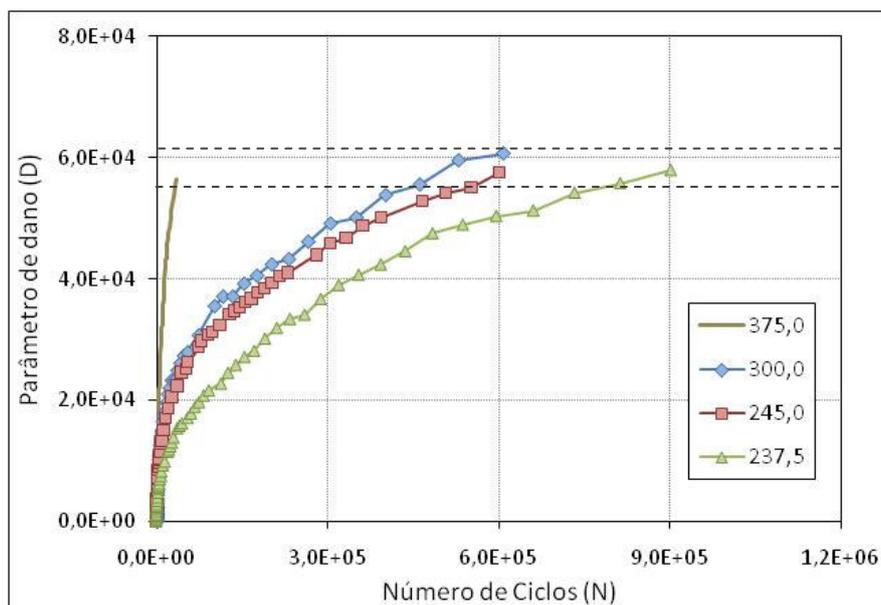


Figura 6.9 – Evolução do parâmetro de dano com o número de ciclos para diferentes níveis de deformação (BC4; Temp. = 5°C; 10 Hz).

Os resultados obtidos para a mistura descontínua na temperatura de 21°C estão ilustrados na Figura 6.11, enquanto que os resultados para a temperatura de 37°C estão na Figura 6.12. A faixa de variação do parâmetro de dano alcançado para a temperatura mais elevada ficou entre $1,5 \cdot 10^4$ e $2,0 \cdot 10^4$. Para os ensaios na temperatura de 21°C, a faixa do parâmetro de dano no final do ensaio variou de $8,0 \cdot 10^4$ a $9,0 \cdot 10^4$.

Por meio da análise dos resultados apresentados, as misturas modificadas com borracha de pneu, descontínuas e abertas, apresentaram valores de parâmetro de dano inferiores comparadas com a mistura convencional. Dentre as misturas modificadas, a mistura aberta apresentou o menor acúmulo de dano comparado com a mistura descontínua. Esses resultados indicam novamente a relação entre o parâmetro de dano e a rigidez da mistura. Diante da apresentação das considerações sobre a evolução durante a realização de um ensaio de fadiga a flexão, a etapa seguinte é determinar a curva característica de cada mistura nas três

temperaturas de ensaio, quando for o caso. A seguir serão apresentados e analisados os resultados de cada mistura de forma separada. Nos anexos, serão apresentados resultados das curvas características obtidas para misturas que fazem parte do banco de dados da ASU, no intuito de validar a utilização dessa metodologia na caracterização da fadiga de misturas asfálticas nos ensaios à flexão.

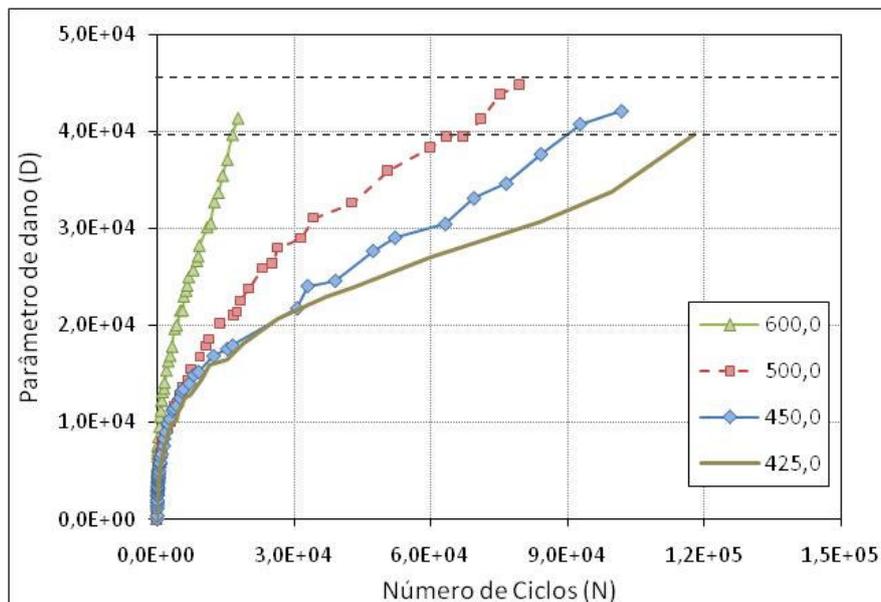


Figura 6.10 – Evolução do parâmetro de dano com o número de ciclos para diferentes níveis de deformação (BC4; Temp. = 21°C; 10 Hz).

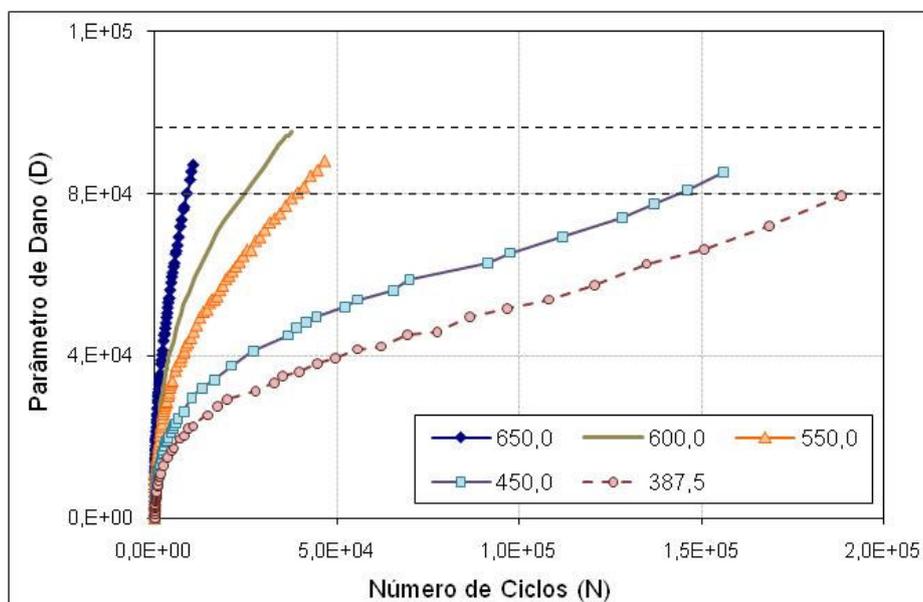


Figura 6.11 – Evolução do parâmetro de dano com o número de ciclos para diferentes níveis de deformação (BS3; Temp. = 21°C; 10 Hz).

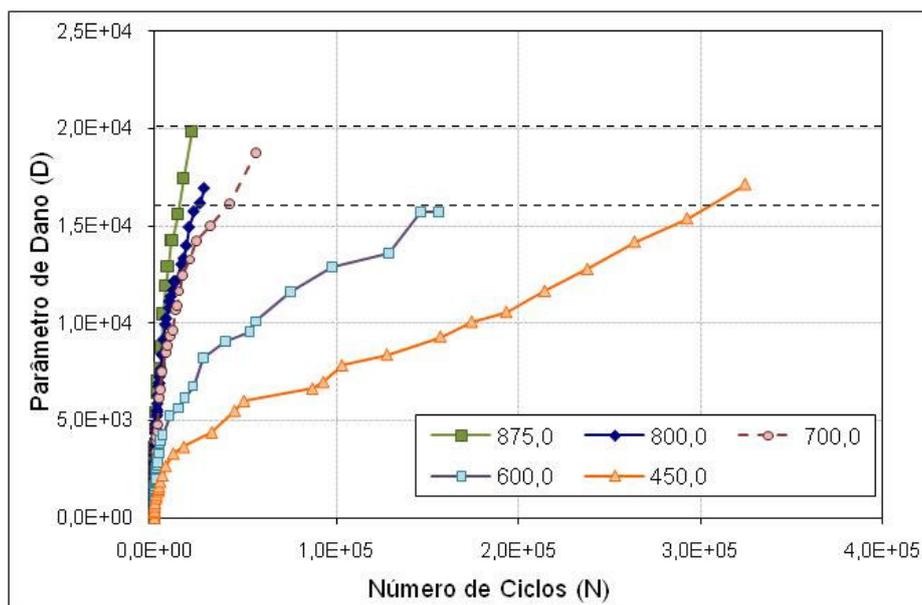


Figura 6.12 – Evolução do parâmetro de dano com o número de ciclos para diferentes níveis de deformação (BS3; Temp. = 37°C; 10 Hz).

6.1.4. Determinação da curva característica nos ensaios de fadiga à flexão sob amplitude de deformação constante – Projeto Kohls Ranch

Foram feitos 21 ensaios de fadiga à flexão na mistura densa com ligante convencional KR7 nas três temperaturas utilizadas, em uma frequência de carregamento de 10,0 Hz. O cruzamento dos valores do parâmetro de dano com a pseudo-rigidez representa a evolução do dano no interior da mistura, caracterizada pela denominada curva característica. A Figura 6.13 mostra os resultados obtidos para diferentes níveis de sollicitação, na temperatura de 21°C, assim como o modelo considerado representativo para essa mistura nas condições ensaiadas. Os resultados mostram uma tendência de unicidade das curvas. Nesse caso, são seis diferentes níveis de deformação que apresentam valores da relação entre o parâmetro de dano e a redução da pseudo-rigidez muito próximos. Esses resultados corroboram aqueles obtidos por diversos autores em ensaios realizados na situação uniaxial em amostras cilíndricas (Lee 1996; Daniel 2001; Daniel & Kim 2002; Lundström & Isacsson 2003).

É importante ressaltar que o procedimento para a determinação da curva característica modelo, que representa a unicidade de todas as outras curvas para as diferentes amplitudes de deformação, é feito por um processo iterativo. Com os dados de evolução do dano e da pseudo-rigidez ao longo de todos os ensaios, determina-se um parâmetro α tal que todas as curvas sejam sobrepostas umas as outras, partindo do pressuposto que tal parâmetro é uma propriedade do material. Essa proposição é defendida pelos principais autores que trabalham com esta linha de pesquisa (Lee 1996; Daniel 2001; Chehab 2002; Daniel & Kim 2002).

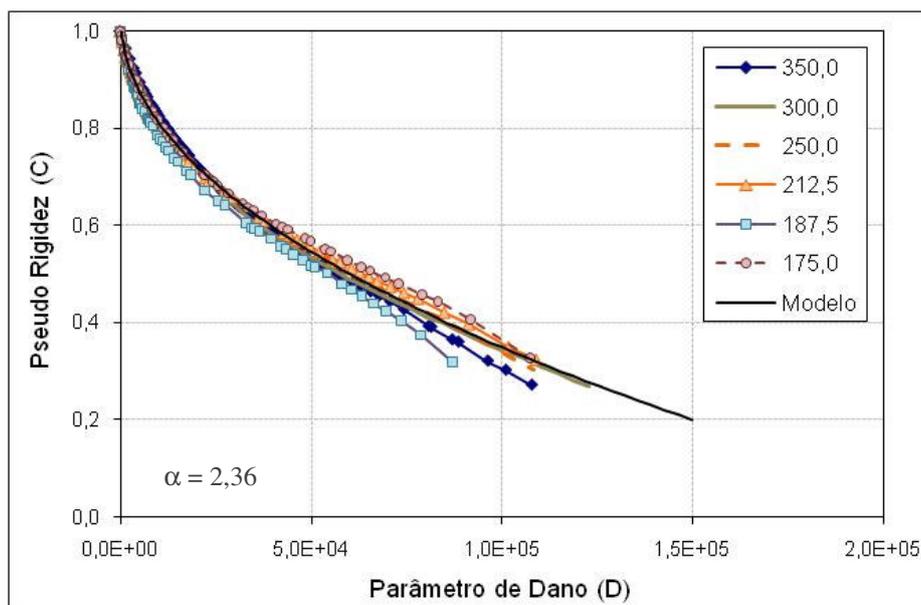


Figura 6.13 – Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (KR7, Temp. = 21°C; 10 Hz).

A pseudo-rigidez inicial dos ensaios é sempre considerada igual ao valor unitário, observação essa que pode ser concluída pela formulação utilizada nesse trabalho (Equação 6.1 e Equação 3.6). Para efeito de cálculo, considera-se que no estágio inicial de realização dos ensaios, as amostras estejam íntegras. Entretanto, é possível que durante a fabricação, principalmente no processo de retirada do molde metálico ou nos casos de serragem das faces das amostras, pode-se induzir algum tipo de dano no interior do material. Essa possibilidade não foi considerada nas análises realizadas nesse trabalho. A curva modelo, considerada aqui como aquela que representa a evolução do dano nas condições de ensaios relatadas para essa mistura, é definida até que a pseudo-rigidez alcance o valor de 0,20, mesmo que os ensaios realizados não tenham alcançado este patamar de acúmulo de dano.

Com o intuito de fazer um paralelo com os resultados obtidos pela metodologia de análise tradicionalmente utilizada no estudo da fadiga em misturas asfálticas, a Figura 6.14 mostra a Curva de Whöler para a mesma temperatura de ensaio, nas mesmas amplitudes de deformação impostas nas amostras. O número de ciclo considerado como aquele que define a ruptura do corpo de prova (N_f), foi obtido quando a rigidez à flexão inicial da amostra (número de ciclo $N = 50$) alcançou uma redução de 50 % do seu valor. Pelas análises tradicionais, chega-se a um modelo definido pela equação que representa a relação entre o número de ciclos críticos e as deformações induzidas na amostra. Nesse caso, contudo, não é permitida a avaliação da evolução do dano no interior do material. Outras considerações entre essas duas metodologias de análises serão apresentadas mais a frente.

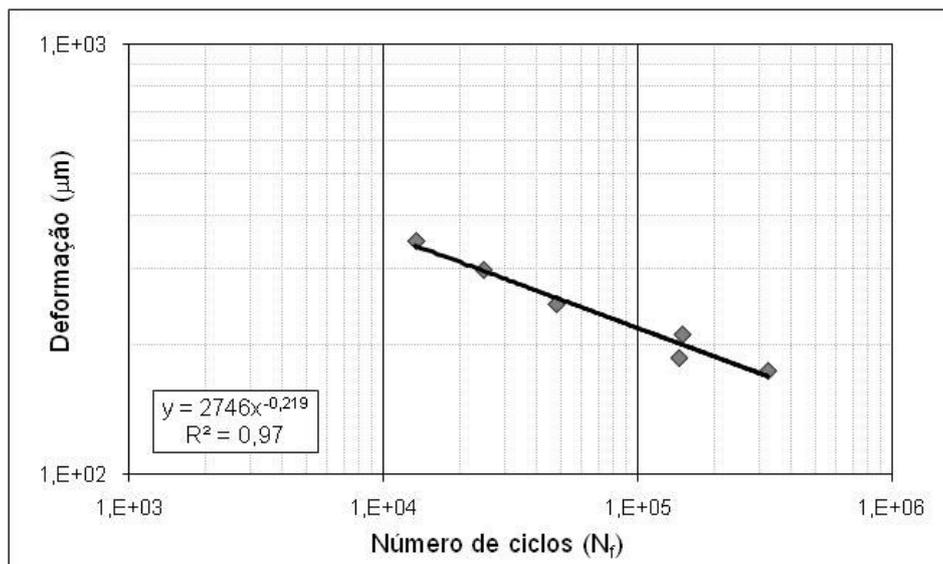


Figura 6.14 – Curva de Whöler que representa os resultados dos ensaios de fadiga a flexão (KR7, Temp. = 21°C; 10 Hz).

A Figura 6.15 mostra os resultados obtidos para os ensaios realizados a 37°C. Os cinco ensaios realizados em amplitudes de deformações distintas apresentam a evolução do dano com a redução da pseudo-rigidez coincidente. Os valores de dano acumulado são menores comparados com aqueles obtidos nos ensaios realizados na temperatura de 21°C, como era de se esperar. Os ensaios realizados a 5°C mostram que o material acumula uma grande quantidade de dano ao longo da aplicação das solicitações. Além disso, as curvas dos ensaios possuem um formato mais retilíneo comparado com as curvas observadas para temperaturas mais baixas, como por ser visto na Figura 6.16.

Outro ponto que deve ser destacado é que, após certo ponto da redução da pseudo-rigidez, as curvas características passam a apresentar maior variabilidade em seus resultados. Esse fenômeno deve-se ao fato de que a partir de uma percentagem de redução do valor da pseudo-rigidez inicial, as micro-trincas referentes à evolução da segunda fase descrita no item 5.2.1, passam para a formação de uma macro-trinca que caracteriza a ruptura por fadiga do corpo de prova, caracterizando a terceira etapa de um ensaio de fadiga. Assim, os resultados obtidos a partir desse ponto mostram a variabilidade resultante de um corpo de prova rompido, onde possivelmente as hipóteses consideradas nas teorias consideradas nessa pesquisa não tenham tanta validade. Esse fenômeno foi observado na maioria dos ensaios e misturas asfálticas utilizadas nessa pesquisa.

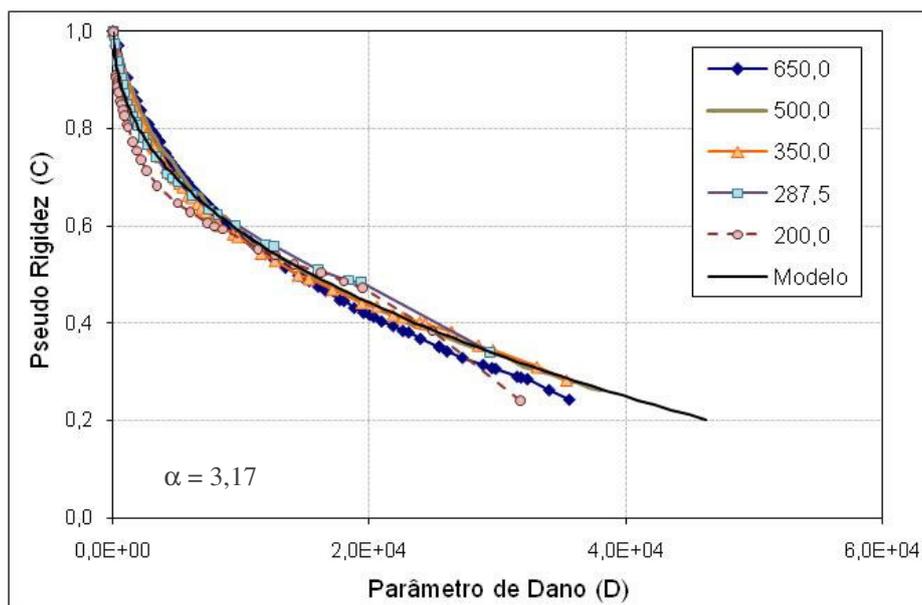


Figura 6.15 – Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (KR7, Temp. = 37°C; 10 Hz).

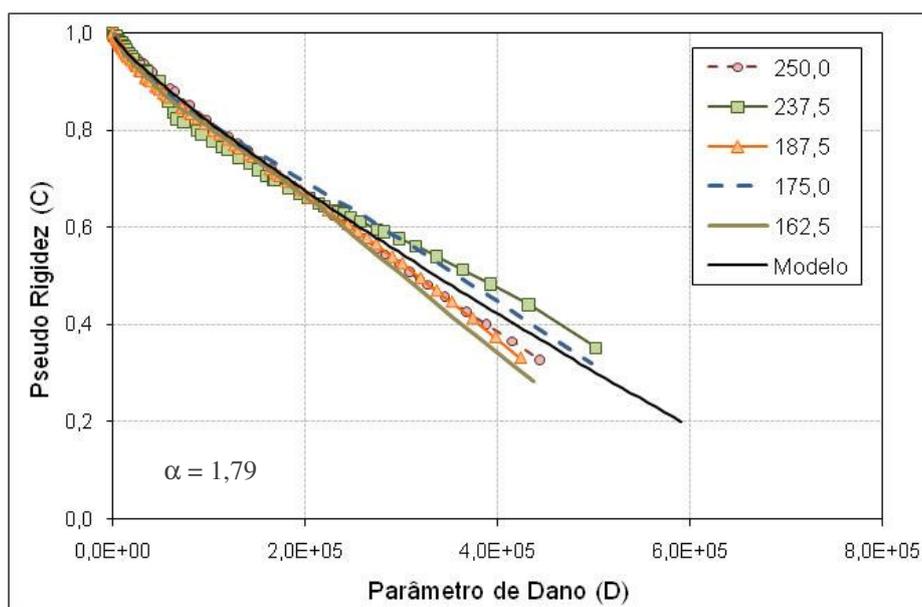


Figura 6.16 – Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (KR7, Temp. = 5°C; 10 Hz).

Em todas as três temperaturas de ensaio, a curva modelo foi definida por meio da função representada pela Equação 6.4 (Equação 2.39). Os três coeficientes presentes na formulação são determinados pela minimização do erro existente entre as curvas experimentais consideradas nas análises e a formulação. Pode-se concluir da formulação, que o coeficiente C_0 é sempre igual ou muito próximo do valor unitário, pois para uma amostra onde o dano é nulo a pseudo-rigidez resultante é igual ao valor unitário.

$$C = C_0 - C_1 \cdot D^{C_2} \tag{6.4}$$

A Tabela 6.1 mostra os valores obtidos para os coeficientes de acordo com o modelo definido em cada temperatura assim como o valor do parâmetro α . Como foi mencionado anteriormente, o coeficiente C_0 apresenta-se muito próximo do valor unitário. Além disso, observa-se que o coeficiente C_1 aumenta com o acréscimo da temperatura, enquanto que o coeficiente C_2 reduz para tal acréscimo. Outros autores apresentam uma formulação equivalente para modelar a evolução da curva característica, considerando a função exponencial na forma da Equação 6.5. Nesse caso, apenas dois coeficientes são determinados experimentalmente e também estão apresentados na Tabela 6.1. Os resultados do parâmetro α mostram que há uma tendência de aumento dos valores com o decréscimo da temperatura. Os valores mostram também, que o α não é constante com a temperatura. Mais a frente, será discutida as conseqüências dessa observação.

$$C = e^{-C_3 \cdot D^{C_4}} \tag{6.5}$$

Tabela 6.1 – Coeficientes referentes a Equação 6.4 obtidos nos ensaios à flexão sob deformação constante.

Temperatura	C_0	C_1	C_2	α	C_3	C_4
5°C	0,99	1,11E-05	0,84	3,17	6,4E-6	0,91
21°C	1,03	2,39E-03	0,49	2,36	0,000264	0,72
37°C	1,03	1,02E-02	0,41	1,79	0,002384	0,59

A escolha do modelo que definirá a evolução do dano no interior da mistura depende da aplicabilidade do mesmo. Christensen & Bonaquist (2005) mostram que a utilização da Equação 6.5 é mais interessante por não permitir que a pseudo-rigidez se anule ou fique negativa. Essa prerrogativa torna interessante o seu uso em análises numéricas, onde valores nulos ou negativos possam criar problemas nos códigos que fazem uso dessa formulação. A Figura 6.17 mostra uma comparação entre os dois modelos (Equação 6.4 e 6.5) para os resultados apresentados na Figura 6.13. Os dois modelos representam adequadamente os resultados até que o valor da pseudo-rigidez atinja um valor próximo de 0,30. A partir desse ponto as duas curvas são diferentes, onde o modelo representado pela Equação 6.5 tende a uma assíntota enquanto modelo definido pela Equação 6.4 segue uma trajetória mais representativa dos resultados observados. Diante desses resultados, os resultados obtidos para a curva característica serão modelados pela formulação apresentada na Equação 6.4.

Comparando os resultados das curvas características nas três temperaturas ensaiadas, fica clara a diferença na evolução dano no interior da amostra (Figura 6.18). Essas curvas se equivalem àquelas obtidas pela análise tradicional, apresentada na Figura 6.19. As duas

representações mostram a influência da rigidez da mistura asfáltica na evolução do dano e na vida de fadiga, respectivamente. Enquanto a curva característica mostra a evolução do dano durante o ensaio, as Curvas de Whöler representam um modelo definido para um critério de ruptura específico. A Figura 6.18 mostra de maneira mais clara que para um mesmo valor da pseudo-rigidez, os resultados obtidos para maiores temperaturas acumulam menor quantidade de dano ao longo do ensaio. De outra forma, misturas asfálticas mais rígidas tendem acumular maior quantidade de dano, como já foi concluído anteriormente.

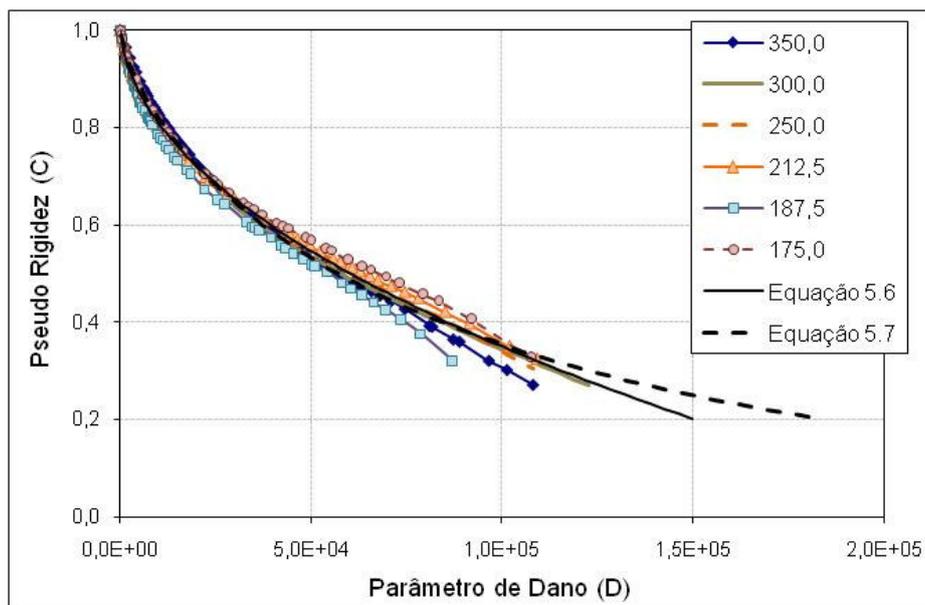


Figura 6.17 – Comparação das formulações para representação da evolução do dano ao longo dos ensaios de fadiga a flexão (KR7, Temp. = 21°C, 10 Hz).

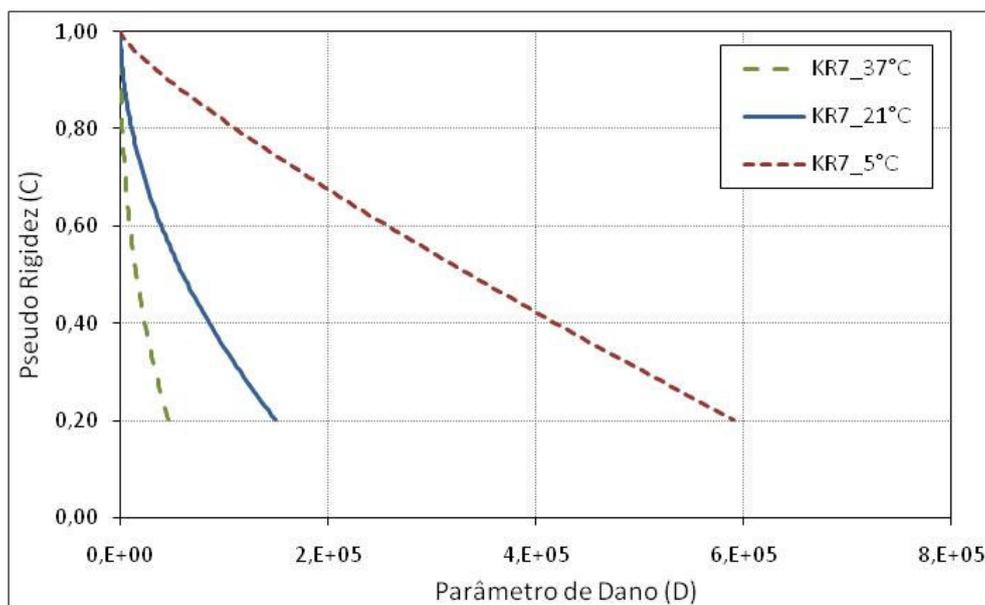


Figura 6.18 – Curvas características da mistura KR7 para as três temperaturas de ensaio (10 Hz).

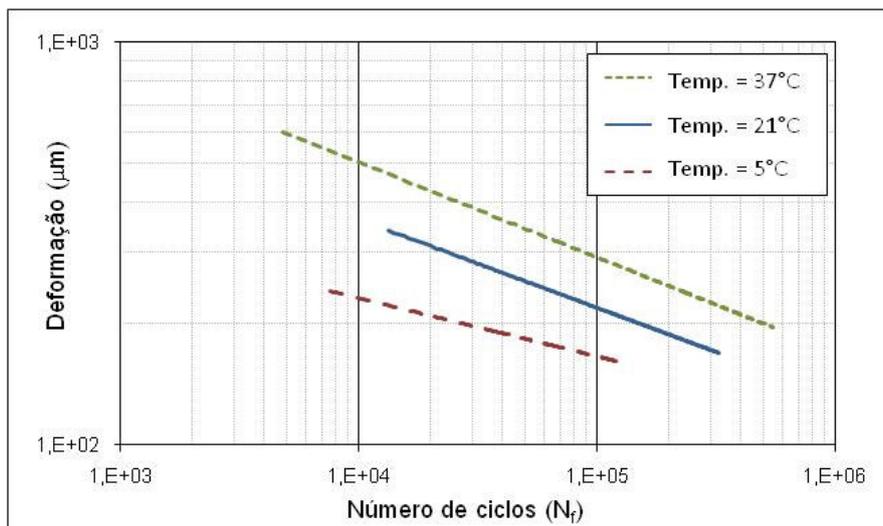


Figura 6.19 – Curvas de Whöler para a mistura KR7 nas três temperaturas de ensaio (10 Hz).

A mistura KR7TR possui a mesma granulometria da mistura KR7, embora a primeira tenha sido fabricada com um ligante do tipo PG 76-16 e a segunda com um ligante PG 64-22. Foram feitos mais de 16 ensaios de fadiga a flexão para essa mistura. Os resultados das curvas características para a temperatura igual a 21°C mostram que há novamente a tendência de unicidade das mesmas. A Figura 6.20 mostra as curvas que representam os ensaios realizados nas três temperaturas, onde o mesmo comportamento obtido para a mistura KR7 é observado. A unicidade entre as curvas característica para as diferentes amplitudes de deformações também foram observadas para as outras duas temperaturas. A Tabela 6.2 mostra os valores dos coeficientes obtidos pelas curvas modelos que representam os diversos resultados, assim como os valores de α . Comparando com aqueles obtidos pela mistura KR7, os valores de α mostram-se maiores com exceção daquele obtido para a temperatura de 5°C .

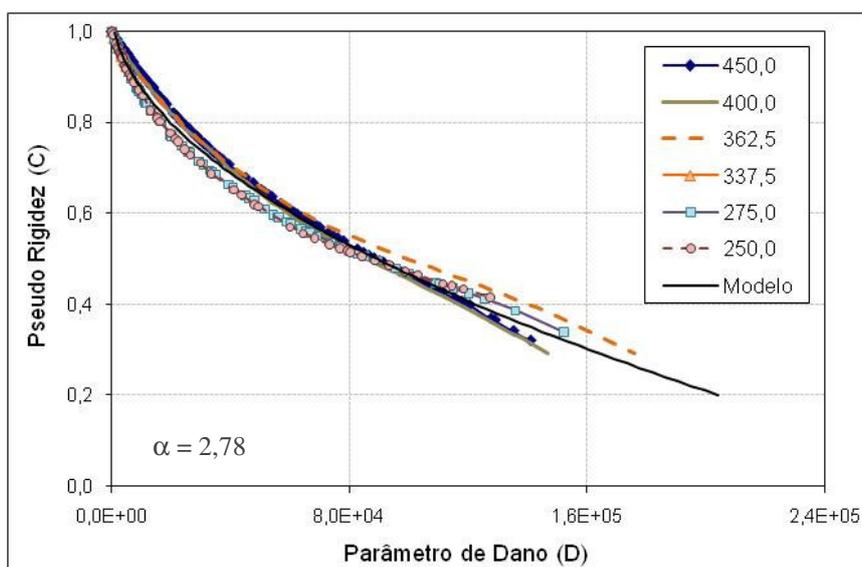


Figura 6.20 – Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (KR7TR, Temp. = 21°C ; 10 Hz).

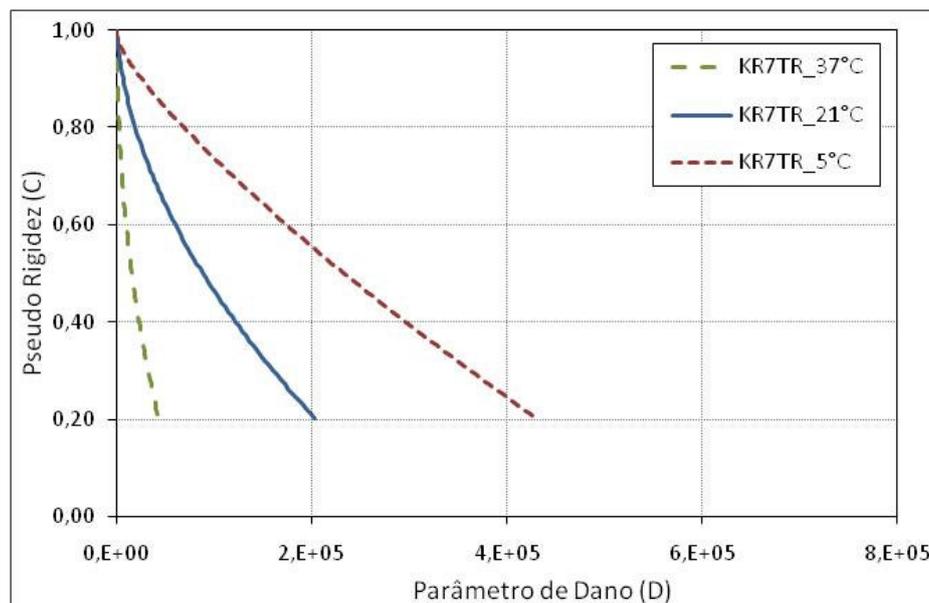


Figura 6.21 – Curvas características da mistura KR7TR para as três temperaturas de ensaio (10 Hz).

Tabela 6.2 – Coeficientes obtidos para a mistura KR7TR.

Temperatura	C ₀	C ₁	C ₂	α
5°C	0,99	3,10E-05	0,78	2,39
21°C	1,05	1,31E-03	0,53	2,79
37°C	1,05	8,55E-03	0,43	2,44

6.1.5. Determinação da curva característica nos ensaios de fadiga a flexão sob amplitude de deformação constante – Projeto Jack Rabbit

As misturas asfálticas usadas no projeto *Jack Rabbit* contemplam os três tipos de misturas utilizadas nessa pesquisa: convencional ou densa, descontínua e aberta. Ao todo, foram feitos mais de 40 ensaios de fadiga à flexão em todas as misturas que fazem parte desse projeto. As curvas característica dos ensaios nas amostras da mistura convencional estão apresentadas na Figura 6.22. Dentre os cinco ensaios realizados sob amplitudes de deformação diferentes, observa-se a tendência de uma representatividade pela curva modelo. Percebe-se, entretanto, que a curva para a deformação de $200 \cdot 10^{-6}$ mostra um pequeno desvio em relação à curva modelo. Tal variabilidade não é rara nos ensaios de fadiga por flexão, visto que a obtenção de amostras com características idênticas são, na verdade, a exceção à regra. Uma discussão mais detalhada sobre esta variabilidade se dará mais a frente.

A Figura 6.23 mostra os resultados dos ensaios realizados na temperatura de 37°C, onde há uma sobreposição bem evidente para as amplitudes de deformação aplicadas. Para visualizar a influência de certa variação nos resultados obtidos para qualquer temperatura de ensaio, a Figura 6.24 mostra todas as curvas resumidas em um único gráfico. As curvas na cor cinza

são aquelas obtidas pelos ensaios nas amostras enquanto os modelos que representam as curvas características estão indicados por diferentes cores. Como pode ser observado, os resultados obtidos para a temperatura mais apresentam a maior variabilidade nas curvas características. Contudo, é preciso lembrar que essa aparente variabilidade deve levar em conta a ordem de grandeza em que se está trabalhando, já que o valor de dano está sempre ligado à rigidez da amostra, valor esse sempre muito elevado para as temperaturas mais baixas. Tomando como exemplo a situação mencionada anteriormente, percebe-se que para curva referente a deformação de $200 \cdot 10^{-6}$ nos ensaios a 21°C (Figura 6.24), o pequeno desvio apresentado não representa uma grande variabilidade que possa invalidar os resultados.

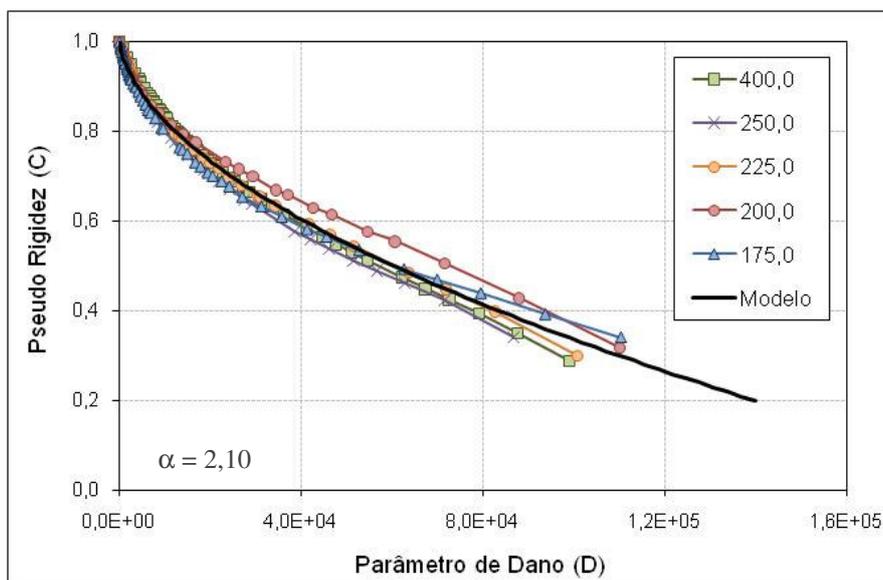


Figura 6.22 – Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (JR7, Temp. = 21°C ; 10 Hz).

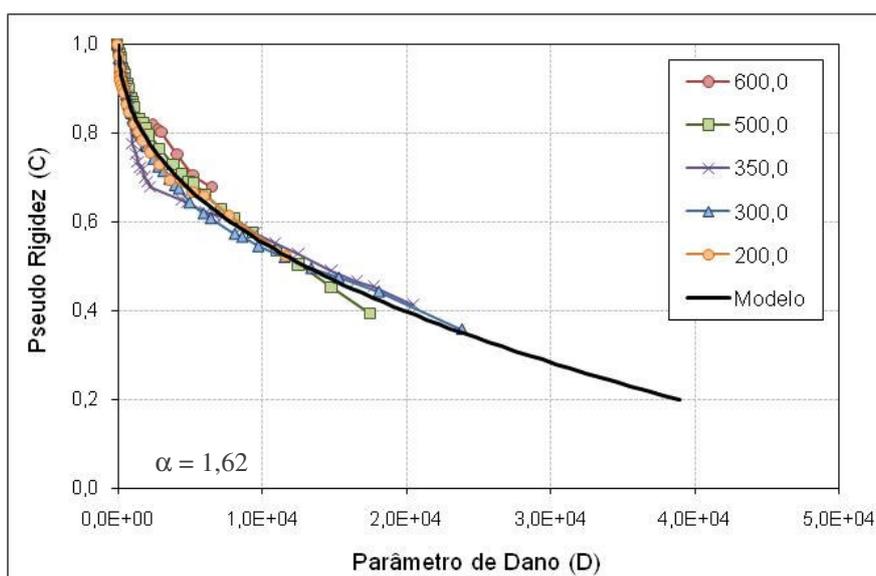


Figura 6.23 – Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (JR7, Temp. = 37°C ; 10 Hz).

Esses resultados mostram que para as três temperaturas há uma clara tendência na definição de uma curva modelo que represente a evolução do dano para cada situação. A Tabela 6.3 mostra os coeficientes obtidos para as curvas nas três temperaturas, assim como os valores do parâmetro α . Novamente, os valores de α diminuem com o acréscimo da temperatura.

Tabela 6.3 – Coeficientes obtidos para a mistura JR7.

Temperatura	C_0	C_1	C_2	α
5°C	0,99	4,38E-06	0,93	4,64
21°C	1,02	1,33E-03	0,54	2,10
37°C	1,04	1,15E-02	0,41	1,62

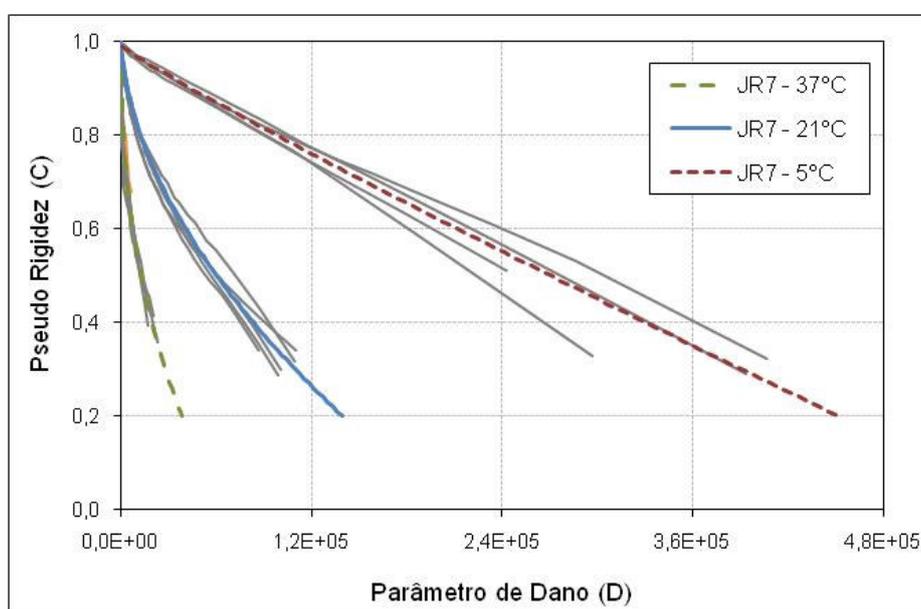


Figura 6.24 – Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (JR7, 10 Hz).

Os ensaios de fadiga por flexão em misturas descontínuas acompanharam a tendência apresentada até aqui, onde as curvas características obtidas a diferentes amplitudes de deformação mostram-se sobrepostas umas as outras. A Figura 6.25 apresenta os resultados obtidos para a temperatura de 21°C, enquanto a Figura 6.26 apresenta os resultados obtidos para as três temperaturas de ensaio. A Tabela 6.4 mostra os valores dos coeficientes do modelo que representa cada curva, assim com os valores do parâmetro α . Assim como foi observado nas outras misturas, os valores do coeficiente C_1 aumentam com o acréscimo da temperatura, enquanto que C_2 tem seu valor reduzido.

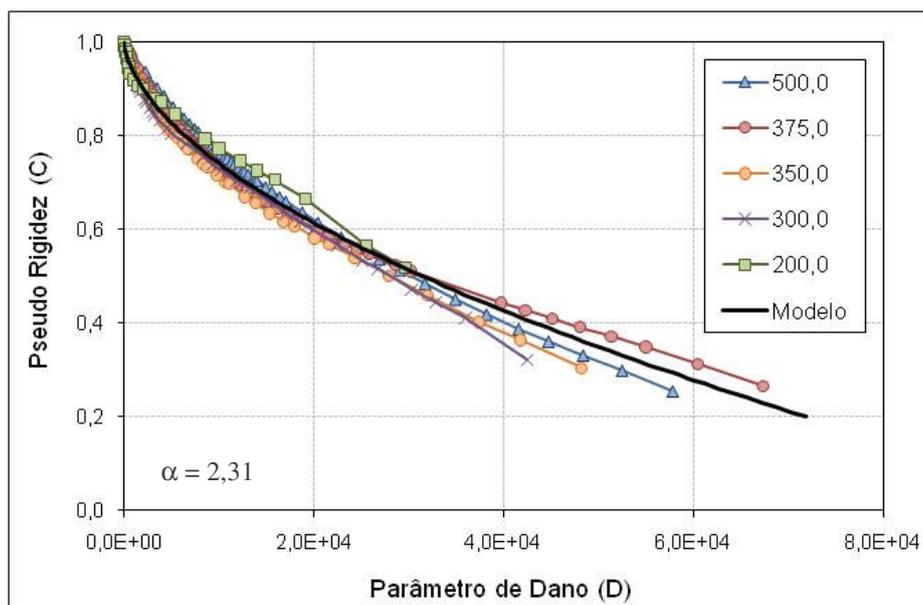


Figura 6.25 – Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (JR3, Temp. = 21°C; 10 Hz).

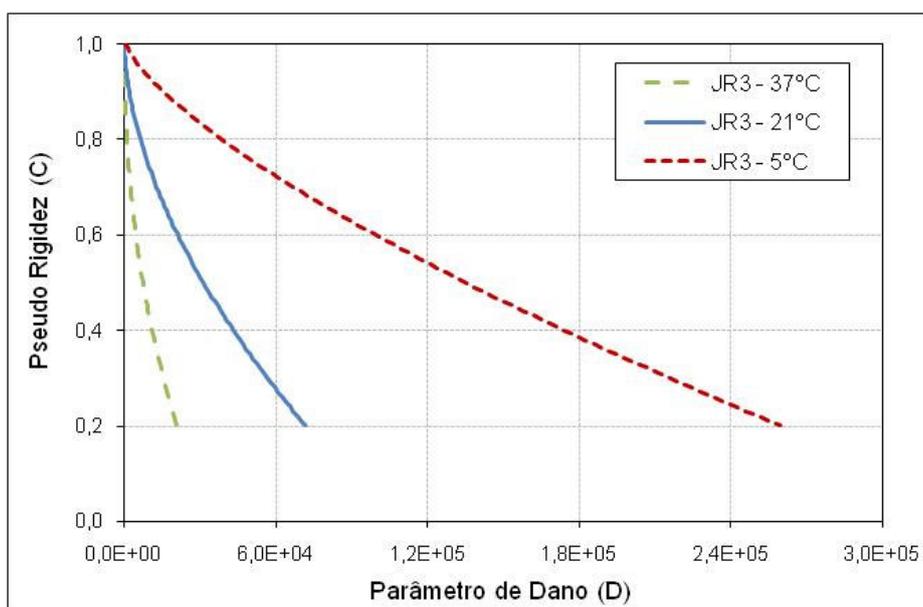


Figura 6.26 – Curvas características da mistura JR3 para as três temperaturas de ensaio (10 Hz).

Tabela 6.4 – Coeficientes obtidos para a mistura JR3.

Temperatura	C_0	C_1	C_2	α
5°C	1,01	1,18E-04	0,71	3,32
21°C	1,01	1,56E-03	0,56	2,31
37°C	1,04	1,21E-02	0,43	1,76

Um fator importante que deve ser observado quando da realização das análises é a uniformidade da rigidez a flexão inicial para cada amplitude de deformação aplicada, sob uma mesma temperatura de ensaio. Na produção das amostras, procura-se obter as mesmas

características volumétricas para que, sob uma mesma temperatura, a rigidez inicial seja uniforme, independente da amplitude de deformação aplicada. É certo que variações sempre existirão e é por esse motivo que algumas curvas características apresentam-se, em certos casos, com pequenos afastamentos em relação aos valores representativos para aquela condição.

Entretanto, há amostras que apresentam valores de rigidez a flexão inicial bem diferente daqueles considerados representativos para certa temperatura de ensaio. Para essas amostras os resultados obtidos para a evolução do dano não se mostram sobrepostos aos outros, ficando evidente a variabilidade encontrada durante a fabricação da amostra. Para ilustrar esse fato, a Figura 6.27 apresenta as curvas características obtidas nos ensaios realizados a 5°C. A curva referente à amplitude de deformação de $275 \cdot 10^{-6}$ mostra-se bem afastada das outras curvas, demonstrando que a amostra provavelmente não possui as mesmas características das demais. Para comprovar essa hipótese, a Figura 6.28 apresenta os valores da rigidez a flexão inicial para as diferentes amplitudes de deformação, onde pode-se ver que para a amostra ensaiada com amplitude de $275 \cdot 10^{-6}$, o valor da rigidez inicial foi bem inferior aos resultados obtidos pelas outras amostras. Nesse caso, esse resultado não é considerado para as análises realizadas nessa temperatura. Tal variabilidade pode ter origem no processo de produção das amostras.

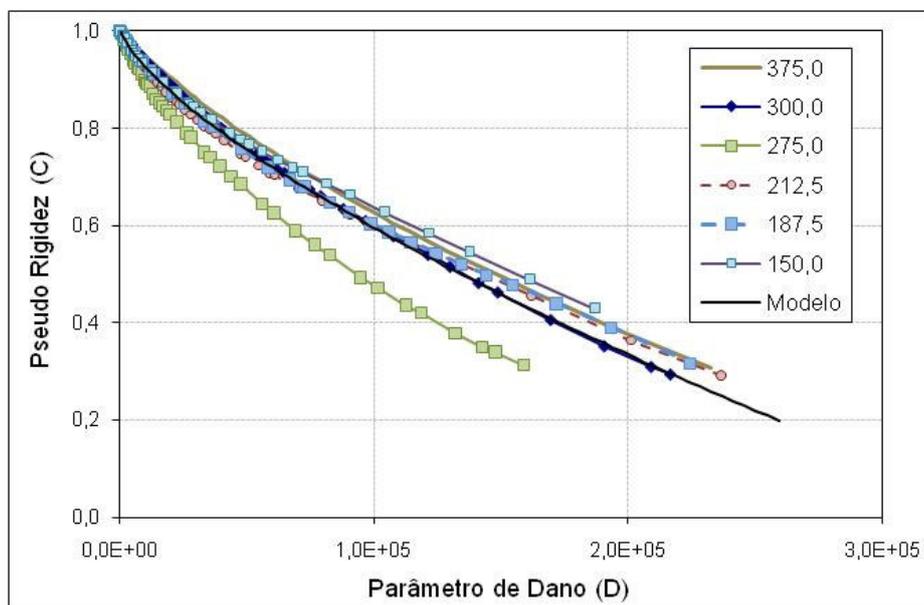


Figura 6.27 – Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (JR3, Temp. = 5°C; 10 Hz).

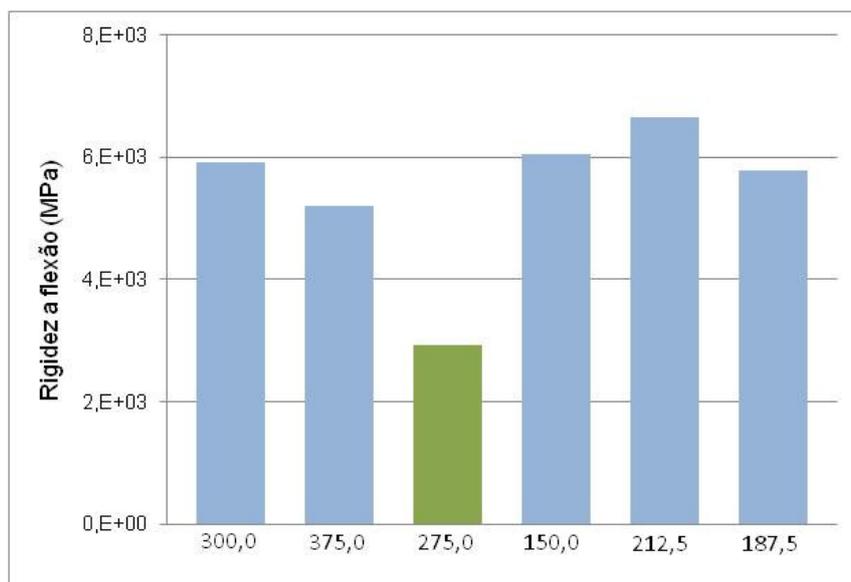


Figura 6.28 – Valores da rigidez a flexão inicial para diferentes amplitudes de deformação (JR3, Temp. = 5°C; 10 Hz).

Os ensaios de fadiga a flexão nas misturas abertas foram feitos apenas nas temperaturas iguais a 5°C e 21°C. Como apresentado nos ensaios de módulo dinâmico, as misturas abertas apresentaram os menores valores de rigidez dentre as misturas aqui analisadas. Assim, espera-se que o acúmulo de dano nessas misturas sejam menores comparados com a mistura convencional e descontínua. A Figura 6.29 apresenta os resultados das curvas características da mistura JR4 para a temperatura de 21°C. Os resultados mostram a tendência de unicidade das curvas, confirmando que, mesmos para misturas modificadas e com volume de vazios elevados, uma única curva representa a evolução do dano no interior da mistura para diferentes amplitudes de deformação.

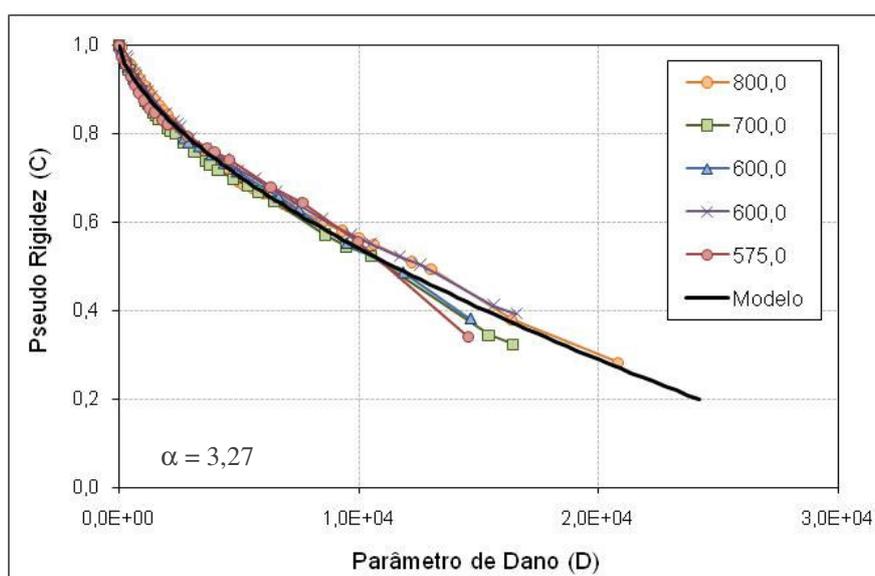


Figura 6.29 – Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (JR4, Temp. = 21°C; 10 Hz).

A Figura 6.30 mostra a comparação das duas curvas que representam a evolução do dano com a redução da pseudo-rigidez para a mistura JR4. A Tabela 6.5 apresenta os resultados dos coeficientes obtidos para a curva característica que representa os diferentes ensaios, assim como os valores do parâmetro α . Ao contrário do obtido nas outras misturas, os coeficientes C_1 e C_2 para os ensaios nas temperaturas de 5°C e 21°C resultaram em valores bem próximos, além de o parâmetro α ser menor para a temperatura mais baixa. A proximidade obtida nos coeficientes deve-se, principalmente, aos baixos valores de dano acumulado durante o ensaio de fadiga nas misturas abertas.

Tabela 6.5 – Coeficientes obtidos para a mistura JR4.

Temperatura	C_0	C_1	C_2	α
5°C	1,01	1,07E-03	0,60	2,86
21°C	1,01	1,51E-03	0,62	3,27

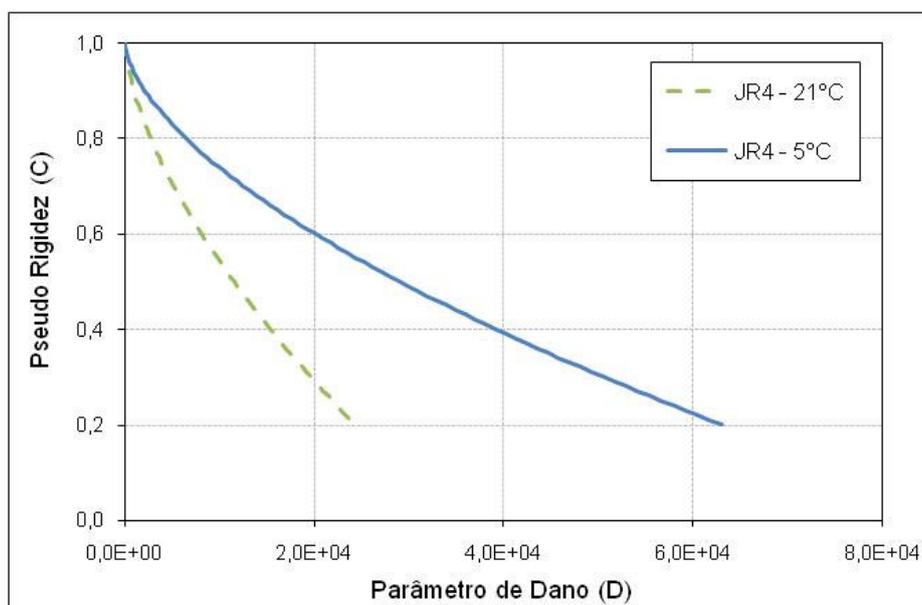


Figura 6.30 – Curvas características da mistura JR4 para as duas temperaturas de ensaio (10 Hz).

Neste projeto aplicaram-se três diferentes tipos de misturas em campo e as análises em laboratório resultaram na caracterização do comportamento mecânico dessas misturas. Os resultados de acúmulo de dano mostraram-se dependentes da rigidez da mistura, sendo maior para aquelas que apresentaram maior rigidez à flexão inicial. Nesse sentido, em termos da análise tradicionalmente utilizada no estudo de fadiga em misturas asfálticas, não faz sentido comparar as Curvas de Whöler obtidas para essas misturas. Mesmo assim, somente para visualizar o efeito da rigidez nesse tipo de análise, a Figura 6.31 mostra as relações obtidas para a temperatura de 21°C. Os resultados são evidentes e mostram que menores valores de

rigidez a flexão inicial resultam em misturas mais resistentes à fadiga para uma mesma amplitude de deformação aplicada.

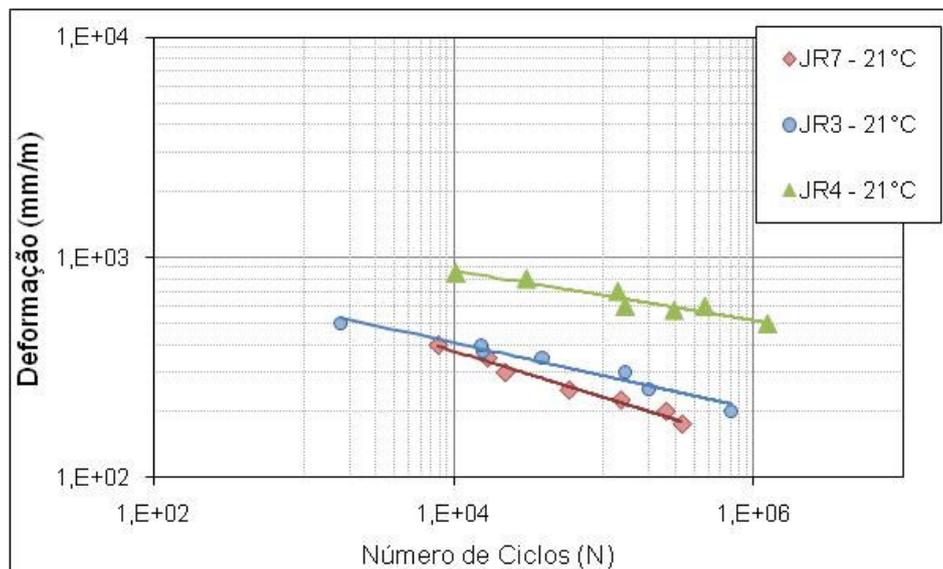


Figura 6.31 – Curvas de Whöler para a mistura JR nas três temperaturas (10 Hz).

Considerando a metodologia aplicada nessa pesquisa, a evolução do dano nos três tipos de misturas utilizadas se dá de maneira diferente. Nesse caso, ao invés da discussão em termos da vida de fadiga baseada em um determinado critério, a análise realizada mostra a diferença na evolução do dano com a redução da pseudo-rigidez. A Figura 6.32 mostra as três curvas características dos três tipos de misturas do projeto *JackRabbit*. Esses resultados podem ser interpretados considerando que, para um mesmo valor de pseudo-rigidez das misturas, aquela que apresenta menor acúmulo de dano apresenta um melhor desempenho com relação à fadiga. Portanto, a condição apresentada pelas três curvas características mostra que a mistura descontínua (JR3) tem melhor desempenho frente à mistura convencional, ao mesmo tempo em que a mistura aberta (JR4) se mostra mais resistente à fadiga que as outras duas. O mesmo comportamento pode ser observado pela Figura 6.31.

É importante ressaltar que, apesar de ter sido relatado no Capítulo 2 que misturas com volume de vazios maiores, como é o caso das misturas descontínuas e abertas, possuem em geral um pior comportamento à fadiga, a situação apresentada nesse trabalho mostra que é importante levar em consideração o tipo de ligante utilizado assim como a rigidez resultante da mistura. Lundström & Isacsson (2003) mostram na Figura 2.16 que misturas mais viscosas, ou seja, que conduzem a misturas mais rígidas, possuem uma menor redução da pseudo-rigidez para um determinado parâmetro de dano. Entretanto, entende-se aqui que a análise deva ser feita de maneira inversa ou que a mesma não caiba no sentido da comparação propriamente dita. Caso a comparação seja necessária, deve-se observar que, para um mesmo valor da pseudo-rigidez, as misturas menos rígidas apresentam menor quantidade de dano acumulado.

Contudo, uma comparação direta entre tais misturas não faz sentido, uma vez que as mesmas possuem características relativas a rigidez diferentes, o que invalida qualquer intuito de comparação.

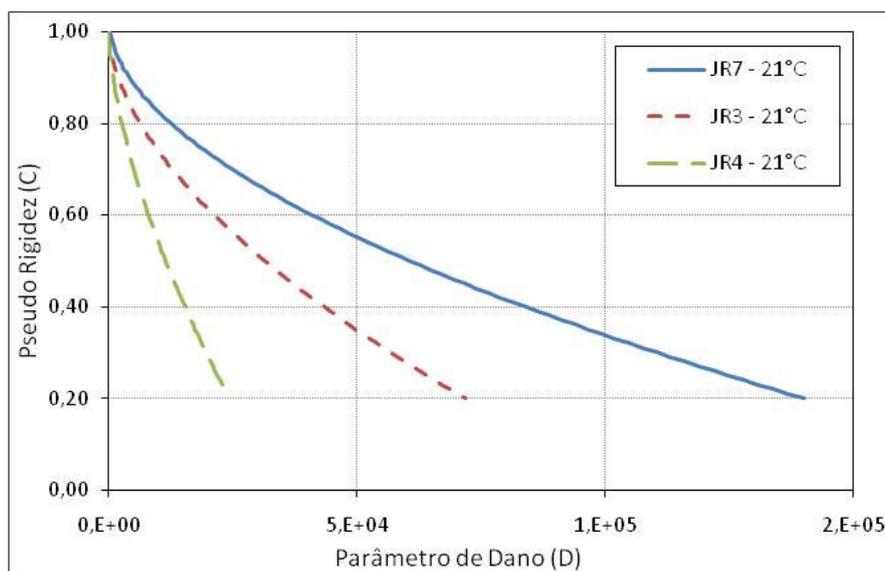


Figura 6.32 – Curvas características das três misturas do projeto JR (10 Hz).

Outro ponto que deve ser comentado no intuito de questionar a comparação entre curvas características de misturas que possuem rigidez à flexão inicial distintas, é o fato de que o parâmetro de dano é considerado uma variável de estado interna, ou seja, uma característica intrínseca de cada mistura. Dessa forma, questiona-se a possibilidade deste tipo de comparativo entre misturas distintas.

A Tabela 6.6 mostra os valores dos coeficientes do modelo que define as curvas características, assim como os valores de α . Os valores de C_1 permaneceram próximos da constância, independente da mistura, enquanto que C_2 e α foram maiores para as misturas menos rígidas.

Tabela 6.6 – Coeficientes obtidos para as misturas convencional, descontínua e aberta do projeto JR.

Mistura	C_0	C_1	C_2	α
JR7	1,02	1,33E-03	0,54	2,10
JR3	1,01	1,56E-03	0,56	2,31
JR4	1,01	1,51E-03	0,62	3,27

6.1.6. Determinação da curva característica nos ensaios de fadiga à flexão sob amplitude de deformação constante – Projeto Badger Springs

Dentre as misturas utilizadas no projeto Badger Springs, apenas a descontínua e a aberta foram submetidas aos ensaios de fadiga à flexão. Durante o procedimento de produção das

amostras da mistura convencional, as vigotas não apresentaram resultados satisfatórios em termos de integridade. A Figura 6.33 mostra o aspecto da vigota após a serragem das faces, o que comprova a inviabilidade para a realização dos ensaios. Dessa forma, pode-se apenas determinar as curvas características das misturas descontínua e aberta.

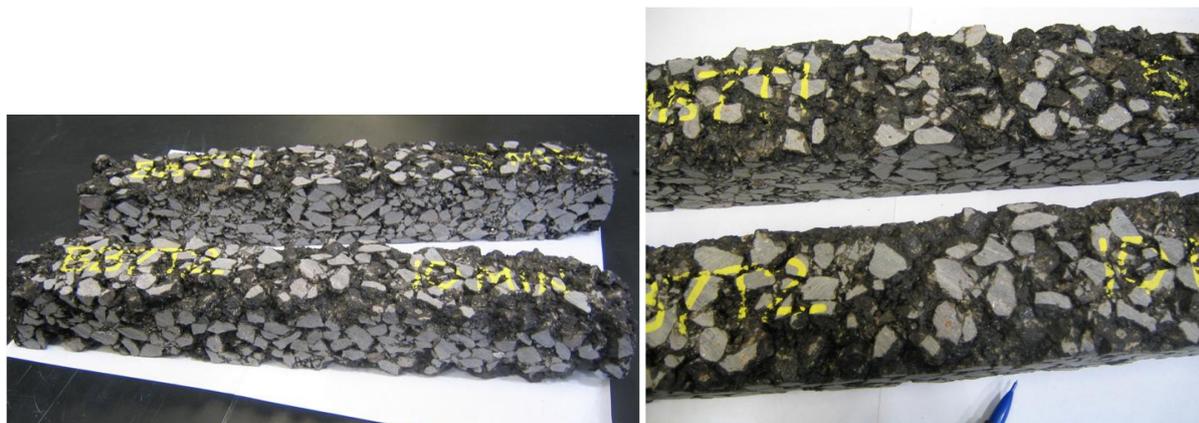


Figura 6.33 – Vigotas produzidas com a mistura BS7.

No Capítulo 4, os resultados de módulo dinâmico da mistura aberta resultou em maiores valores que a mistura descontínua, um resultado considerado atípico pela diferença no índice de vazios das misturas. Entretanto, nos ensaios de fadiga por flexão, a rigidez inicial da mistura descontínua foi maior, como seria esperado. A Figura 6.34 mostra os resultados das curvas características para a mistura descontínua na temperatura de 21°C. Novamente, nota-se que há uma unicidade na evolução do dano ao longo do ensaio para diferentes amplitudes de deformação. De maneira equivalente, a Figura 6.35 mostra os resultados para a mistura aberta, onde também se observou a unicidade na evolução do dano.

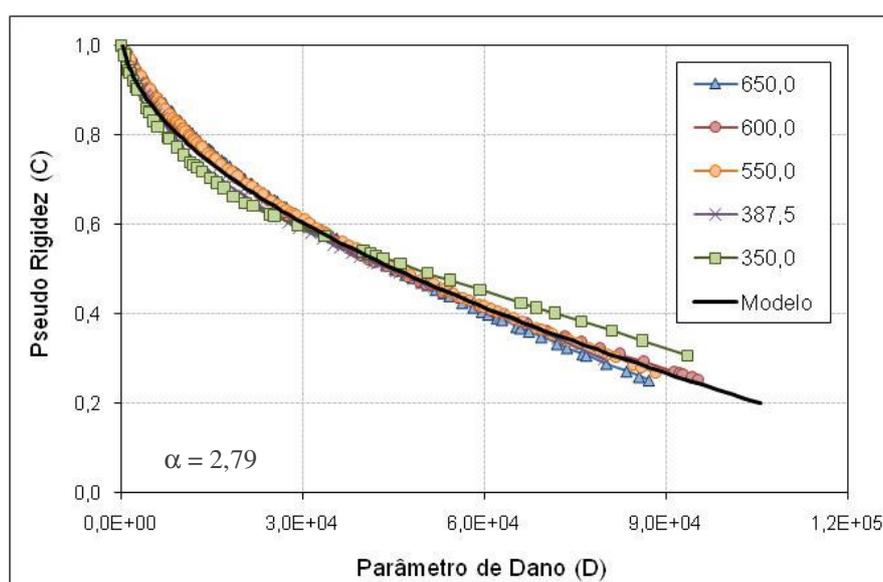


Figura 6.34 – Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (BS3, Temp. = 21°C; 10 Hz).

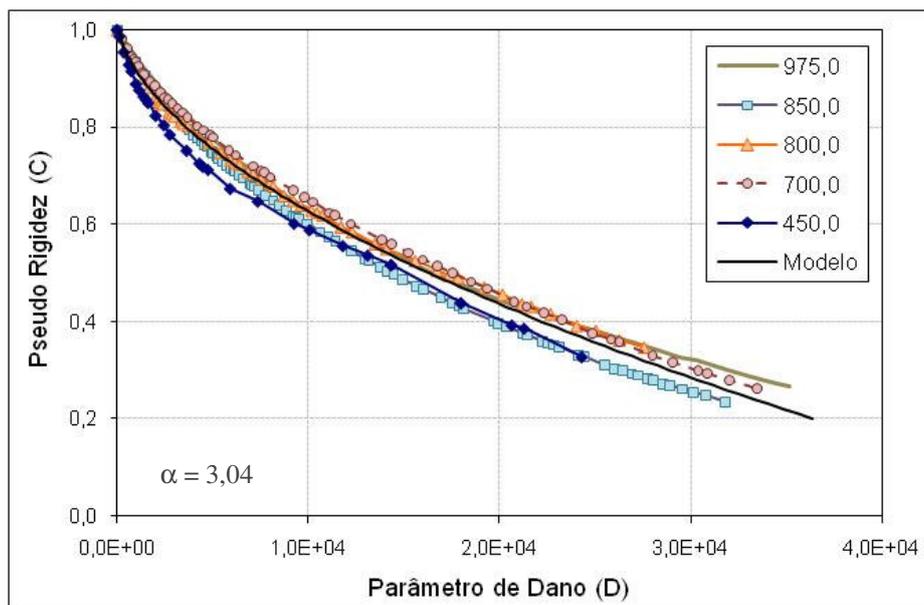


Figura 6.35 – Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (BS4, Temp. = 21°C; 10 Hz).

Comparando-se as curvas característica das duas misturas, chega-se à Figura 6.36, que mostra a mesma tendência encontrada para no projeto *JackRabbit*, ou seja, misturas abertas acumulando menor quantidade de dano ao longo do ensaios por conta de sua reduzida rigidez a flexão inicial comparada com a mistura descontínua. Esses mesmos resultados foram encontrados para a temperatura de 5°C. A Tabela 6.7 mostra os coeficientes obtidos para as duas curvas das misturas descontínua e aberta, assim como os valores do parâmetro α .

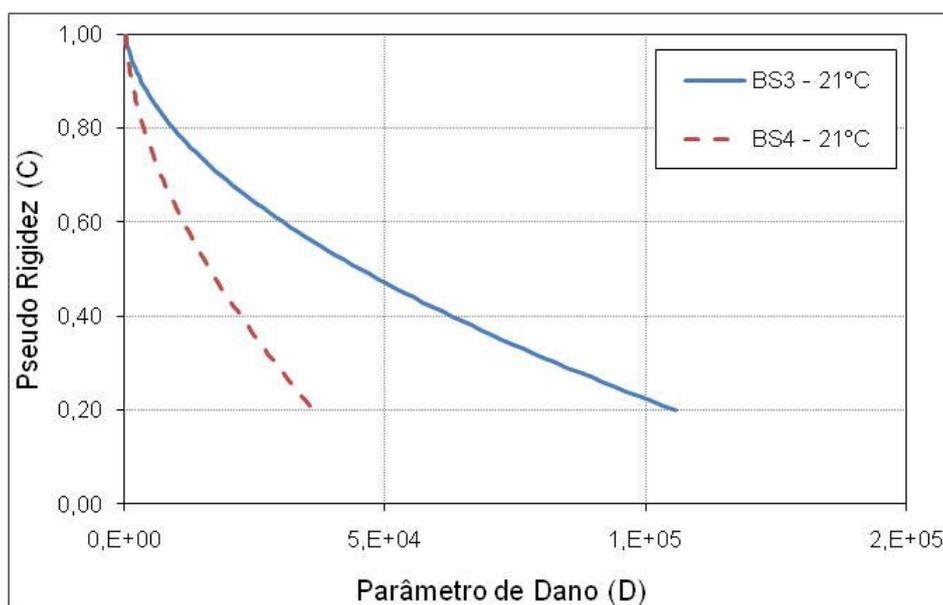


Figura 6.36 – Curvas características das duas misturas do projeto BS (10 Hz).

Tabela 6.7 – Coeficientes obtidos para as misturas descontínua e aberta do projeto BS.

Mistura BS3				
Temperatura	C ₀	C ₁	C ₂	α
5°C	1,04	1,23E-03	0,56	2,30
21°C	1,04	1,97E-03	0,52	2,79
37°C	1,04	1,26E-02	0,42	2,04
Mistura BS4				
Temperatura	C ₀	C ₁	C ₂	α
5°C	1,02	7,86E-04	0,61	2,99
21°C	1,02	2,17E-03	0,57	3,04

6.1.7. Determinação da curva característica nos ensaios de fadiga a flexão sob amplitude de deformação constante – Projeto Two Guns

O projeto realizado em *Two Guns* permitiu a utilização dos três tipos de misturas estudadas nesse trabalho. Os ensaios de fadiga foram realizados nas três misturas, resultando em curvas características únicas independentes da amplitude de deformação aplicada. A Figura 6.37 mostra os resultados obtidos para a mistura convencional a 21°C. Como foi relatado anteriormente, durante a realização dos ensaios, procura-se obter certa uniformidade nos valores de rigidez à flexão inicial nos ensaios sob diferentes amplitudes de deformação.

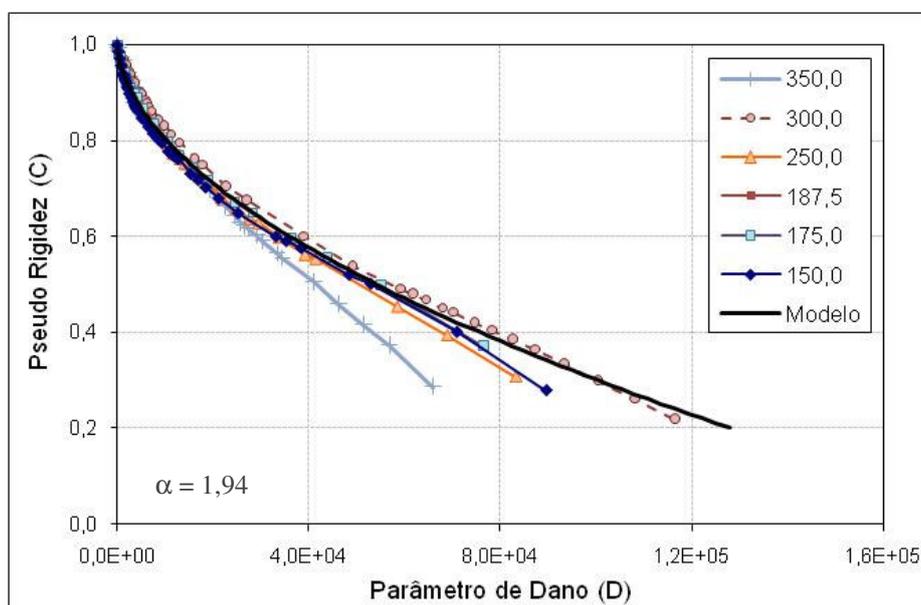


Figura 6.37 – Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (TG7, Temp. = 21°C; 10 Hz).

Entretanto, há casos, devido a variabilidade na produção das amostras, que as vigotas respondem de maneira diferente, afastando-se dos valores procurados. Esse comportamento pode ser observado na própria Figura 6.37. Nela, a curva característica da amostra para a

amplitude de deformação igual a $350 \cdot 10^{-6}$ foge das curvas encontradas nos outros ensaios. Fazendo uma análise particular desse ensaio, percebeu-se que a rigidez a flexão dessa amostra estava abaixo dos valores usualmente encontrados nos outros ensaios. A média da rigidez das vigotas adotadas para caracterizar o material ficou em torno de 6,03 MPa, enquanto que o valor obtido para aquele ensaio considerado atípico ficou em 4,31 MPa.

As curvas características representativas das três misturas estão apresentadas na Figura 6.38. Nesse caso, os resultados não seguiram o que até agora vinha sendo obtido, ou seja, a curva característica da mistura descontínua ficou muito próxima da curva referente à mistura convencional. Assim, pode-se concluir que, para um mesmo valor da pseudo-rigidez, a mistura convencional acumula a mesma quantidade de dano que a mistura descontínua, um resultado considerado atípico. Para compreender esse fenômeno, inicialmente podem-se observar os valores de módulo dinâmico obtidos para essas duas misturas. De acordo com a Figura 4.23, observa-se que a mistura descontínua resultou em maiores valores de módulo dinâmico que a mistura convencional. Foi comentado que esse comportamento não é aquele usualmente esperado uma vez que o volume de vazios das misturas descontínuas é maior que da mistura convencional. Essa diferença pode ter influenciado os resultados obtidos.

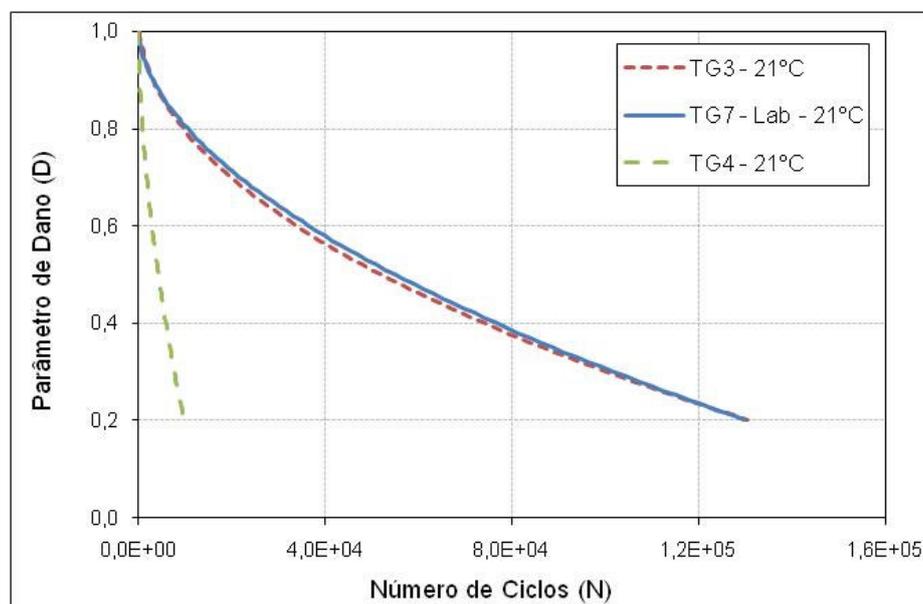


Figura 6.38 – Curvas características das três misturas do projeto TG (10 Hz).

Por fim, analisando os ensaios de fadiga pela metodologia tradicional, percebe-se que os resultados obtidos na Figura 6.38 ficam esclarecidos. A Figura 6.39 mostra as Curvas de Whöler para as três misturas usadas nesse projeto, realizadas na temperatura de 21°C. Como pode ser visto, a mistura convencional apresentou um melhor desempenho à fadiga do que a mistura descontínua. Apesar de as curvas característica não apresentarem resultados equivalentes às Curvas de Whöler, observa-se um comportamento atípico para ambas as

misturas. A Tabela 6.8 apresenta os coeficientes encontrados para as curvas características assim como os valores do parâmetro α .

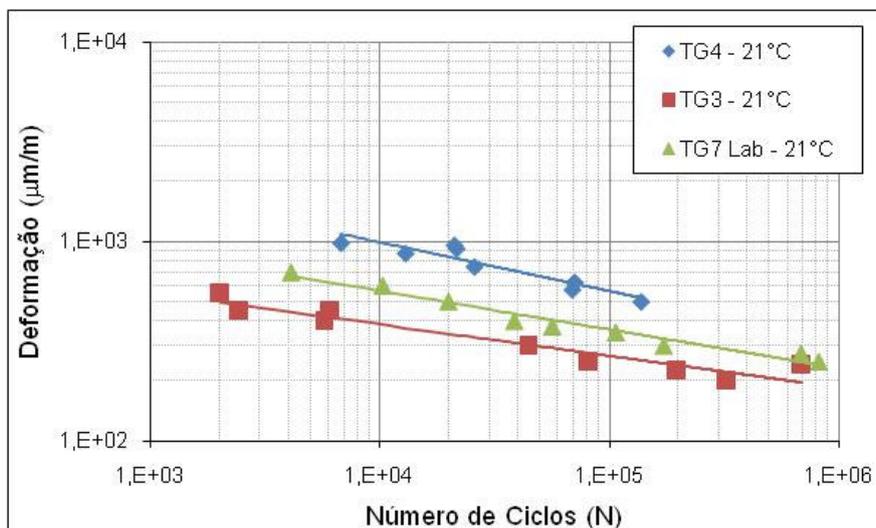


Figura 6.39 – Curvas de Whöler das três misturas utilizadas no projeto TG (10 Hz).

Tabela 6.8 – Coeficientes obtidos para as misturas convencional, descontínua e aberta do projeto TG.

Mistura	C_0	C_1	C_2	α
TG7	1,01	1,50E-03	0,53	1,94
TG3	1,04	3,05E-03	0,48	2,71
TG4	1,04	5,28E-03	0,55	2,21

6.1.8. Determinação da curva característica nos ensaios de fadiga a flexão sob amplitude de deformação constante – Projeto Burrow Creek

Para esse projeto, as misturas aberta e convencional foram aplicadas em campo. Foram realizados mais de 25 ensaios de fadiga a flexão sob amplitude de deformação constante. Os resultados obtidos mostram que se pode obter uma curva característica que represente as diversas amplitudes de deformação aplicadas, como vem sendo apresentado para as outras misturas. A Figura 6.40 apresenta os resultados obtidos para a temperatura de 5°C da mistura convencional e a Tabela 6.9 apresenta os coeficientes encontrados para os ensaios realizados nas três temperaturas, assim como os valores do parâmetro α .

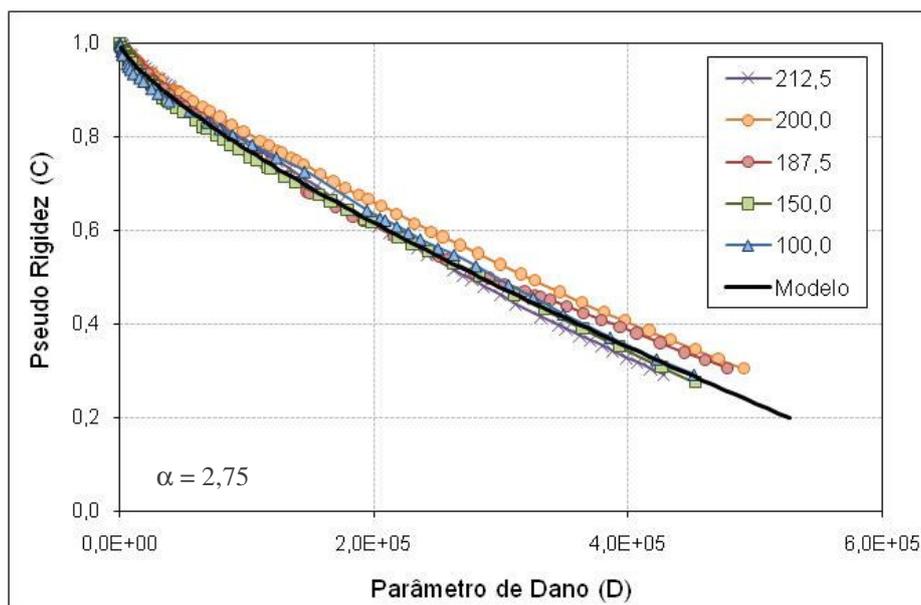


Figura 6.40 – Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (BC7, Temp. = 5°C; 10 Hz).

Tabela 6.9 – Coeficientes obtidos para a mistura BC7.

Temperatura	C ₀	C ₁	C ₂	α
5°C	1,00	3,52E-05	0,76	2,75
21°C	1,03	1,47E-03	0,52	2,62
37°C	1,04	6,19E-03	0,46	2,61

Os ensaios de fadiga à flexão em misturas abertas para baixas temperaturas frequentemente mostram grande variabilidade em seus resultados. Diante disso, é normal a realização de um maior número de ensaios para obter resultados coerentes. Entretanto, tal variabilidade pode esconder algumas peculiaridades que talvez não venham a ser observadas por meio das análises tradicionalmente utilizadas, mas, por outro lado, indicam comportamentos diferenciados quando se observa a evolução do dano durante a realização dos ensaios. A Figura 6.41 mostra as curvas característica dos ensaios realizados em diferentes amplitudes de deformação para a temperatura de 5°C. Observam-se dois grupos distintos de curvas características, indicando diferentes evoluções do dano durante a realização dos ensaios.

Entretanto, analisando os mesmos resultados pelas Curvas de Whöler, considerando o critério de ruptura de 50 % da redução da rigidez a flexão inicial, percebe-se que a curva resultante descreve um comportamento único (Figura 6.42). Mesmo separando os ensaios, considerando os dois grupos apresentados na Figura 6.41, não há uma diferenciação clara na curva resultante. Esse resultado demonstra a diferença na análise considerando a evolução do dano durante o ensaio, daquela considerando apenas um resultado pontual representativo da ruptura da amostra para um determinado critério. Esse comportamento também foi observado em

outras misturas e mostra a importância de se visualizar como se dá a evolução do dano no interior da amostra.

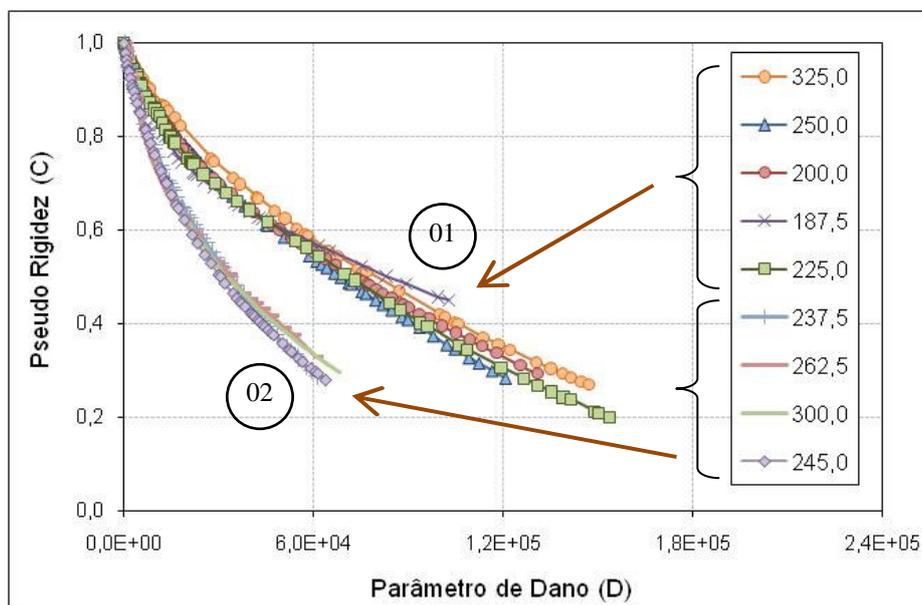


Figura 6.41 – Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (BC4, Temp. = 5°C; 10 Hz).

Com o intuito de determinar as causas dessa diferenciação no desempenho entre as amostras, procurou-se comparar os valores da rigidez à flexão inicial obtida nos ensaios, os quais estão apresentados na Figura 6.43. Como pode ser observado, apesar de a variabilidade ter sido relativamente alta entre os ensaios, podem-se destacar dois grupos de amostras que apresentam valores de rigidez distintos. Dessa forma, tal diferença também pode explicar o comportamento observado pelas curvas características resultantes, embora tal percepção não possa ser vista claramente pela Curva de Whöler obtida. Diante dessas observações, um aspecto que deve ser levado em conta é a possibilidade de usar a curva característica como um fator auxiliar no estudo do comportamento das misturas com diferentes características. De acordo com o apresentado e de posse de amostras de uma mesma mistura, mas que possuam características volumétricas distintas, pode-se, por meio da evolução do dano durante o ensaio, verificar o desempenho das amostras nos ensaios de fadiga por flexão. Mais ainda, esse controle pode ser estendido para o campo, onde a retirada de amostras de campo em diferentes locais, pode mostrar a eficiência na compactação obtida e sua influência no comportamento a fadiga daquela mistura asfáltica.

Apesar de se ter dois grupos de curvas características, para efeito de caracterização considerou-se aquele grupo no qual as amostras apresentaram maiores valores de rigidez à flexão inicial, por ter sido os resultados mais frequentemente encontrados nos ensaios

realizados. A Tabela 6.10 apresenta os valores dos coeficientes da curva característica modelo, assim como os valores do parâmetro α .

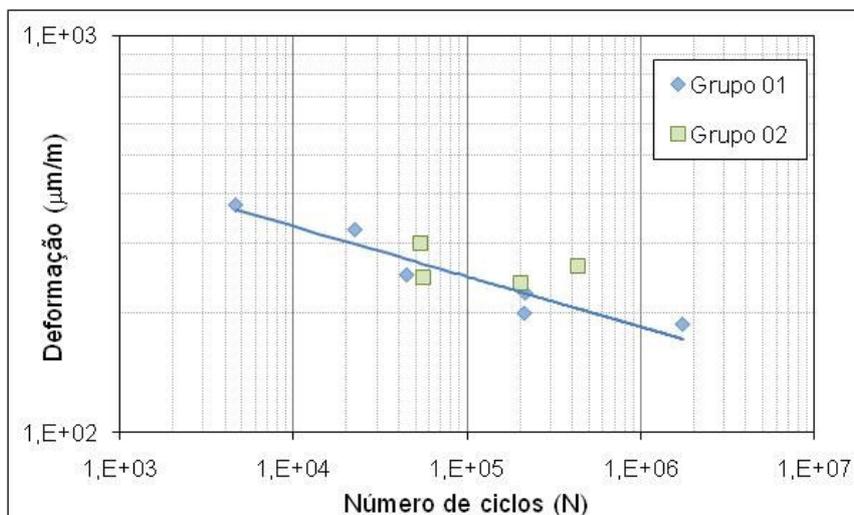


Figura 6.42 – Curva de Whöler para a mistura (Temp. = 5°C; 10 Hz).

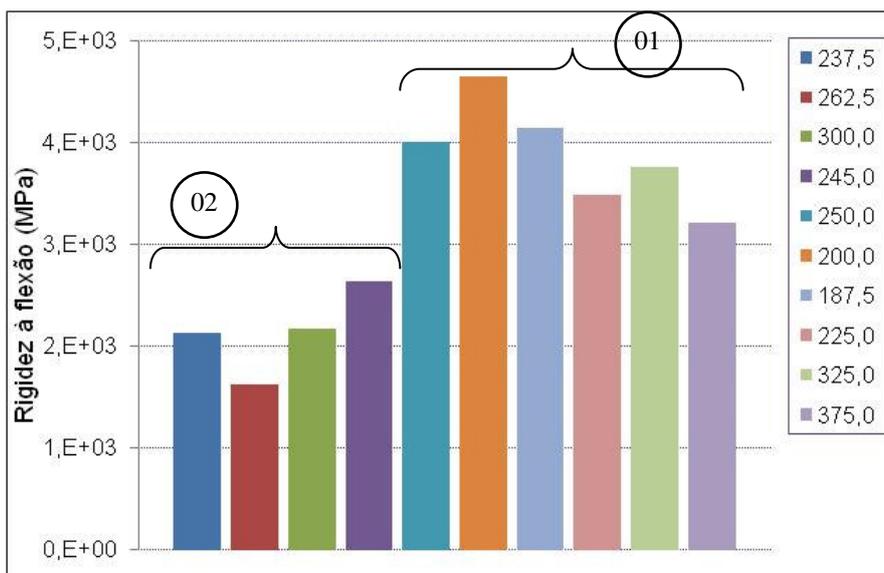


Figura 6.43 – Valores da rigidez à flexão inicial para os ensaios na mistura BC4 (Temp. = 5°C; 10 Hz).

Tabela 6.10 – Coeficientes obtidos para mistura BC4.

Temperatura	C_0	C_1	C_2	α
5°C	1,03	7,35E-04	0,59	3,55
21°C	1,05	4,82E-03	0,48	2,55

6.1.9. Determinação da curva característica nos ensaios de fadiga à flexão sob amplitude de deformação constante – Projeto Silver Springs

Os resultados obtidos para as misturas utilizadas nesse projeto seguiram o que vinha sendo encontrado para os outros projetos. Da mesma forma, independente da amplitude de deformação aplicada e considerando valores de rigidez a flexão inicial similares, as curvas características puderam ser representadas por uma curva modelo. Esse comportamento foi observado em todas as temperaturas ensaiadas. Apesar de ter sido observado uma grande variabilidade durante a fabricação das amostras, aquelas onde as características volumétricas eram similares resultaram em curvas características sobrepostas, como pode ser visto na Figura 6.44.

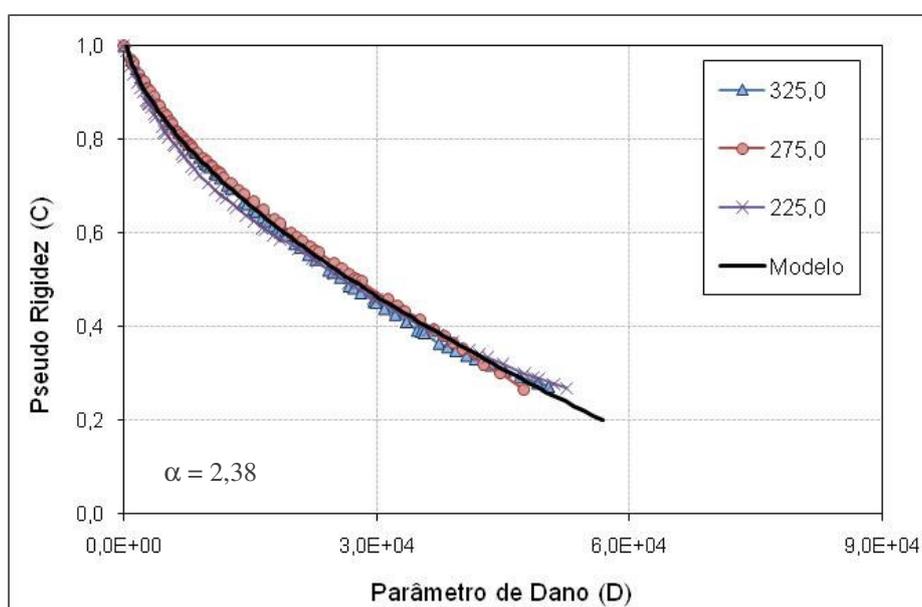


Figura 6.44 – Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (SS7, Temp. = 21°C, 10 Hz).

Comparando as curvas características obtidas para os dois tipos de misturas, a Figura 6.45 mostra que a mistura aberta apresenta um menor acúmulo de dano quando se compara com a mistura convencional, para uma mesma pseudo-rigidez. Esse resultado era esperado pela diferença de rigidez encontrada nas duas misturas asfáltica. A Tabela 6.11 apresenta os coeficientes obtidos pelas curvas característica das misturas, assim como os valores do parâmetro α .

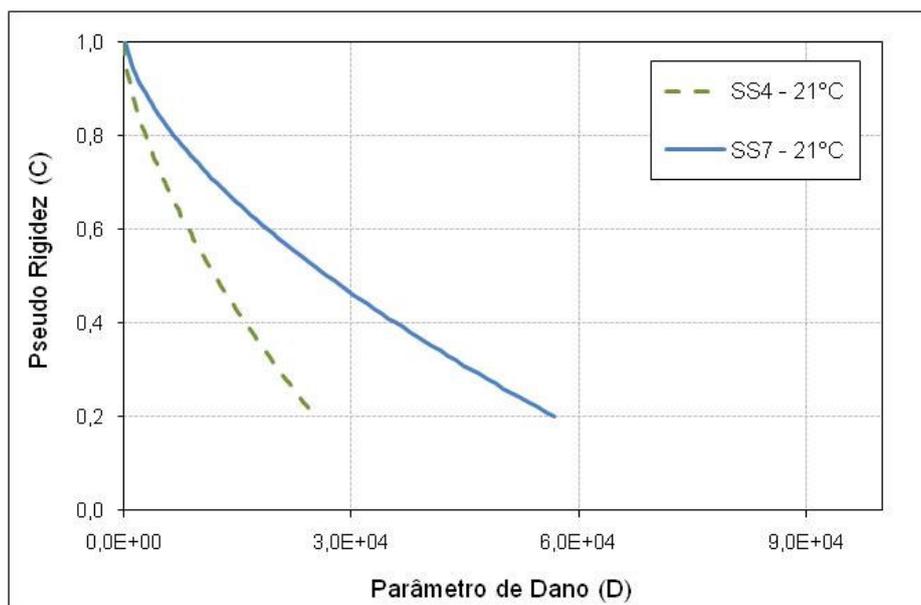


Figura 6.45 – Curvas características das duas misturas do projeto SS (10 Hz).

Tabela 6.11 – Coeficientes obtidos para as misturas descontínua e aberta do projeto SS.

Mistura SS7				
Temperatura	C ₀	C ₁	C ₂	α
5°C	1,01	1,09E-04	0,74	4,05
21°C	1,03	1,13E-03	0,60	2,79
37°C	1,08	2,36E-02	0,37	1,86
Mistura SS4				
Temperatura	C ₀	C ₁	C ₂	α
21°C	1,00	1,25E-03	0,64	2,99

6.1.10. Ensaios de fadiga a flexão realizados em diferentes frequências

A norma AASHTO T321-03 (2003) preconiza valores de frequência de carregamento entre 5 e 10 Hz. No laboratório da ASU, entretanto, definiu-se que os ensaios de fadiga à flexão seriam realizados em uma única frequência de carregamento, no caso 10 Hz, procedimento este que foi seguido nessa pesquisa. A norma européia EN 12697 – 24 (2004) não fixa qual a frequência para a realização dos ensaios. A escolha da frequência está diretamente relacionada com a velocidade da carga existente em campo e varia dependendo da profundidade no interior do pavimento. Por isso, a existência de um modelo que permita caracterizar a fadiga um material sob taxas de carregamento distintas mostra-se vantajoso no sentido de reduzir a campanha de ensaios laboratoriais necessária para uma caracterização completa.

Daniel (2001) apresentou resultados onde a curva característica é independente da frequência de aplicação nos ensaios de fadiga. A autora mostra que as curvas características resultantes apresentam-se sobrepostas umas as outras, independente da frequência aplicada nos ensaios

de fadiga uniaxial em amostras cilíndricas. Diante disso, mesmo não sendo procedimento padrão no laboratório da ASU, optou-se por realizar ensaios de fadiga a flexão em diferentes frequências de carregamento para permitir a verificação dos resultados encontrados por Daniel (2001), mas utilizando agora ensaios de fadiga por flexão. Foram escolhidas duas misturas para esse estudo, sendo ambas as misturas convencionais.

A Figura 6.46 apresenta a curva característica que representa os resultados obtidos pelos ensaios realizados na frequência de 10 Hz com a mistura BC7 a 21°C. Os resultados mostram a mesma tendência obtida nas outras misturas, com a sobreposição das curvas características resultante de ensaios realizados sob diferentes amplitudes de deformação. Na Figura 6.47, as curvas características dos ensaios realizados nas frequências de 5 e 2 Hz e sob amplitudes de deformações distintas são ilustradas. Como pode ser observado, os resultados obtidos sob frequências de carregamento diferentes podem ser representados pela mesma curva modelo obtida pelos ensaios a 10 Hz.

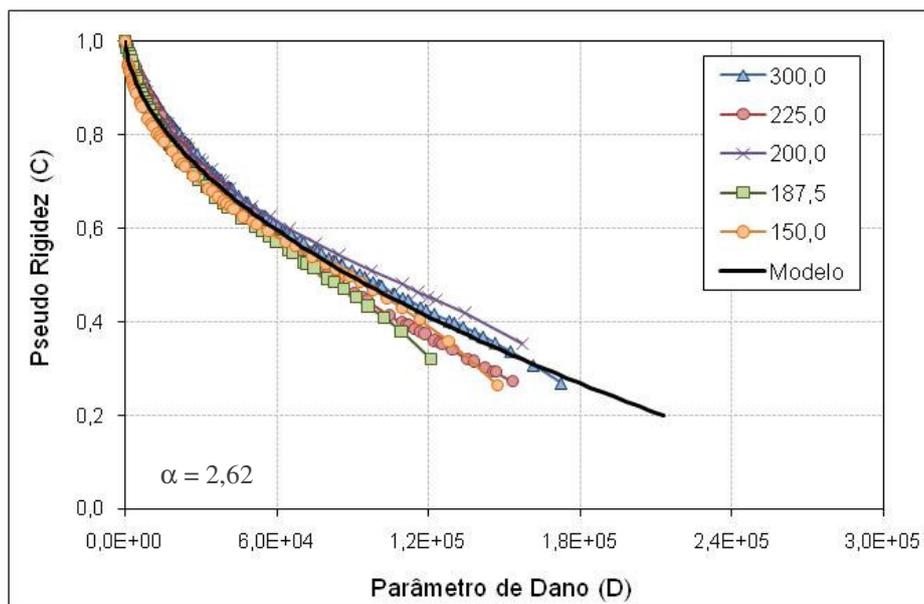


Figura 6.46 – Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (BC7, Temp. = 21°C, 10 Hz).

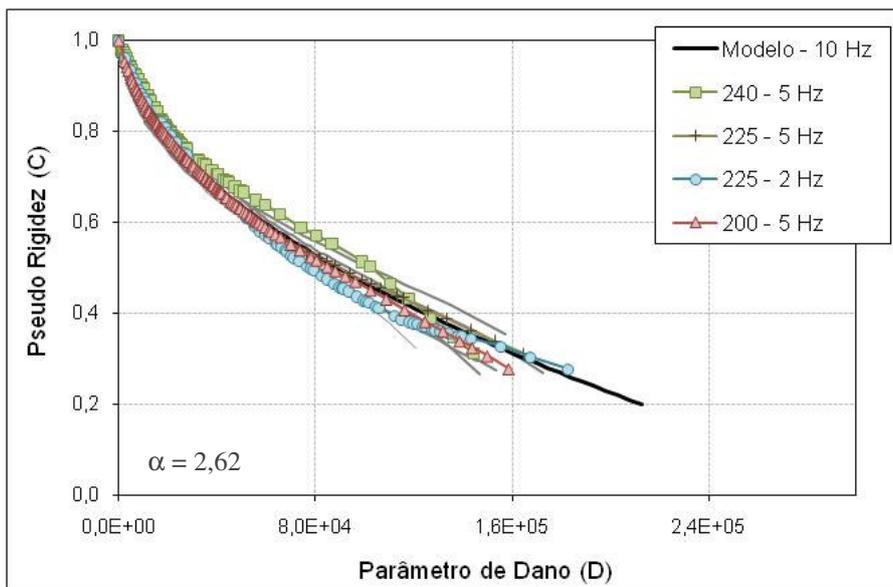


Figura 6.47 – Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação e diferentes frequências de carregamento (BC7, Temp. = 21°C).

Os resultados obtidos para a mistura KR7 na temperatura de 21°C também puderam ser objeto de verificação da validade da unicidade da curva característica sob diferentes frequências de carregamento. Como foi apresentado pela Figura 6.13, as curvas características resultante dos ensaios sob amplitudes de deformação diferentes podem ser representadas por uma única curva modelo. Essa mesma curva está apresentada na Figura 6.48 juntamente com os resultados obtidos sob frequências de carregamento de 5 e 2 Hz, assim como a diferentes amplitudes de deformação. Observa-se que tais curvas podem também ser representadas pelo mesmo modelo definido a 10 Hz.

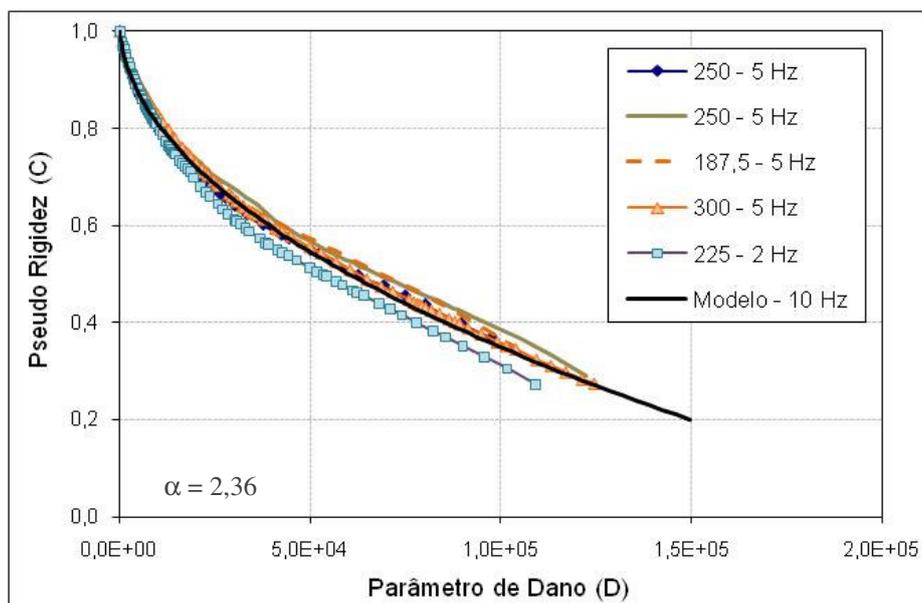


Figura 6.48 – Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação e diferentes frequências de carregamento (KR7, Temp. = 21°C).

No intuito de verificar a validade desses resultados, foram realizados ensaios em diferentes frequências em amostras da mistura KR7 para a temperatura de 5°C. A Figura 6.49 apresenta o modelo definido para os ensaios na frequência de 10,0 Hz juntamente com os ensaios realizados em diferentes frequências e amplitudes de deformação. Com exceção da curva obtida para o ensaio a 2,0 Hz, que apresentou uma disparidade dos resultados a partir de certo ponto do ensaio, os resultados obtidos pelas demais amostras mostram que a curva modelo dos ensaios realizados a 10 Hz também pode ser considerada representativa.

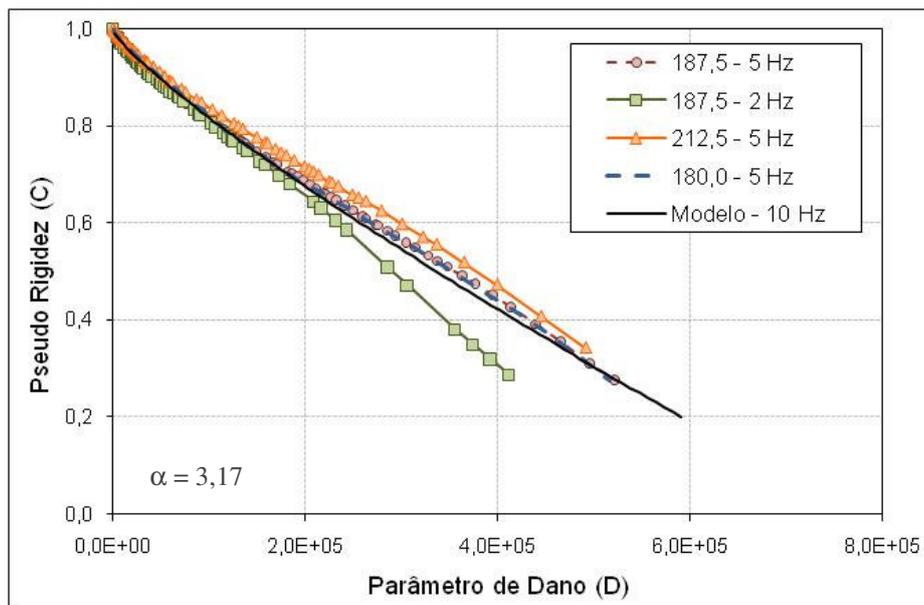


Figura 6.49 – Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação e diferentes frequências de carregamento (KR7, Temp. = 5°C).

Os resultados aqui apresentados, mostram que independente da frequência utilizada, seja ela 10, 5 ou 2 Hz, pode-se obter um modelo de curva característica único que represente a evolução do dano ao longo da realização do ensaio, mesmo sob diferentes amplitudes de deformação. Assim, da mesma forma que Daniel (2001) demonstrou esse fato para os ensaios uniaxiais, mostra-se aqui o mesmo feito para os ensaios de fadiga à flexão. Entretanto, é importante ressaltar que as frequências aplicadas nessa pesquisa não alteram de forma significativa a rigidez à flexão das misturas testadas. Ou seja, é esperado que para maiores frequências de solicitação a rigidez do material aumente, de acordo com os conceitos da viscoelasticidade. Contudo, tais alterações nas frequências aplicadas nessa pesquisa não foram suficientes para diferenciar sobremaneira a rigidez das misturas, o que deve ter influenciado os resultados encontrados aqui. Dessa forma, os resultados apresentados demonstram apenas que, para uma determinada faixa de frequência aplicada, as observações permitiram corroborar as afirmações feitas por Daniel (2001). A aplicação de taxas de carregamento muito distintas daquelas aplicadas nessa pesquisa como, por exemplo, valores da ordem de

0,5 Hz ou valores muito elevados, podem apresentar resultados não satisfatórios pela diferenciação no tipo de resposta do material, devendo a caracterização estar focada sempre nos valores representativos de campo.

Vale ressaltar também que os ensaios realizados nas frequências utilizadas nesse estudo não induziram alterações significativas, caso os ensaios sejam objeto das análises tradicionalmente realizadas, ou seja, pelas Curvas de Whöler. A Figura 6.50 apresenta as respectivas curvas para as temperaturas de 5 e 21°C dos ensaios realizados a 10 Hz, assim como os resultados dos ensaios a 2 e 5 Hz. Observa-se que há certa dificuldade em diferenciar os resultados realizados sob taxas de carregamentos distintas nesse caso.

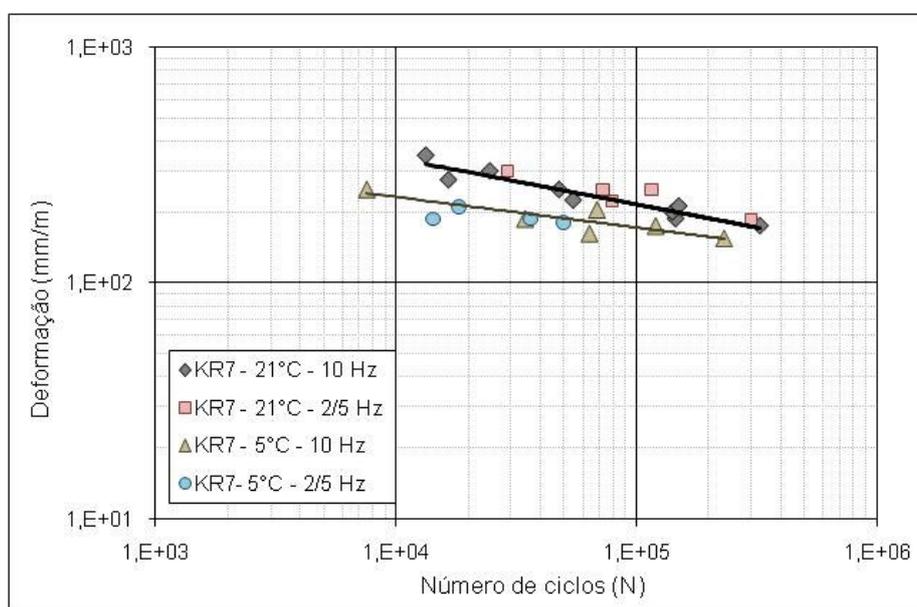


Figura 6.50 – Curvas de Whöler da mistura KR7 com resultados obtidos em diferentes temperaturas e frequências de carregamento.

6.1.11. Ensaios de fadiga a flexão realizados a tensão controlada

Um dos principais aspectos na escolha de uma metodologia para análise da vida de fadiga em misturas asfálticas é seu comportamento sob condições de carregamentos distintos. Em laboratório, os ensaios de fadiga podem ser realizados sob amplitudes de deformação ou tensão controlada. Os estudos que utilizam a metodologia baseada nas Curvas de Whöler mostram que, geralmente, ensaios de fadiga realizados misturas asfálticas sob tensão controlada resultam em menor vida de fadiga do que ensaios sob deformação controlada. A exceção existe para os casos de misturas muito rígidas, onde os resultados dos ensaios sob tensão controlada apresentam um melhor desempenho (Tayebali et al. 1994a).

Nesta pesquisa, não foram realizados ensaios sob tensão controlada. Entretanto, o banco de dado do laboratório da ASU possui resultados de ensaios de fadiga sob as duas condições de carregamento. Esses resultados foram disponibilizados para que o estudo da teoria do dano em meio contínuo fosse aplicado em outros tipos de misturas asfálticas. A Figura 6.51 apresenta resultados de ensaios de fadiga à flexão obtidos para uma mistura convencional sob condições de carregamento distintas. Como pode ser visto, o comportamento dessa mistura asfáltica pouco mudou diante do tipo de sollicitação imposta.

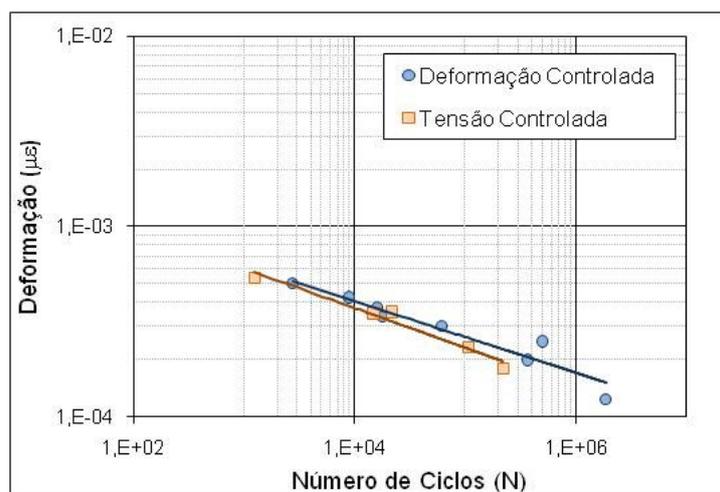


Figura 6.51 – Curvas de Whöler sob condições de carregamento distintas (SRB 7616; Temp. = 21°C; 10 Hz).

Com o intuito de verificar a aplicabilidade da metodologia baseada na teoria do dano em meio contínuo, alguns autores realizaram ensaios de fadiga sob os dois tipos de sollicitação. Em seu trabalho, Lee (1996) realizou ensaios de fadiga uniaxial em amostras cilíndricas. Os resultados apresentados pelo autor mostram que ensaios sob tensão e deformação controlada resultam em uma curva característica única para a mistura asfáltica. Em seguida, outros autores, também realizando ensaios uniaxiais em amostras cilíndricas, mostram a unicidade das curvas características para as duas configurações de carregamento (Daniel 2001; Lundström & Isacsson 2003). As pesquisas mostram que os valores do parâmetro α são os mesmos independente do tipo de sollicitação imposta.

De posse dos ensaios disponíveis, procurou-se verificar se os resultados encontrados por outros pesquisadores, por meio de ensaios uniaxiais, também funcionaria com os ensaios de fadiga realizados sob flexão. Inicialmente, procurou-se verificar se, para diferentes níveis de tensão aplicada na amostra, a unicidade das curvas características também pode obtida nos ensaios sob tensão controlada. A Figura 6.52 ilustra os resultados obtidos para a mistura SRB 7616, onde os valores da legenda representam a amplitude de tensão aplicada em kPa. Observa-se que há uma tendência das curvas coincidirem, podendo ser representadas por uma

curva modelo também apresentada. O valor do parâmetro α para essa análise foi de 1,55. A Figura 6.53 mostra os resultados para a mesma mistura, embora para os ensaios realizados sob deformação controlada, onde o valor de α foi de 2,17.

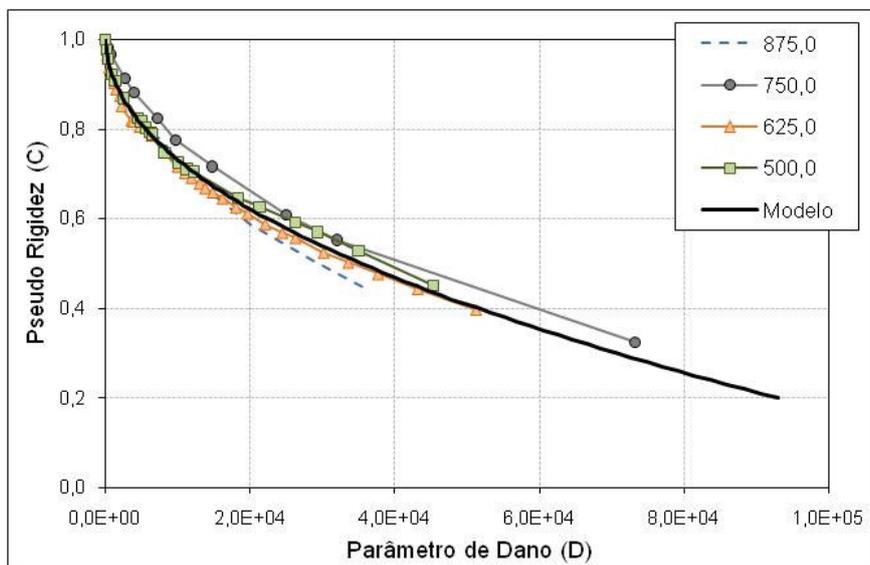


Figura 6.52 – Curvas características sob tensão controlada (SRB 7616; Temp. = 21°C; 10 Hz).

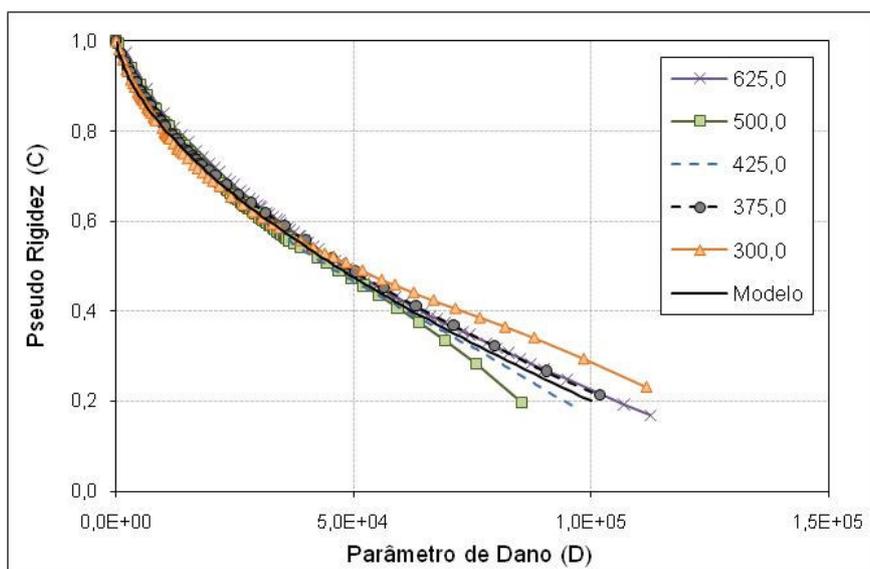


Figura 6.53 – Curvas características sob deformação controlada (SRB 7616; Temp. = 21°C; 10 Hz).

Comparando os resultados, a Figura 6.54 ilustra uma pequena diferença entre os modelos que representam as curvas características dos ensaios realizados. Da mesma forma, existe uma pequena distinção entre as Curvas de Whöler obtidas para os dois tipos de solicitação (Figura 6.51). Um ponto a ser destacado é a diferença nos valores do parâmetro α para os dois tipos de ensaio. Esse resultado não seguiu o encontrado por outros pesquisadores. Entretanto, tomando os valores da rigidez inicial para as duas campanhas de ensaio, observa-se certa diferença de valores, ou seja, os ensaios a tensão controlada obteve valor médio igual a

$5,16 \cdot 10^3$ MPa, enquanto que a campanha sob deformação controlada obteve valor médio de $4,42 \cdot 10^3$ MPa. Como será visto mais adiante, o parâmetro α é inversamente proporcional à vida de fadiga de uma mistura asfáltica. Com isso, seria esperado que a campanha sob tensão controlada resultasse uma evolução do dano mais acanhada, comparada com a campanha sob deformação constante. Contudo, a rigidez à flexão inicial também é inversamente proporcional à vida de fadiga e, assim, por esse lado, a campanha sob tensão controlada deveria apresentar uma evolução do dano mais rápida. Acredita-se que essas características tenham se anulado já que as diferenças nas Curvas de Whöler e na evolução do dano não foram significativas.

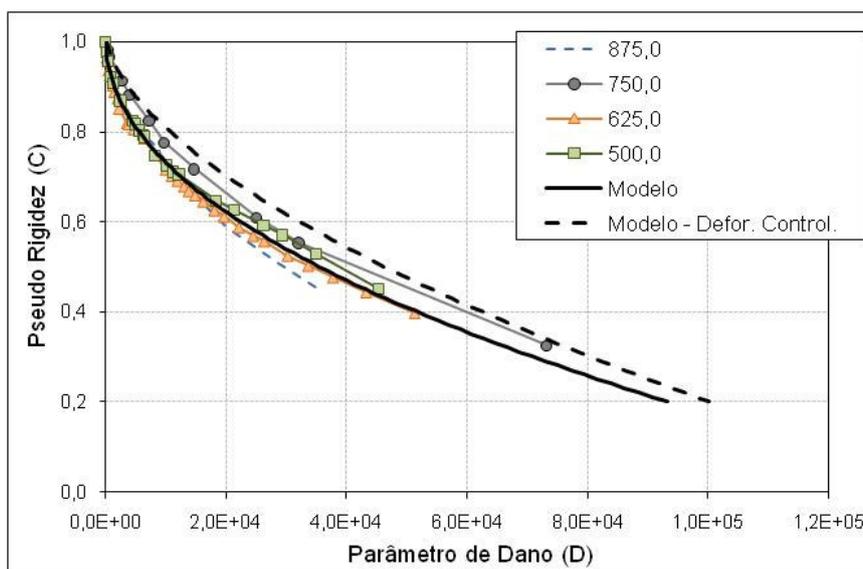


Figura 6.54 – Curvas características sob tensão controlada e o modelo dos resultados obtidos sob deformação controlada (SRB 7616; Temp. = 21°C; 10 Hz).

Outras duas misturas foram analisadas, considerando os ensaios sob tensão e deformação controlada. Da mesma forma, as curvas características obtidas para os ensaios sob tensão controlada se sobrepuseram, mostrando a unicidade da evolução do dano independente da tensão aplicada. A Figura 6.55 e a Figura 6.56 ilustram os resultados obtidos para as misturas SR 6422 e BD 5822, juntamente com o modelo obtido para a campanha de ensaios sob tensão controlada. Como pode ser observado, as curvas são praticamente coincidentes. Portanto, com base nos resultados do banco de dados da ASU, as mesmas conclusões obtidas por outros pesquisadores em ensaios uniaxiais de fadiga foram encontradas para os ensaios à flexão.

Os resultados mostram que a curva característica de uma mistura asfáltica, além de ser independente da amplitude de sollicitação induzida na amostra, é também independente do tipo de sollicitação imposta. Essas conclusões são importantes para o caso da utilização de modelos que permitam a utilização de códigos numéricos na visualização da evolução do dano no interior do revestimento asfáltico, em estruturas de pavimento distintas.

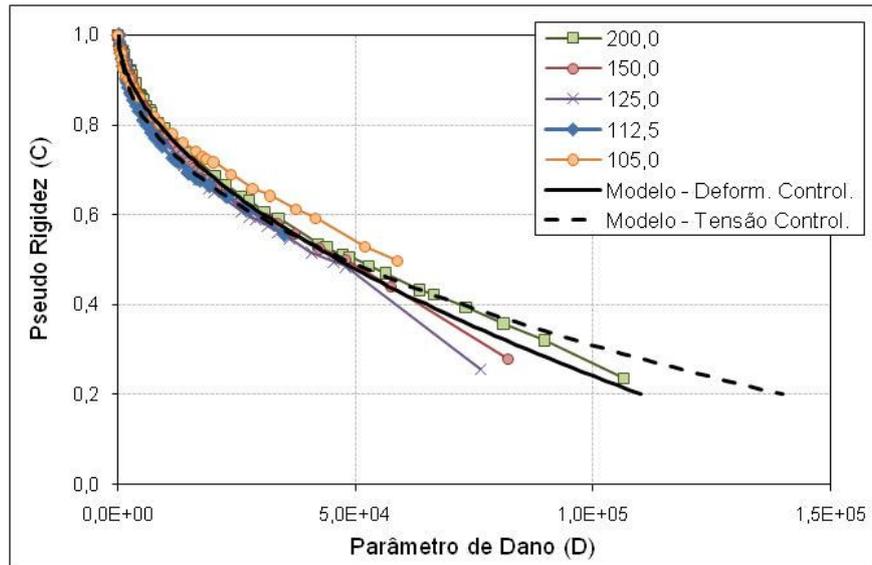


Figura 6.55 – Curvas características sob deformação controlada e o modelo dos resultados obtidos sob tensão controlada (SR 6422; Temp. = 21°C; 10 Hz).

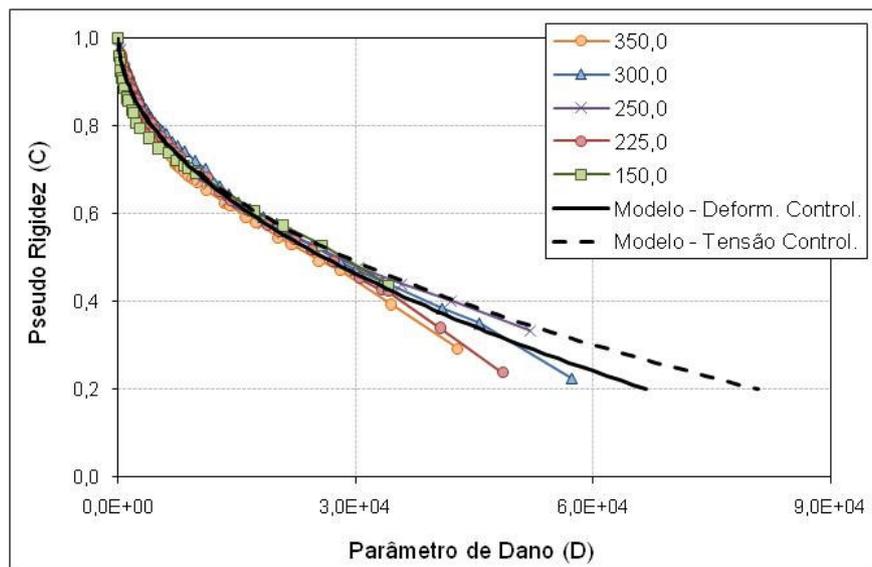


Figura 6.56 – Curvas características sob deformação controlada e o modelo dos resultados obtidos sob tensão controlada (BD 5822; Temp. = 21°C; 10 Hz).

Diversos modelos utilizados na avaliação mecanístico-empírica dos pavimentos são baseados na definição da vida de fadiga de um revestimento asfáltico. Contudo, esses modelos são criados a partir das definições de um critério de ruptura a ser utilizado em um ensaio de fadiga realizado em laboratório. A metodologia utilizada nessa pesquisa permite a previsão da vida de fadiga de uma mistura asfáltica com base na definição de um determinado critério de ruptura, conhecendo apenas as propriedades viscoelásticas da mistura e os parâmetros que definem a sua curva característica, como apresentado a seguir.

6.2. PREVISÃO DA VIDA DE FADIGA UTILIZANDO CURVAS CARACTERÍSTICAS DOS ENSAIOS DE FADIGA A FLEXÃO

O propósito de estudar o fenômeno da fadiga em misturas asfálticas é poder avaliar o tempo que o revestimento asfáltico irá suportar a ação do tráfego sem que comprometa a estrutura do pavimento, permitindo também a sua funcionalidade. Em laboratório, essa previsão é feita baseando-se em algum tipo de critério de ruptura, como foi mencionado no item 2.3.3. A relação dos resultados obtidos em laboratório com aqueles obtidos em campo é chamada de função de transferência e deve-se às diversas especificidades existentes no laboratório e no campo.

Entretanto, o estudo da vida de fadiga em laboratório permite avaliar o comportamento de misturas com diferentes características, auxiliando a determinar os principais parâmetros que interferem na vida útil da mistura, assim como avaliar aquela que mais se adequa à necessidade de um respectivo projeto. Para isso é preciso determinar em que ponto aquela mistura não suporta mais a solitação externa, resultando, então, no número de ciclos que definirá a vida de fadiga nas condições de ensaio. Tradicionalmente, o critério de ruptura usualmente aplicado em laboratório é definido como sendo a redução de 50 % da rigidez a flexão inicial no ensaio. Outros critérios de ruptura podem ser encontrados na literatura científica e foram citados no Capítulo 2.

Considerando a metodologia aplicada nesse estudo, muito pouco foi publicado com relação ao critério de ruptura a ser adotado para as curvas características. Como elas definem a evolução do dano, é necessário a definição de um ponto no qual as micro-trincas irão convergir, formando a macro-trinca que caracterizará a ruptura da amostra. Lee (1996) considerou, baseado em seus resultados laboratoriais, que o critério de ruptura que poderia ser aplicado era a redução de 50 % da pseudo-rigidez inicial, ou seja, quando $C = 0,5$. Daniel (1996) observou que esse parâmetro estava sendo conservativo para os resultados obtidos por ela e procurou definir outro critério de ruptura. De posse da evolução dos valores de ângulo de fase e redução da rigidez à flexão, a autora concluiu que o valor de $C = 0,3$ mostrou-se mais representativo.

De posse de um determinado critério de ruptura, o modelo baseado na teoria do dano em meio contínuo pode ser trabalhado de forma a se obter formulações que permitam prever a vida de fadiga de uma mistura asfáltica conhecendo sua curva característica. Lee et al. (2000) mostram uma formulação baseada nos ensaios sob amplitude de deformação constante em que a vida de fadiga é relacionada com propriedades viscoelásticas do material e com aquelas obtidas da curva característica. Para os ensaios a flexão, a formulação foi ajustada para

considerar a rigidez dinâmica a flexão (Equação 6.6). Os passos seguidos pelos autores para a derivação dessa equação estão apresentados no Apêndice C.

$$N_f = \frac{f \cdot (D_f)^{1+(1-C_2) \cdot \alpha}}{[1+(1-C_2) \cdot \alpha] \cdot (0,5 \cdot I \cdot C_1 \cdot C_2)^\alpha} \cdot |S^*|^{-2\alpha} \cdot (\varepsilon_0)^{-2\alpha} \quad 6.6$$

onde $|S^*|$ é o valor da rigidez dinâmica a flexão, ε_0 é a amplitude de deformação máxima, D_f é o valor do parâmetro de dano na ruptura, I é a pseudo-rigidez inicial, C_i são os coeficientes da curva característica (Equação 2.39) e f é a frequência de carregamento.

O valor do parâmetro de dano na ruptura (D_f) é determinado considerando um critério de ruptura previamente definido. Na maioria dos ensaios realizados nesse trabalho, assim como os demais ensaios realizados no laboratório da ASU, os ensaios de fadiga à flexão são levados até que a rigidez à flexão reduza a um valor igual a 28 % da rigidez a flexão inicial. Com isso, foi possível verificar o comportamento da amostra sob diferentes critérios de ruptura, tais como a redução de até 60 %, 50 %, 40 % e 30 % do valor inicialmente observado nos ensaios. Entretanto, essas percentagens são relativas à rigidez a flexão inicial e os valores adotados nas análises realizadas nessa pesquisa irão considerar a redução da pseudo-rigidez, ou seja, critérios de ruptura tais como $C = 0,60, 0,50, 0,40$ e $0,30$ que basicamente são similares às reduções observadas pela rigidez à flexão. Dessa forma, tem-se a oportunidade de avaliar qual a melhor faixa de valor a ser considerada com base nos ensaios realizados. Essa variação é importante, pois como foi observado por Lundström et. al (2004), ensaios realizados sob temperaturas variáveis irão permitir diferentes reduções dos valores da rigidez inicial ou, nesses caso, da pseudo-rigidez.

Considerando os resultados apresentados pela Figura 6.13, determinou-se por meio da Equação 6.6 o número de ciclos nos quais a redução da pseudo-rigidez (C) alcançasse os valores mencionados. Comparando os resultados com aqueles obtidos pelo o ensaio, a relação obtida entre os dois valores para os diferentes critérios de ruptura é apresentada na Figura 6.57. Dentre os resultados apresentados, pode-se considerar que os critérios $C = 0,60, 0,50, 0,40$ ficaram próximos entre si, com a relação referente a uma redução até 0,60 da rigidez inicial aquela que obteve os resultados mais adequados. A relação referente ao critério de ruptura de $C = 0,30$ resultou na pior relação, o que mostra que o modelo superestimou a vida de fadiga da mistura.

A dependência da rigidez da mistura na avaliação do critério de ruptura foi apresentada por Lundström et. al (2004). Segundo os autores, ensaios de fadiga realizados em misturas com alta rigidez ou sob baixas temperaturas não permitem grande redução da rigidez até que a ruptura aconteça. Dessa forma, os autores criticam a utilização genérica do critério

usualmente utilizado na comunidade científica, ou seja, a redução de 50 % do valor da rigidez inicial. Nenhuma conclusão foi apresentada com relação às misturas menos rígidas ou ensaiadas sob temperaturas elevadas. De posse dos resultados da curva característica obtidos para as três temperaturas nessa pesquisa, pode-se verificar se os ensaios de fadiga a flexão seguem a mesma tendência encontrada pelos autores.

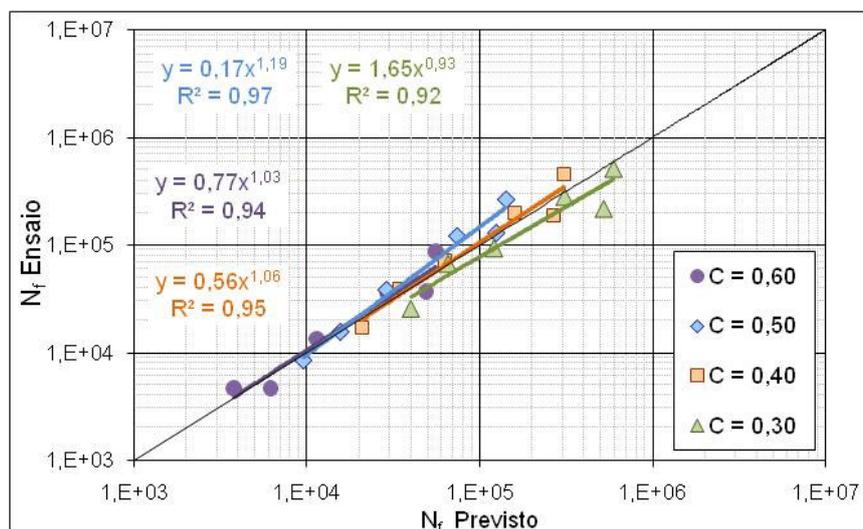


Figura 6.57 – Comparação do número de ciclos na ruptura obtido pela Equação 6.6 e observado nos ensaios (KR7, Temp. = 21°C, 10 Hz).

A Figura 6.58 apresenta os resultados relacionados com a temperatura de 37°C enquanto que a Figura 6.59 apresenta os resultados obtidos para a temperatura de 5°C. Inicialmente, percebe-se a maior variabilidade dos resultados obtidos para os ensaios na temperatura mais baixa, resultado da variação observada nas curvas característica após certo ponto, como pode ser visto na Figura 6.16. A comparação feita para os ensaios realizados na temperatura de 37°C mostram que o critério que melhor mostrou equivalência entre os valores foi para $C = 0,30$. Por outro lado, para a temperatura de 5°C, o critério de melhor desempenho é aquele onde $C = 0,60$.

Desta forma, pode-se observar que esses resultados mostram a mesma tendência apresentada por Lundström et. al (2004), ou seja, misturas mais rígidas não suportam grande redução da rigidez inicial antes que a ruptura da amostra aconteça. Nesse caso, o critério de melhor comportamento mostra que a pseudo-rigidez reduziu até o valor 0,60, a menor redução dentre os critérios considerados. Por outro lado, os resultados obtidos para a temperatura mais elevada mostram que o critério $C = 0,30$ apresentou o melhor desempenho, onde se pode concluir que, para misturas menos rígidas ou sob temperaturas elevadas, as amostras permitem uma maior redução na rigidez da amostra antes que a ruptura seja caracterizada. A dependência do critério de ruptura adotado com a variação da rigidez da mistura mostra que a consideração de um único critério pode não ser uma solução adequada nas análises de fadiga

tradicionalmente utilizadas. Outros critérios de ruptura existentes na literatura, principalmente aqueles que consideram a dissipação da energia em cada ciclo do ensaio, talvez possam ser mais realistas e condizentes com a variação da rigidez da mistura. Entretanto, tais critérios não foram analisados nessa pesquisa.

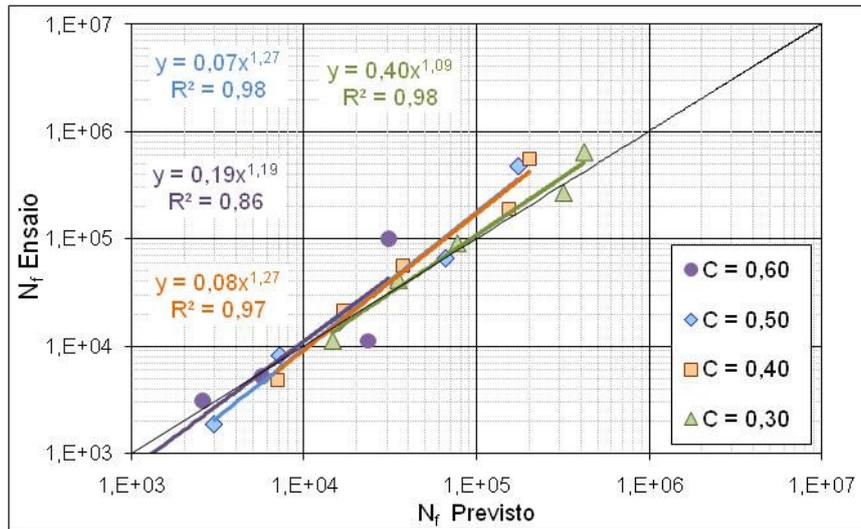


Figura 6.58 – Comparação do número de ciclos na ruptura obtido pela Equação 6.6 e observado nos ensaios (KR7, Temp. = 37°C, 10 Hz).

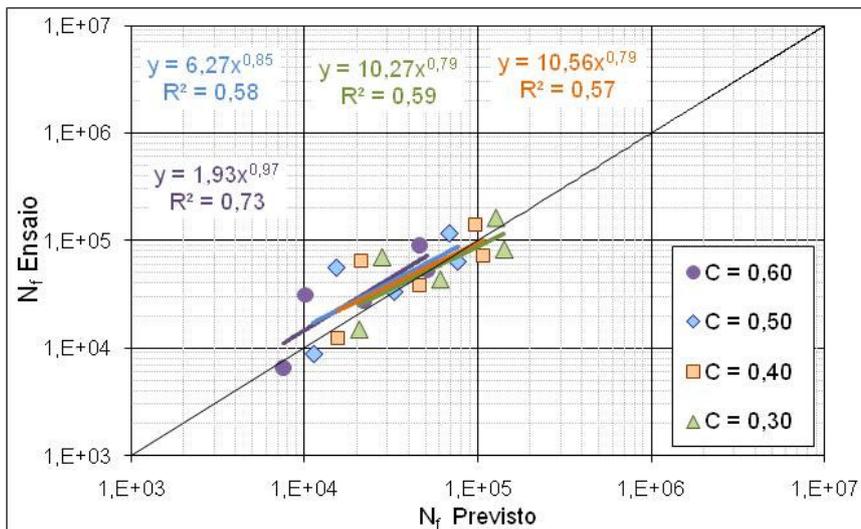


Figura 6.59 – Comparação do número de ciclos na ruptura obtido pela Equação 6.6 e observado nos ensaios (KR7, Temp. = 5°C, 10 Hz).

A grande dificuldade na realização de um ensaio de fadiga sob amplitude de deformação constante é a determinação do ponto onde a amostra rompe. Alguns autores vêm mostrando que o comportamento da evolução do ângulo de fase ao longo do ensaio de fadiga seja de grande ajuda na definição do ponto de ruptura. Lee et al. (2003), mostram que ensaios de fadiga à torção em mastiques asfálticos apresentam uma boa qualidade nos resultados de ângulo de fase, resultando em um excelente indicador da ruptura da amostra. Com o número

de ciclos obtido pelo ângulo de fase, pode-se observar a faixa de valores de redução da pseudo-rigidez na qual a ruptura é caracterizada. Entretanto, a determinação do ângulo de fase nem sempre apresenta resultados satisfatórios por conta das limitações existentes em alguns tipos de transdutores.

O critério de ruptura baseado na redução da rigidez, ou da pseudo-rigidez, nos ensaios de fadiga à flexão mostra-se como o mais simples a ser obtido. Contudo, a definição do valor a ser adotado para tal ainda não está definitivamente estabelecido no meio técnico. De posse dos valores obtidos nas misturas estudadas nessa pesquisa, pode-se observar a faixa de redução da pseudo-rigidez que apresenta melhores resultados na comparação com o modelo definido pela Equação 6.6. A Figura 6.81 apresenta os resultados obtidos para dez misturas ensaiadas à flexão em diferentes temperaturas. Como pode ser visto, a relação obtida para o valor de $C = 0,50$ é aquela que apresenta a melhor relação do modelo com os resultados em laboratório. Por outro lado, os resultados obtidos para um valor de $C = 0,30$ obteve a maior variabilidade nos resultados.

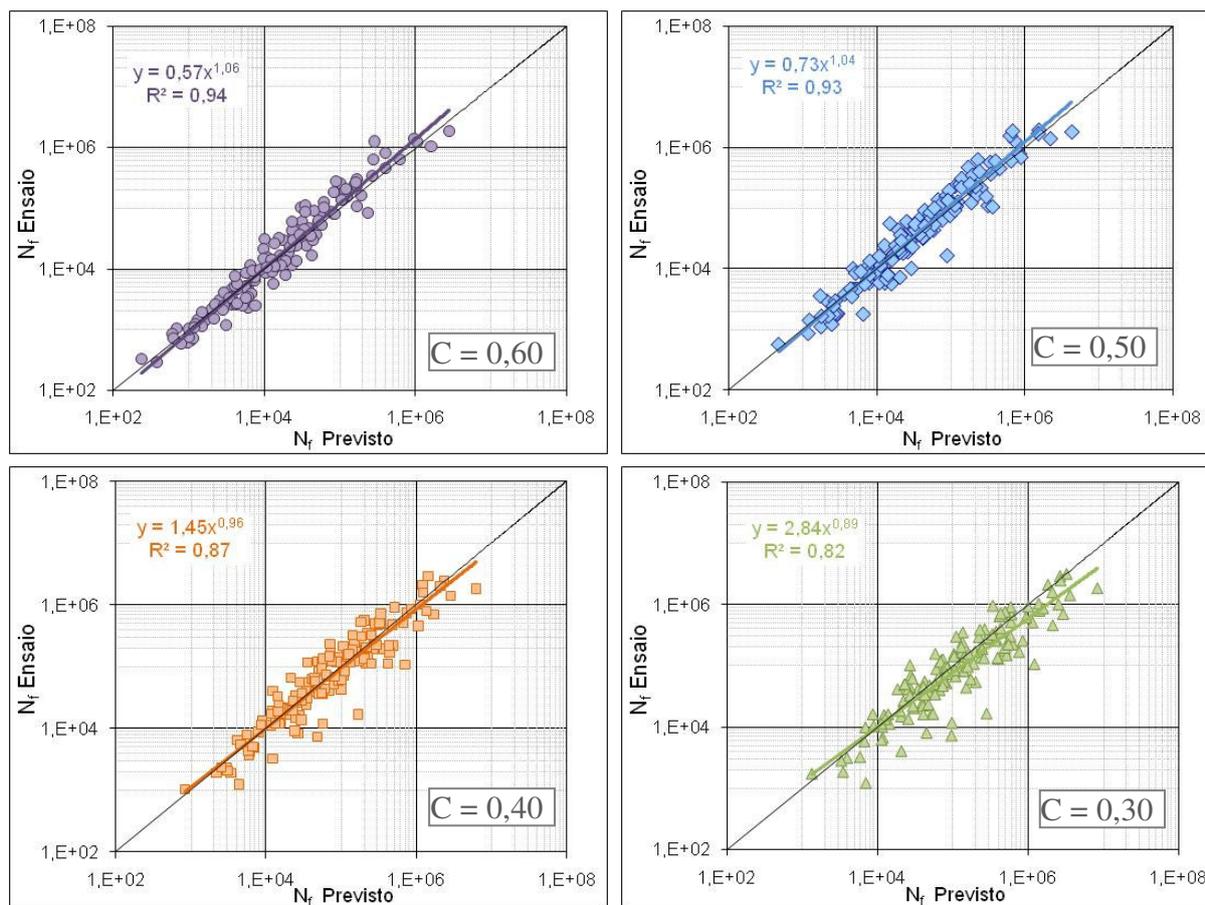


Figura 6.60 – Comparação do número de ciclos na ruptura obtido pela Equação 6.6 com o observado nos ensaios realizados em dez misturas asfálticas.

A redução de 50 % é um valor que está de acordo com o obtido por Abojaradeh et al. (2007), onde os autores apresentam um novo critério de ruptura baseado no trabalho de Rowe e Bouldin (2000). O critério de ruptura originalmente proposto por Rowe e Bouldin (2000), procura associar o ponto onde se caracteriza a ruptura da amostra com uma relação definida como a rigidez a flexão no ciclo i vezes o número daquele ciclo ($N_i \cdot S_i$). Segundo os autores, esse critério permite caracterizar a ruptura independente do tipo de carregamento aplicado, além de ser de simples obtenção. Ao longo do ensaio, o valor de $N_i \cdot S_i$ tem uma tendência crescente até atingir um máximo, reduzindo de valor após esse ponto. A ruptura é definida, então, como o número de ciclos referente ao ponto máximo da curva $N_i \cdot S_i$ versus o número de ciclos (Figura 6.61).

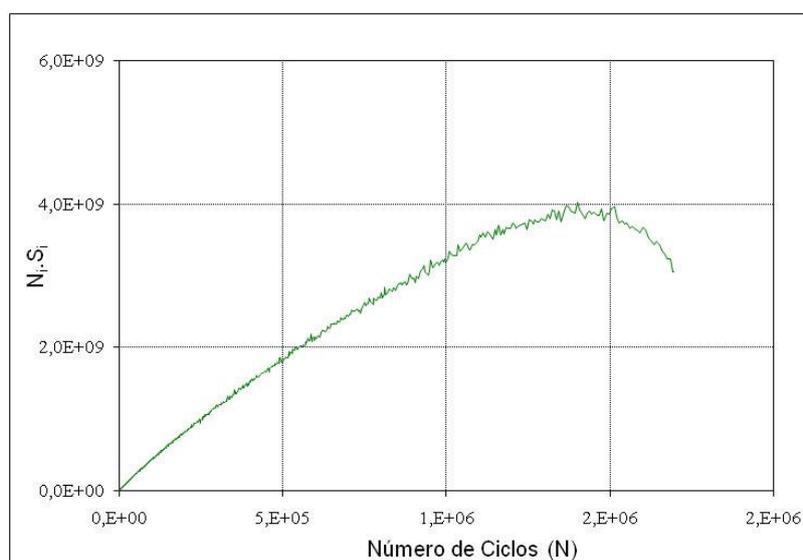


Figura 6.61 – Relação entre $N_i \cdot S_i$ e o número de ciclos para definição da ruptura na amostra durante o ensaios de fadiga a flexão.

Com o objetivo de comparar o critério de ruptura apresentado por Rowe e Bouldin (2000) com os valores de redução de pseudo-rigidez nos ensaios realizados nessa pesquisa, quatro misturas foram escolhidas para esta comparação. A Figura 6.62 apresenta os valores obtidos para as misturas KR7, KR7TR, BC7 e BC4 nas três temperaturas de ensaio. Como pode ser observado, a melhor relação obtida é aquela em que a comparação é feita com os valores do ensaio considerando $C = 0,30$, contrariando os resultados apresentados na Figura 6.60. Outro aspecto que pode ser observado na Figura 6.62 mostra que a ruptura determinada pelo critério de Rowe e Bouldin (2000) tende a resultar em maiores valores comparado com aqueles obtidos considerando as reduções no valor da pseudo-rigidez. Reunindo os valores obtidos para as quatro misturas, a Figura 6.63 apresenta a comparação considerando apenas $C = 0,30$ e os valores obtidos pela relação $N_i \cdot S_i$. Diante dos resultados apresentados, observa-se uma excelente correlação entre os resultados.

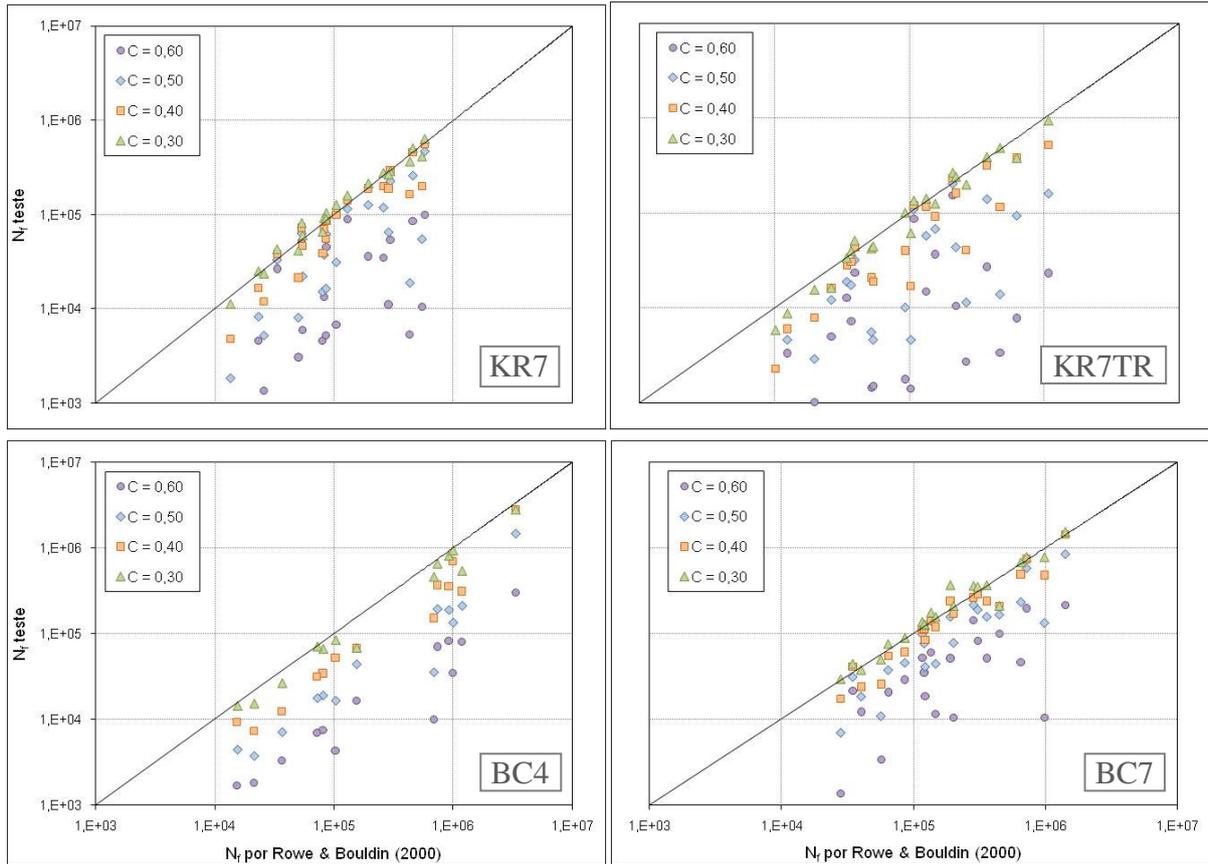


Figura 6.62 – Comparação do número de ciclos na ruptura considerando o critério definido por Rowe e Bouldin (2000) para as misturas KR7, KR7TR, BC7 e BC4.

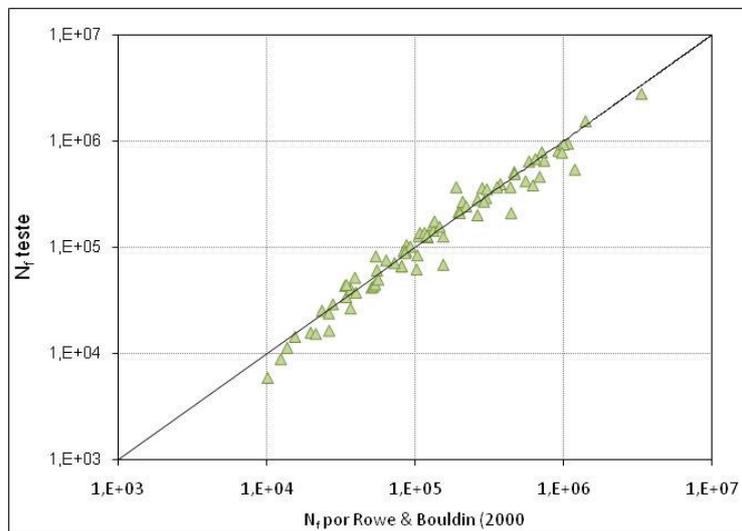


Figura 6.63 – Comparação do número de ciclos na ruptura considerando o critério definido por Rowe e Bouldin (2000) e a redução da pseudo-rigidez $C = 0,30$, para as misturas KR7, KR7TR, BC7 e BC4.

A definição da ruptura da amostra em laboratório, além de permitir o estudo comparativo do comportamento à fadiga em diferentes misturas asfálticas, é um importante fator na definição dos modelos de vida de fadiga. De posse desses modelos, a etapa seguinte é a transferência

dos resultados obtidos em laboratório para o campo por meio das funções de transferência laboratório-campo. Essa função é determinada por meio de um acompanhamento da evolução do trincamento até a considerada ruptura, assim como o número de repetições existente em campo, com o modelo definido em laboratório.

Os resultados apresentados aqui mostram as divergências existentes atualmente nos diversos critérios de ruptura existentes na literatura científica. A dificuldade em se definir adequadamente a ruptura de um corpo de prova em laboratório juntamente com os levantamentos para determinar o trincamento correspondente à ruptura do revestimento em campo, resultam em funções de transferência que variam em até duas ordens de grandeza. Diante disso, a definição de um critério de ruptura em laboratório e sua correlação com o comportamento do revestimento em campo pode vir a ser um procedimento sujeito à diversas interferências que dificultem uma aplicação de maneira eficaz. Entretanto, esse é o procedimento base da avaliação de fadiga que se faz nos projetos de pavimentos, considerando os modelos mecânicos-empíricos.

Como foi apresentada durante as análises dos resultados, a teoria do dano em meio contínuo permite definir a evolução do dano no interior da amostra por meio da determinação de uma variável de estado interna, definida como parâmetro de dano. A evolução do dano é apresentada durante a realização do ensaio de fadiga e representa o comportamento da mistura sob uma solicitação ao longo de sua vida útil. Ao contrário de obter um único valor, definido como sendo aquele onde a amostra atingiu a ruptura, como nas análises tradicionalmente utilizadas, a evolução do dano em uma determinada mistura asfáltica permite observar o comportamento daquele material ao longo da aplicação de uma determinada solicitação. A possibilidade de poder visualizar a evolução do dano ao longo de um ensaio de fadiga permite obter informações mais valiosas do que apenas saber quando a ruptura propriamente dita aconteça.

Outro aspecto importante é a relação do comportamento em laboratório com aquele obtido em campo. Sabe-se que muitos fenômenos que acontecem em campo, tais como a cicatrização (*healing*), são difíceis de serem previstos em laboratório. Entretanto, a teoria do dano em meio contínuo, considerando a viscoelasticidade, permite essa avaliação por meio de modelos mais robustos, como o apresentado por Lee (1996). Além disso, acredita-se que a evolução do dano em campo pode ser mais bem caracterizada do que simplesmente definir uma porcentagem da área do revestimento para relacionar com a ruptura do mesmo. Essa avaliação já vem sendo feita por meio de metodologias não destrutivas que permitem a avaliação do dano no revestimento asfáltico (Aparicio 2004). Assim, bastaria um acompanhamento regular do pavimento ao longo de sua vida útil para se obter a evolução do dano e, assim, relacioná-la com a evolução obtida em laboratório.

Com base nos resultados obtidos nessa pesquisa e com o estudo de diversos critérios de ruptura existentes na literatura, pode-se perceber que há uma necessidade de avaliar cada caso para que se possa realmente definir a ruptura da amostra. Desta forma, não é objetivo desse trabalho propor um critério de ruptura que melhor se adequou aos resultados obtidos em laboratório, mas sim procurar validar o uso de teorias embasadas na mecânica do meio contínuo para que o estudo do comportamento mecânico dos materiais sob carregamento repetitivos possa vir a ser mais bem caracterizado.

De posse dos parâmetros viscoelásticos definidos no Capítulo 4 e com aqueles relativos à caracterização a fadiga das misturas asfálticas, algumas considerações serão feitas no intuito de obter correlações que possam ajudar no entendimento do comportamento desses materiais.

6.3. CORRELAÇÕES COM AS PROPRIEDADES OBTIDAS PELAS CURVAS CARACTERÍSTICAS

Um dos propósitos desse trabalho é poder relacionar os parâmetros obtidos pela metodologia baseada na teoria do dano em meio contínuo com algumas propriedades mecânicas das misturas asfálticas. Com isso, procura-se obter informações adicionais sobre o complexo fenômeno da fadiga em misturas asfálticas, por meio dos novos conceitos disponíveis à comunidade científica. Portanto, observa-se que a tendência atualmente em desenvolvimento no meio técnico é trabalhar o estudo da fadiga em misturas asfálticas de modo que os conceitos mecanísticos venham a ser mais constantemente utilizados nas análises sem que, contudo, as observações empíricas sejam deixadas de lado. As relações apresentadas a seguir foram baseadas nos ensaios de fadiga sob amplitude de deformação constante.

Durante as análises realizadas para definir as curvas características, observou-se que os valores do coeficiente C_2 (Equação 2.39) diminuem com o acréscimo da temperatura. Em termos práticos, isso significa que a evolução do dano se dá em uma velocidade mais lenta quando uma mistura asfáltica possui menor rigidez. Esse entendimento já está amplamente difundido graças aos estudos realizados durante o programa SHRP-A-404 (Tayebali et al. 1994a e b). A Figura 6.64 apresenta a variação dos valores de C_2 com a temperatura para sete misturas asfálticas convencionais. Os resultados mostram que a taxa de redução do valor de C_2 é praticamente a mesma entre as misturas convencionais, uma situação que também foi observada nos resultados de variação do coeficiente k_2 (Equação 2.17) com a temperatura (Figura 5.16). Além disso, a taxa de redução dos valores entre 5°C e 21°C foi maior que aquela observada entre 21°C e 37°C, indicando que entre a primeira faixa de valores de temperatura o comportamento à fadiga das misturas asfálticas convencionais é mais sensível.

A mesma análise foi realizada em misturas modificadas com borracha de pneu (Figura 6.65). Como se esperava, os valores de C_2 tendem a reduzir com o acréscimo de temperatura, porém numa menor taxa quando comparada com as misturas convencionais, com a exceção da mistura JR4. Mais ainda, observa-se que para a temperatura mais baixa, os valores de C_2 das misturas modificadas ficaram abaixo dos valores obtidos pelas misturas convencionais. Esses resultados mostram novamente que misturas com menor rigidez possuem um melhor desempenho a fadiga.

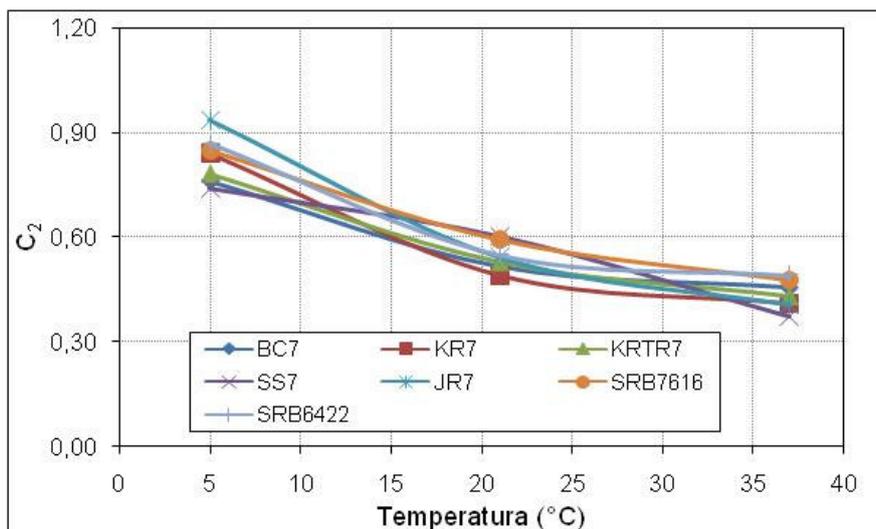


Figura 6.64 – Relação do coeficiente C_2 com a temperatura em misturas convencionais.

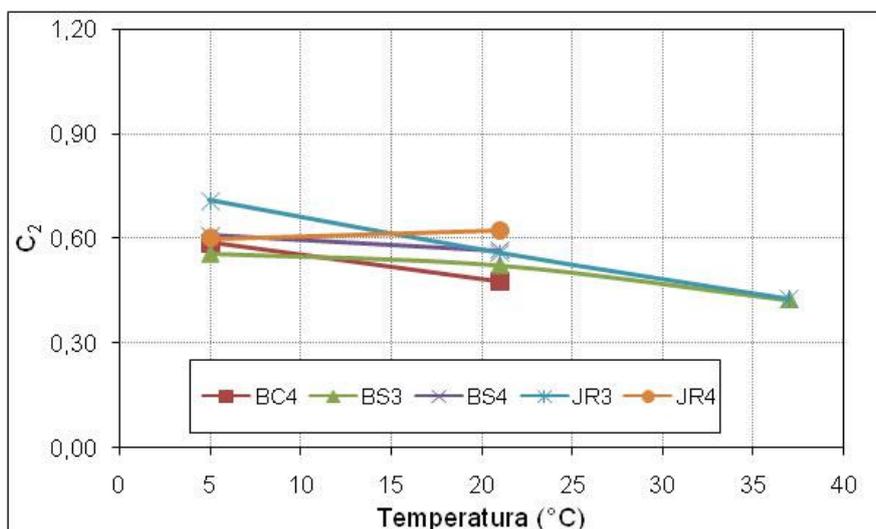


Figura 6.65 – Relação do coeficiente C_2 com a temperatura em misturas modificadas.

Para demonstrar a variação do coeficiente C_2 com a rigidez das misturas asfálticas utilizadas nessa pesquisa, a Figura 6.66 apresenta a relação com a rigidez à flexão inicial obtida nos ensaios de fadiga. Os resultados mostram que há uma relação bem definida para as misturas convencionais. Por outro lado, as misturas modificadas resultaram em uma variabilidade que

dificulta a obtenção de uma conclusão mais clara do comportamento desse tipo de material. Pode-se, entretanto, observar que, diante dos resultados relativos às variações do coeficiente C_2 com a temperatura, as misturas modificadas se mostram com menor susceptibilidade térmica em relação à variação da rigidez do material frente à evolução do dano, um comportamento considerado vantajoso para as situações existentes em campo. Ou seja, diante das variações diárias de temperatura em algumas regiões, ou aquelas existentes entre diferentes épocas do ano, as misturas modificadas não teriam seu comportamento alterado da mesma forma que as misturas convencionais, mais susceptíveis as variações de rigidez da mistura.

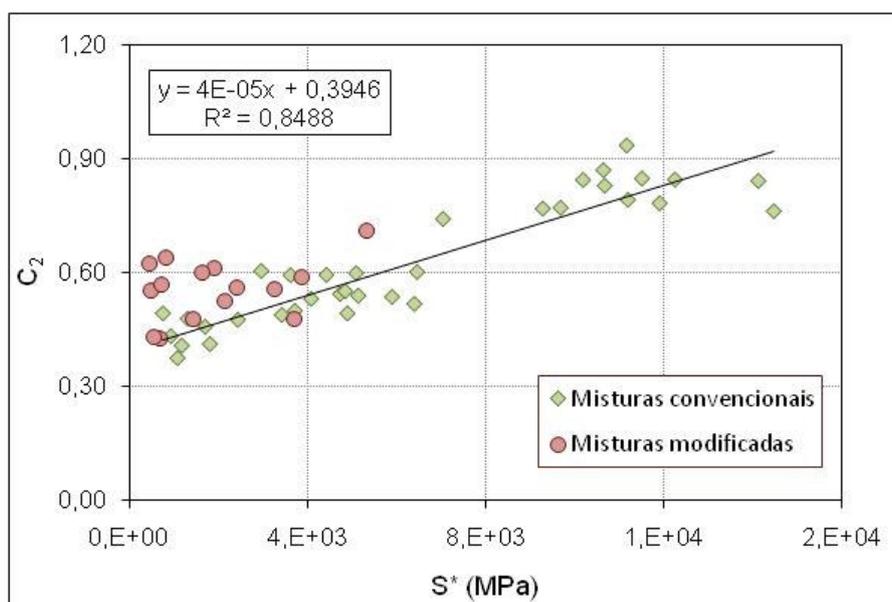


Figura 6.66 – Relação do coeficiente C_2 com a rigidez a flexão nos ensaios de fadiga.

A rigidez a flexão das misturas asfálticas utilizadas também tem influência direta no valor do parâmetro de dano, considerando um critério de ruptura particular. Tomando os valores do parâmetro de dano na ruptura (D_f) para um determinado critério onde $C = 0,50$, observa-se que há uma relação direta com os valores de rigidez. Este resultado pode ser claramente observado nos gráficos de curva característica apresentados anteriormente. Considerando os dois tipos de misturas asfálticas utilizadas, os resultados mostram que a rigidez a flexão tem maior influência na variação do parâmetro de dano na ruptura nas misturas convencionais quando se compara com os resultados obtidos para as misturas modificadas com borracha de pneu. Variando o critério de ruptura para $C = 0,30$ e cruzando os valores novamente, observa-se a mesma tendência dos resultados encontrados para o critério anterior.

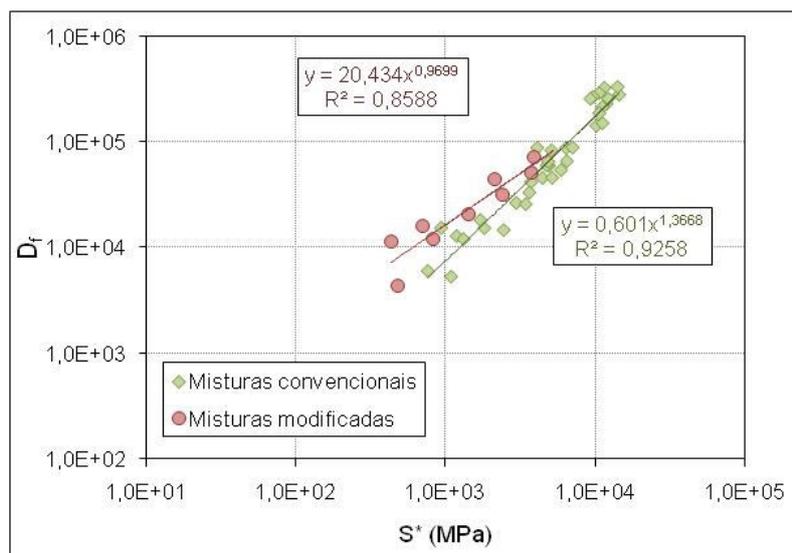


Figura 6.67 – Influência da rigidez a flexão no parâmetro de dano na ruptura para um critério de ruptura particular.

A equação apresentada por Lee et al. (2000) para previsão da vida de fadiga, considerando a teoria do dano em meio contínuo e as propriedades viscoelásticas das misturas asfálticas (Equação 6.6), foi utilizada nos comparativos realizados no item 6.2. Observando a estrutura da formulação apresentada, pode-se fazer a equivalência com o modelo de vida de fadiga definido pela Equação 2.17 e baseado nas análises tradicionalmente utilizadas até então. Pegando a primeira parte da Equação 6.6, tem-se o equivalente ao coeficiente k_1 , enquanto que o expoente da amplitude de deformação fica equivalente ao coeficiente k_2 , ou seja:

$$k_1 = \frac{f \cdot (D_f)^{1+(1-C_2) \cdot \alpha}}{[1+(1-C_2) \cdot \alpha] \cdot (0,5 \cdot I \cdot C_1 \cdot C_2)^\alpha} \cdot |S^*|^{-2\alpha} \quad 6.7$$

$$k_2 = 2 \cdot \alpha \quad 6.8$$

Diversos autores mostram uma relação direta entre o parâmetro α com o coeficiente k_2 (Erkens et al. 1997; Lee et al. 2003; Kim et al. 2006a). Rauhut & Kennedy (1982) apresentaram um estudo sobre a variação dos coeficientes k_1 e k_2 (Equação 2.17) em diversas misturas asfálticas, como mencionado anteriormente no item 5.2.3. Baseados nesse trabalho, Lee et al. (2003) concluíram que ambos os coeficientes são altamente correlacionados com as propriedades viscoelásticas das misturas asfálticas. Erkens et al. (1997) mostram que o coeficiente k_2 é igual ao expoente n da Lei de Paris, desenvolvida com base na teoria da Mecânica da Fratura, e é definido como uma propriedade do material. Além disso, os autores afirmam que, dentre outras coisas, k_1 está relacionado com a rigidez do material. Observa-se, portanto, que os coeficientes, obtidos de maneira empírica após a realização dos ensaios de fadiga e pela construção das Curvas de Whöler, podem estar relacionados com propriedades

viscoelásticas dos materiais. Essa proximidade entre características de fadiga com as propriedades mecânicas da viscoelasticidade visa aproximar e facilitar o entendimento do fenômeno assim como caracterizar os materiais baseando-se em conceitos mais próximos da mecânica do meio contínuo.

Diante disso, procurou-se observar os resultados obtidos nessa pesquisa com base nos estudos já existentes na literatura, porém utilizando ensaios à flexão. A Figura 6.68 mostra a relação entre os valores do parâmetro α e do coeficiente k_2 para as misturas convencionais. Como pode ser observado, a relação existente entre as duas variáveis segue a formulação apresentada pela Equação 6.8. Já para as misturas modificadas com borracha de pneu, não é possível afirmar o mesmo (Figura 6.69). A variabilidade encontrada nos resultados assim como os poucos resultados apresentados fazem com que não se possa concluir nada a respeito da relação existente entre as duas variáveis. Com o objetivo de ilustrar os resultados existentes na literatura, a Figura 6.70 mostra os resultados da relação entre k_2 e α obtidos em dois estudos. Lee et al. (2003) apresentam resultados de cinco materiais diferentes, incluindo misturas produzidas com ligantes modificados por polímero e do tipo SMA. Os ensaios foram realizados em amostras cilíndricas com 10 cm de diâmetro e 15 cm de altura. Já os resultados obtidos por Kim et al. (2006a) são referentes a ensaios de torção em amostras com dimensões iguais a 1,2 cm de diâmetro e 5,0 cm de comprimento, feitas a partir do ligante e agregados finos. Segundo os autores, esse tipo de mistura é mais homogêneo e representa a parte fundamental do comportamento de toda mistura asfáltica. Fica clara a diferença na variabilidade obtida entre os resultados. Além disso, observa-se que os resultados obtidos em amostras cilíndricas seguem o modelo definido pela Equação 6.8.

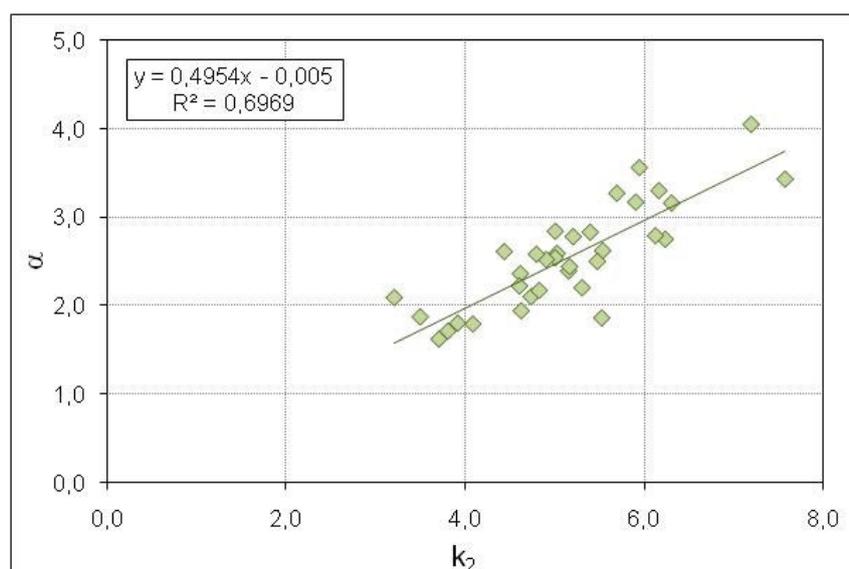


Figura 6.68 – Relação entre o parâmetro α e o expoente k_2 para as misturas convencionais.

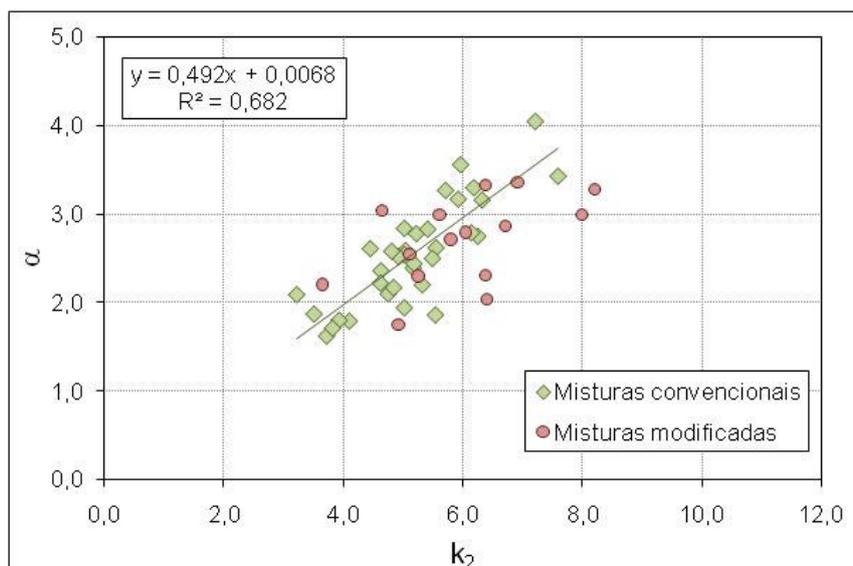


Figura 6.69 – Relação entre o parâmetro α e o expoente k_2 para as misturas convencionais e modificadas.

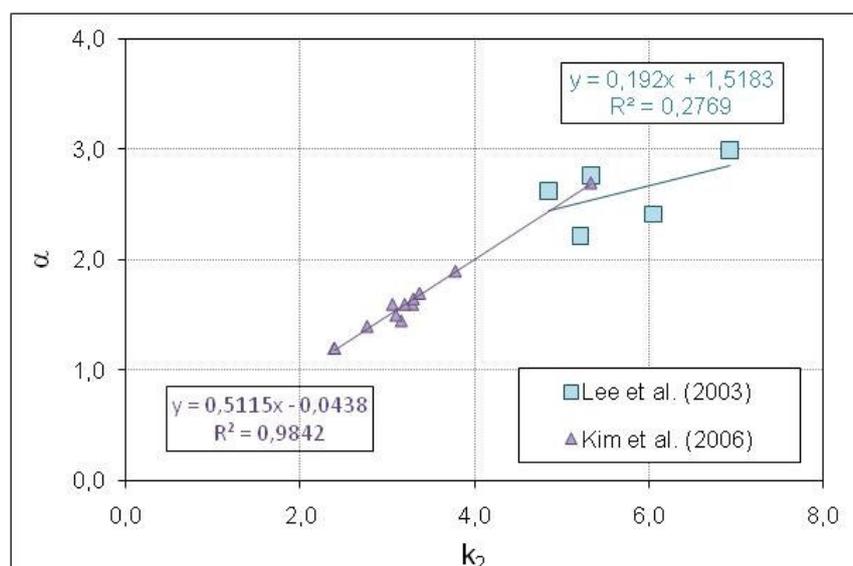


Figura 6.70 – Relação entre o parâmetro α e o expoente k_2 para dois estudos da literatura científica.

Com base na formulação apresentada pela Equação 6.7, observa-se a dependência do coeficiente k_1 com a rigidez à flexão da mistura. Molenaar (2007) mostra, por meio da equivalência demonstrada entre a Equação 6.7 com uma formulação obtida através dos princípios da Mecânica da Fratura, que o coeficiente k_1 é função da geometria do material e, conseqüentemente, é uma característica da amostra e não da mistura propriamente dita. Segundo o autor, apenas o coeficiente k_2 obtido nos ensaios de fadiga é uma propriedade do material. Cruzando os valores obtidos em laboratório com aqueles calculados pela formulação apresentada, chega-se à Figura 6.71. Novamente, observa-se uma variabilidade nos

resultados, muito embora seja visível a equivalência entre os resultados como previsto pela formulação. Já os resultados obtidos para as misturas modificadas, novamente a pouca quantidade de resultados e a variabilidade observada não permitem maiores conclusões.

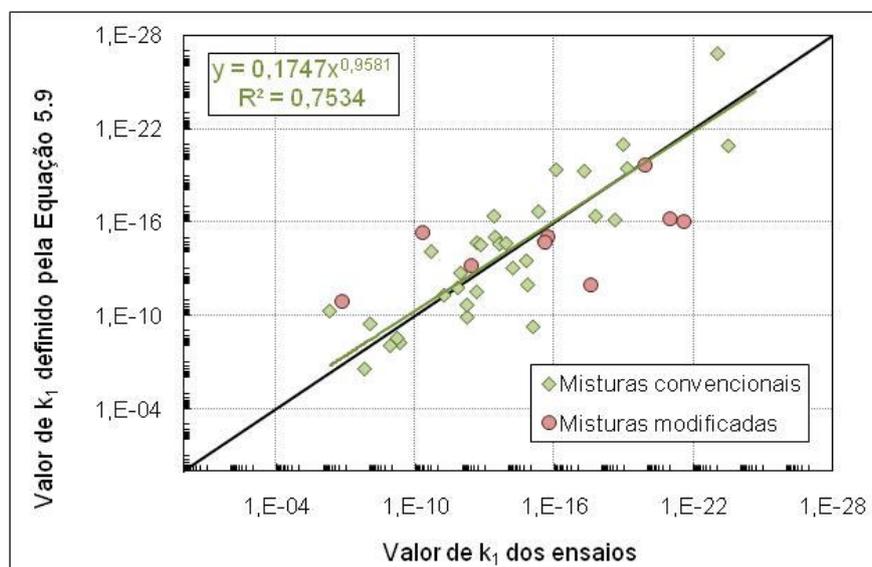


Figura 6.71 – Relação entre o expoente k_1 obtido em laboratório com o valor calculado pela Equação 6.7.

Como foi mencionado no Capítulo 2, alguns trabalhos apresentam a tentativa de relacionar os parâmetros obtidos pelas análises realizadas com base na teoria do dano em meio contínuo, como, por exemplo, o parâmetro α , com as propriedades viscoelásticas das misturas asfálticas. Apesar de os parâmetros viscoelásticos estarem dentro de limites de deformação onde a linearidade é observada, enquanto que nos ensaios de fadiga esse limite é ultrapassado para a própria indução do fenômeno, alguns autores mostram que é possível obter formulações que mostram certa dependência. Como foi apresentada uma relação entre k_2 e α , logicamente o primeiro também deve ter relação com as propriedades viscoelásticas.

Molenaar (2007) relata que, baseando-se em princípios da Mecânica da Fratura, o coeficiente k_2 é função de $2/m$, onde m é a inclinação da parte linear da curva mestra do módulo de relaxação. A relação obtida pelo autor foi corrigida para ser aplicada às misturas asfálticas, ficando:

$$k_2 = \frac{2}{\left\{ m \cdot \left(0,541 + \frac{0,346}{m} - 0,0325 \cdot V_v \right) \right\}} \quad 6.9$$

Lee et al. (2003) apresentam a relação $k_2 = 1 + \frac{2}{m}$. Figura 6.72a mostra os resultados obtidos nessa pesquisa para as seis misturas convencionais. Como pode ser visto, os valores seguem a tendência da relação definida a seguir:

$$k_2 = 2 + \frac{1}{m} \quad 6.10$$

Considerando as outras misturas convencionais que fazem parte do banco de dados da ASU, observa-se que a variabilidade dos resultados cresce consideravelmente, embora a tendência observada seja a mesma (Figura 6.72b). A relação com os valores obtidos para as misturas modificadas está apresentada na Figura 6.73, onde novamente observada uma grande variabilidade nos resultados.

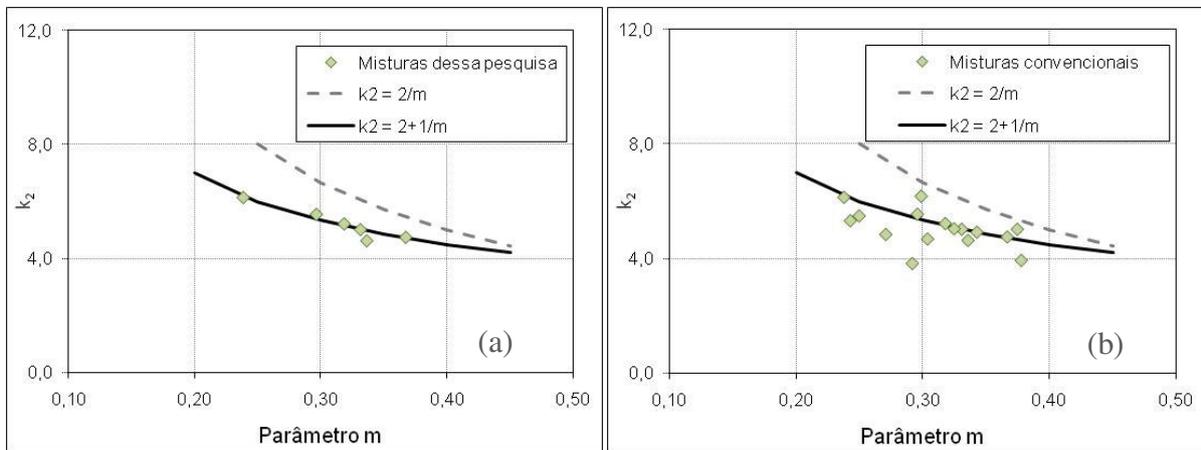


Figura 6.72 – Relação entre o expoente k_2 e o parâmetro m para as misturas convencionais.

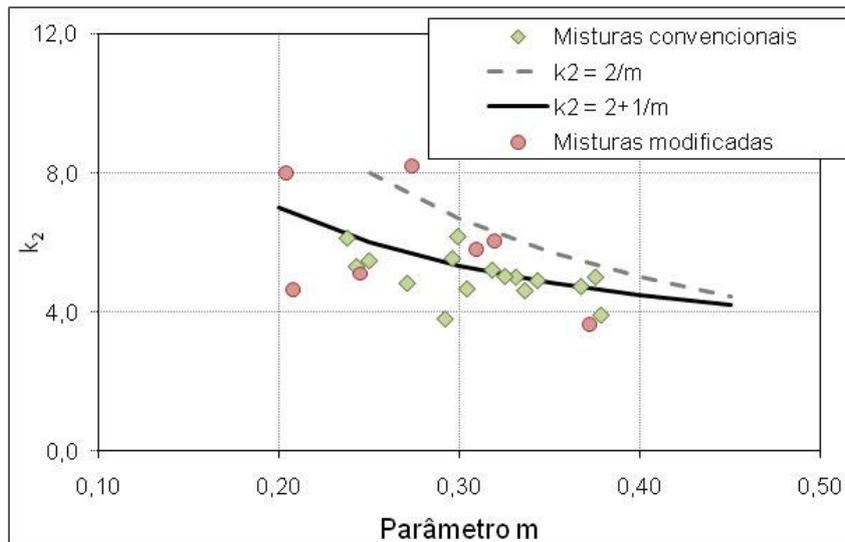


Figura 6.73 – Relação entre o expoente k_2 e o parâmetro m para todas as misturas.

Diante dos resultados observados, é importante ter em mente que o parâmetro m , definido como a inclinação da parte linear da Curva Mestra do módulo de relaxação, foi determinado com base nos ensaios de módulo dinâmico realizado em amostras cilíndricas. Já o coeficiente k_2 é determinado em ensaios de fadiga por flexão, utilizando vigotas como amostras. A diferenciação das amostras utilizadas pode ter influenciado sobremaneira na variabilidade dos resultados. Além disso, os resultados apresentados para as misturas que fazem parte do banco de dados da ASU não foram obtidos nessa pesquisa. Portanto, a diferenciação entre os executores dos ensaios também poderá ser um fator relevante que pode ter influenciado na variabilidade observada. Mais ainda, os resultados observados na literatura também possuem variabilidades nos resultados, embora os ensaios de caracterização viscoelástica e de fadiga sejam ambos realizados nas mesmas amostras cilíndricas, o que tende a reduzir drasticamente a dispersão nos resultados.

Outro aspecto que deve ser destacado é a definição do parâmetro m . Como foi apresentado no Capítulo 4, foram realizados ensaios de módulo dinâmico sob tensão confinante. Os resultados mostraram que as Curvas Mestras resultantes tiveram a inclinação da parte linear reduzida sob a ação do confinamento. Entretanto, esses valores não foram usados para as correlações apresentadas aqui, visto que os ensaios de fadiga a flexão são realizados sem nenhum tipo de confinamento. Entretanto, em amostras cilíndricas, pode-se realizar ensaios de fadiga sob a ação da tensão confinante. Não se conhece nenhum estudo onde tais ensaios tenham sido feitos. Gibson et al. (2003) mostram que o efeito do confinamento, em ensaios a compressão em amostras cilíndricas, não parece fazer efeito na resposta relacionada à evolução do dano, ou seja, a curva característica.

De posse da relação entre o coeficiente k_2 e o parâmetro α , assim como a relação entre o k_2 e o parâmetro m , pode-se relacionar o parâmetro α diretamente com m . Lee (1996) mostra que a determinação de α inicia-se pela estimativa baseada nas propriedades viscoelásticas da mistura asfáltica. Dentre as relações existentes na literatura, o autor cita que $\alpha = 1 + 1/m$ foi aquela inicialmente utilizada em suas análises. A Figura 6.74a apresenta os resultados obtidos neste trabalho para as misturas convencionais. Os resultados mostram que a tendência é a mesma encontrada por outros pesquisadores, porém numa relação diferente daquelas observadas. Os resultados considerando todas as misturas convencionais são apresentados na Figura 6.74b, ficando os valores dentro da faixa regida pelas relações $\alpha = 1 + 0,5/m$ e $\alpha = 1/m$. Sabe-se, entretanto, que a variabilidade encontrada é relevante, porém, a tendência encontrada mostra coerência como veremos a seguir.

Considerando a formulação apresentada pela Equação 6.6, fica claro que α é inversamente proporcional à vida de fadiga de uma mistura asfáltica. Essa observação fica clara quando se

considera a variação de α com a temperatura de ensaio, ou seja, para menores temperaturas, maiores valores de α . Portanto, a partir da Figura 6.74, tem-se que maiores valores de α resultam em uma redução nos valores de m . Conseqüentemente, menores valores de m tendem a reduzir a vida de fadiga. Agora considerando a Figura 6.72, quanto menor é o valor de m , maior é o valor do expoente k_2 , o que leva a uma menor vida de fadiga de acordo com o modelo tradicionalmente utilizado nos estudos de fadiga (Equação 2.17).

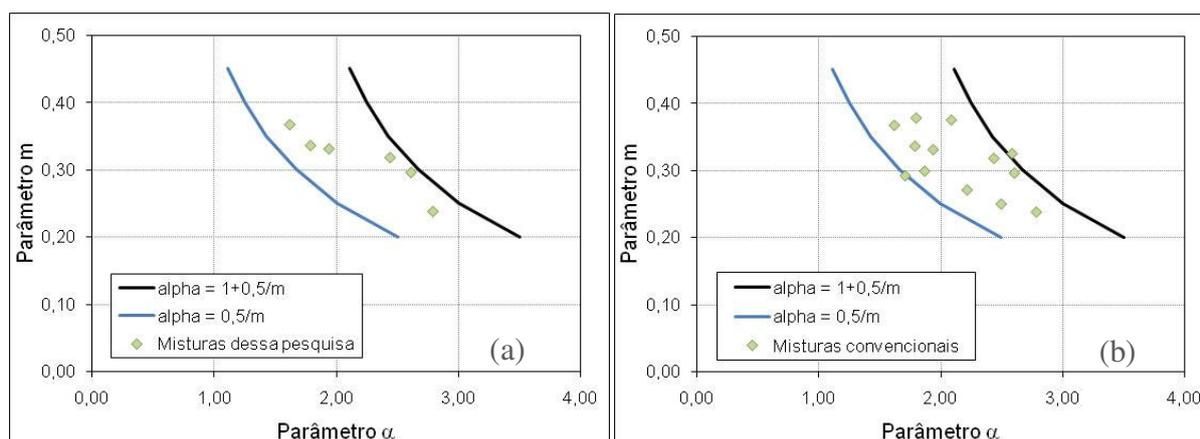


Figura 6.74 – Relação entre os parâmetros α e m .

Considerando a ação da tensão confinante em ensaios de fadiga, pode-se concluir que esse efeito reduzirá a vida de fadiga das misturas asfálticas. De acordo com o que foi apresentado, o confinamento induz uma redução nos valores de m , o que levaria a um pior desempenho a fadiga. Esse comportamento é de fácil percepção, já que o confinamento resultará em uma amostra mais rígida e, naturalmente, com pior resistência às solicitações repetitivas sob amplitudes de deformação constante.

Outro aspecto deve ser levantado quando se considera as misturas modificadas com borracha de pneu. Como foi observado no Capítulo 4, as misturas modificadas obtiveram valores de m inferiores aos obtidos para as misturas convencionais. Entretanto, sabe-se que o desempenho à fadiga dessas misturas é superior ao das misturas não modificadas. Pelas relações explicadas anteriormente, menores inclinações da parte linear da Curva Mestra resultam em vida de fadiga menores, o que contraria os resultados obtidos. Mas deve-se atentar que há outros parâmetros que interferem diretamente na vida de fadiga de uma mistura asfáltica. Dentre eles, e talvez seja o mais representativo, é a rigidez do material. Como pode ser concluído pela Equação 6.6, as misturas modificadas, por possuírem menores valores de rigidez que as convencionais, mesmo sendo caracterizadas por valores de m inferiores, resultam em um desempenho superior à fadiga quando comparadas com as misturas convencionais.

Essas correlações realizadas nessa parte da pesquisa permitem observar que é possível realizar a caracterização de uma mistura asfáltica à fadiga, inclusive obtendo parâmetros utilizados em análises baseadas na teoria do dano em meio contínuo. Os resultados obtidos mostraram tendências coerentes para as misturas convencionais, apesar da variabilidade que pode ter sido causada pelos diferentes tipos de ensaios realizados nessa pesquisa. Por outro lado, observou-se uma grande variabilidade nos resultados obtidos para as misturas modificadas com borracha de pneu. Isto se deve ao reduzido número de misturas disponíveis e a grande variabilidade de resultados encontrados nos ensaios de módulo dinâmico nas amostras cilíndricas.

Para visualizar a influência da rigidez da mistura no seu desempenho a fadiga, a Figura 6.75 mostra um comparativo entre as Curvas de Whöler para as misturas convencionais utilizadas nesta pesquisa. Com o auxílio da Figura 6.76, percebe-se que a rigidez não é a única propriedade que define o comportamento de uma mistura a fadiga. Diante dos resultados das duas figuras, não há uma seqüência lógica entre o valor da rigidez da mistura e seu desempenho a fadiga pela metodologia de análise tradicional, ou seja, altos valores de rigidez inicial correspondendo a piores desempenhos a fadiga.

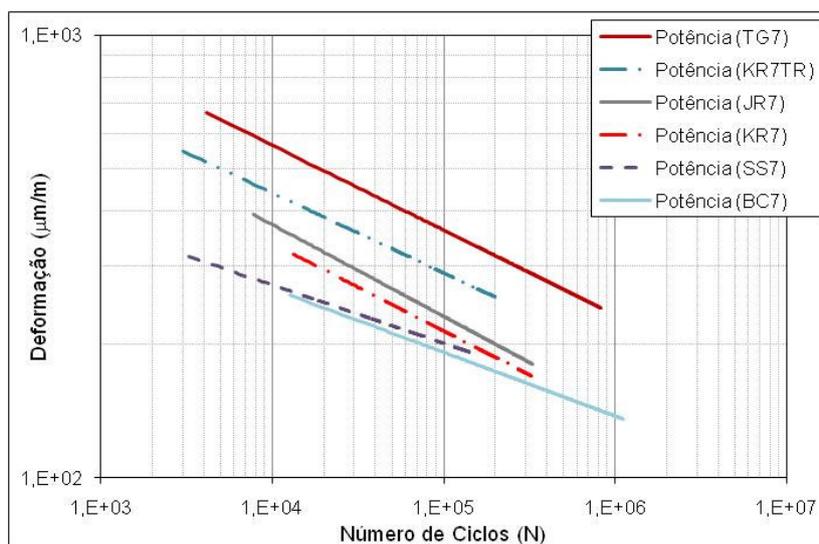


Figura 6.75 – Curvas de Whöler para as misturas convencionais utilizadas nesta pesquisa (Temp. = 21°C; 10 Hz).

As análises utilizando os conceitos do dano em meio contínuo para essas misturas, estão apresentadas na Figura 6.77 onde as curvas características são comparadas. Como foi apresentado até então, as curvas características indicam como a evolução do dano se dá no interior da mistura asfáltica durante a realização do ensaio de fadiga. Foi visto que curvas características que possuem um menor dano acumulado para uma mesma pseudo-rigidez tendem a ter um melhor desempenho à fadiga. Comparando as curvas características com os

resultados apresentados na Figura 6.75, verifica-se que as duas metodologias resultam em diferentes ordens nas seqüências das curvas. Da mesma forma, observando os valores da rigidez inicial na Figura 6.76 não é clara a relação com os resultados das curvas características.

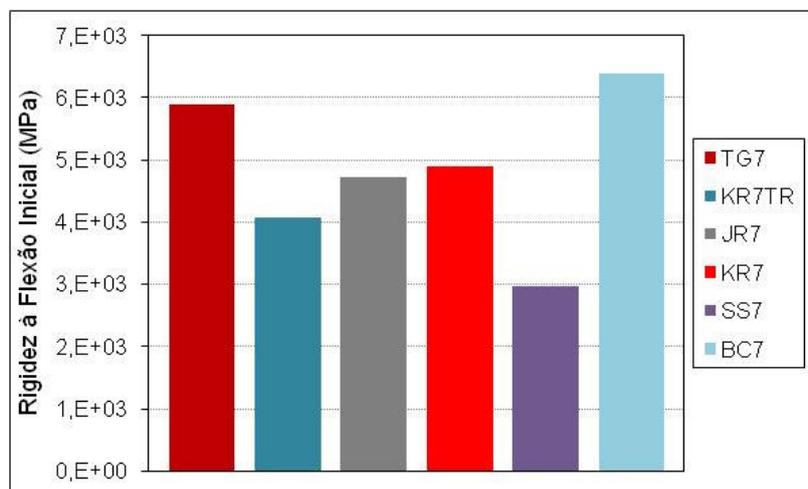


Figura 6.76 – Valores da rigidez à flexão inicial para as misturas convencionais utilizadas nesta pesquisa (Temp. = 21°C; 10 Hz).

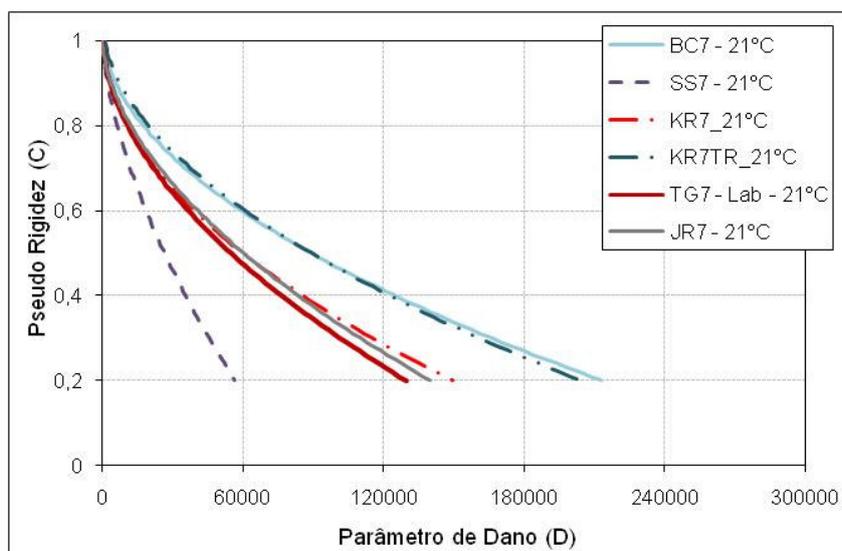


Figura 6.77 – Curvas características das misturas convencionais utilizadas nesta pesquisa (10 Hz).

Com o intuito de determinar um fator que mostre uma tendência lógica no comportamento das misturas no que diz respeito à vida de fadiga, procurou-se relacionar os parâmetros que possuem algum tipo de interferência na evolução do dano na mistura asfáltica e, conseqüentemente, na sua vida de fadiga. Dentre eles, destacam-se a rigidez inicial, o parâmetro α , o expoente C_2 e o parâmetro m . Foi mencionado que maiores valores de α , C_2 e da rigidez inicial indicam em uma redução da vida de fadiga da mistura, ou seja, uma relação

inversamente proporcional. Por outro lado, o parâmetro m mostrou-se diretamente proporcional ao desempenho à fadiga.

Dessa forma, procurou-se associar os parâmetros de modo a definir um fator tal que pudesse estar diretamente relacionado com o desempenho a fadiga, ou seja:

$$L = \frac{m}{|S^*|^{\alpha} \cdot C_2} \quad 6.11$$

onde L é um fator definido em termos das características viscoelásticas e de dano do material.

Como pode ser visto, o fator L depende apenas das propriedades viscoelásticas da misturas asfáltica e dos parâmetros determinados pela metodologia que utiliza os conceitos da teoria do dano em meio contínuo. A Figura 6.78 mostra os valores de L para as misturas convencionais com base nos resultados obtidos a partir dos ensaios de caracterização viscoelástica e de fadiga, com a aplicação da metodologia do dano em meio contínuo. Comparando os resultados com as curvas apresentadas na Figura 6.75, observa-se que há certa relação lógica na ordem dos valores obtidos, ou seja, maiores valores de L representando um melhor desempenho à fadiga. Contudo, duas misturas, TG7 e KR7TR, obtiveram valores de L abaixo do esperado para que a seqüência fosse a mesma daquela observada pelas Curvas de Whöler. A mistura TG7 apresentou vida de fadiga bem acima das outras misturas, apesar dos altos valores de rigidez inicial, enquanto que a mistura KR7TR apresentou valores de α pouco acima dos valores usuais para misturas convencionais.

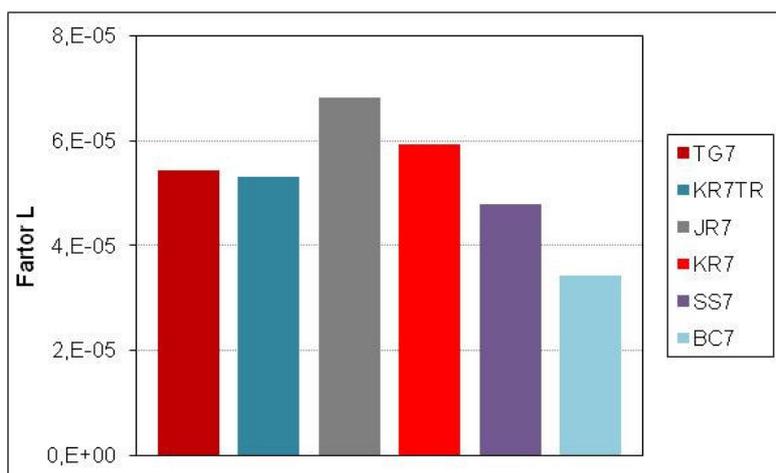


Figura 6.78 – Valores de L para as misturas convencionais utilizadas nesta pesquisa.

O mesmo tipo de análise foi feita para as misturas modificadas com borracha de pneu. A Figura 6.79 mostra os resultados obtidos pela Curvas de Whöler, enquanto que a Figura 6.80 ilustra os valores de L determinados com base nas características viscoelásticas e nos

parâmetros determinados pela teoria do dano em meio contínuo. Os resultados obtidos mostram que há uma relação direta entre o fator L com o desempenho da mistura asfáltica a fadiga.

Esses resultados mostram que o comportamento de uma mistura asfáltica a fadiga pode ser avaliado com base não só em suas propriedades viscoelásticas, mas também considerando aquelas obtidas pelas análises relacionadas à teoria do dano em meio contínuo. Essas relações permitem que o estudo do desempenho de misturas asfálticas a fadiga fique mais próximo dos conceitos mecanísticos, uma tendência observada nas recentes pesquisas sobre o tema.

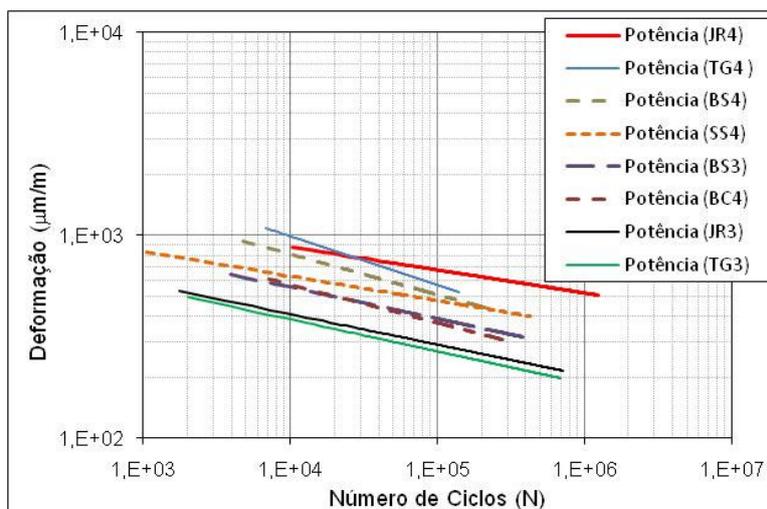


Figura 6.79 – Curvas de Whöler para as misturas modificadas utilizadas nesta pesquisa (Temp. = 21°C; 10 Hz).

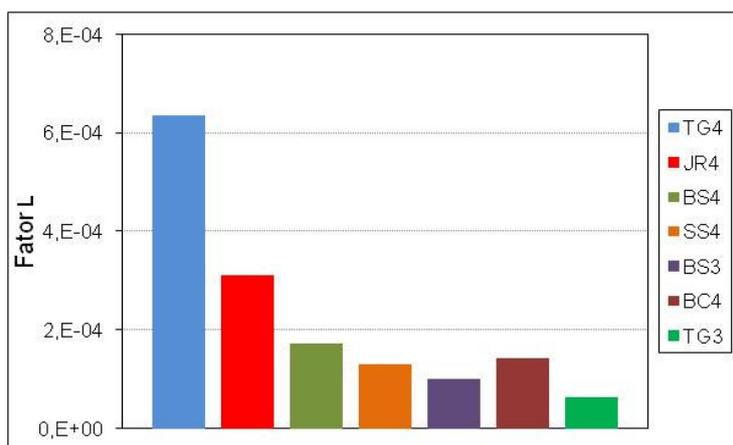


Figura 6.80 – Valores de L para as misturas modificadas utilizadas nesta pesquisa.

Dessa forma, os estudos apresentados aqui demonstram o potencial que as teorias baseadas em modelos mecanísticos, utilizando a teoria do dano em meio contínuo. Acredita-se que essas diretrizes serão cada vez mais utilizadas nas pesquisas sobre a fadiga em misturas asfálticas. Atualmente encontra-se em desenvolvimento a criação de um código numérico que

permite o uso dos conceitos aqui descritos, facilitando a análise da evolução do dano no interior dos revestimentos asfálticos sob carregamentos mais próximos da realidade de campo. Assim, a caracterização dos ensaios de fadiga, usando a metodologia criada por Lee (1996) e comprovada por outros pesquisadores em ensaios de fadiga com amostras cilíndricas, mostra um grande potencial de aplicação. Além disso, a comprovação da aplicação dessa metodologia nos ensaios à flexão permite ampliar sua utilização já que são procedimentos mais simples que aqueles realizados uniaxialmente em amostras cilíndricas.

6.4. PROPOSTA PARA CARACTERIZAÇÃO DAS MISTURAS ASFÁLTICAS NOS ENSAIOS DE FADIGA A FLEXÃO

É fato que atualmente a tendência de utilização de estudos numéricos, com o uso de modelos capazes de prever o comportamento de certos tipos de materiais, vem ganhando espaço no meio científico, no intuito de melhorar o entendimento dos diversos fenômenos existentes nas obras de Engenharia. Particularmente na pavimentação, esse processo vem sendo lentamente desenvolvido pela complexidade e variedade dos fatores diretamente relacionados com as obras rodoviárias. Citando apenas alguns deles, tem-se a previsão do tráfego que a rodovia irá suportar, a influência do clima no comportamento dos materiais constituintes da estrutura do pavimento, a interação entre os diferentes tipos de materiais aplicados conjuntamente e o próprio processo executivo. Esses complicadores impedem a maior rapidez na definição de modelos e procedimentos mais próximos da desejada avaliação mecânica de um pavimento, com a finalidade única de realizar projetos mais condizentes com a realidade e com o menor custo possível.

Os procedimentos existentes atualmente são conceitualmente fenomenológicos, não permitindo sua aplicação em modelos mais voltados para a avaliação mecânica nos dimensionamentos. Parte-se, atualmente, de estudos que visam caracterizar um material sob condições específicas, definindo sua vida útil com base em critérios pré-estabelecidos. Em seguida, com os dados obtidos em laboratórios, vem então a fase de relacionar esses resultados com o desempenho alcançado em campo, onde entram os principais fatores que irão dificultar a relação laboratório-campo, resultando, então, nas chamadas funções de transferência. Não há, entretanto, nenhuma condicionante que venha possibilitar o conhecimento da real evolução do dano durante a vida útil daquela mistura asfáltica. Além disso, os modelos aplicados em tais análises não permitem sua utilização em códigos numéricos, que facilitam sobremaneira o entendimento do comportamento das estruturas, mais ainda no caso específico da pavimentação, onde diversas variáveis interferem diretamente em seu desempenho.

É diante dessa realidade que alguns estudos baseados nos conceitos da mecânica do dano em meio contínuo vem sendo realizados por algumas universidades, com o objetivo principal de aproximar os estudos relacionados à fadiga em misturas asfálticas da avaliação mecânica nos pavimentos. A criação de modelos que permitam a adoção de ferramentas numéricas no estudo da evolução do dano no interior do revestimento asfáltico é algo que irá facilitar no entendimento e na definição de soluções capazes de auxiliar no desenvolvimento de projetos mais próximos da realidade. O modelo apresentado nesse trabalho, e já utilizado por outros pesquisadores, vem se mostrando de grande ajuda na definição de problemas que, até então, eram sabidos unicamente pela experiência acumulada ao longo do tempo. Assim, passa-se do conhecimento acumulado por meio da fenomenologia para aquele definido por teorias que procuram explicar física e quimicamente o porquê daquele fenômeno antes apenas observado.

Portanto, a proposta aqui apresentada visa contribuir para a definição de outra possibilidade de caracterização das misturas asfálticas nos ensaios realizados a flexão, simplesmente criando metodologias que permitam definir modelos que facilitam a utilização da caracterização realizada em laboratório em conjunto com as ferramentas numéricas atualmente disponíveis no meio técnico. Além disso, essa proposta de caracterização poderá servir para o estudo de desempenhos de diferentes misturas e, conseqüentemente, na escolha daquela que mais se adeque às necessidades do projeto.

Além da real possibilidade de redução dos números de ensaios necessários para uma caracterização da fadiga das misturas asfálticas, o que seria uma grande vantagem por si só, essa proposta visa criar um mecanismo que viabilize a aplicação de teorias baseadas na mecânica do meio contínuo. Com isso, está se visando o interesse no trato mecânico dos problemas existentes na engenharia rodoviária, buscando novas teorias que permitam fornecer suporte para os projetistas assim como alinhar os rumos das pesquisas realizadas aqui no Brasil com os centros de pesquisa de outros países. Diante disso, passa-se para os procedimentos que são considerados importantes para uma caracterização a fadiga usando a teoria do dano em meio contínuo por meio de ensaios de fadiga por flexão.

6.4.1. Preparação das amostras

A etapa da preparação das amostras é, se não a mais importante, de grande importância durante o processo de caracterização de qualquer material em laboratório, e não seria diferente com as misturas asfálticas. Além de serem materiais compostos por várias fases, o efeito antrópico tem grande interferência no produto final obtido. O processo de produção de uma amostra de uma dada mistura asfáltica passa por um processo que deve estar dentro de normatizações e procedimentos padrões que garantam rigorosamente a homogeneidade final. Ensaios de fadiga à flexão em misturas asfálticas são conhecidamente ensaios que resultam

em uma alta variabilidade. Com a realização de ensaios utilizando amostras não homogêneas, passa-se para uma situação onde a aplicação de metodologias mais refinadas fica comprometida.

Dentre os principais cuidados que foram considerados críticos durante a produção das amostras, destacam-se:

- ✧ O preenchimento do molde deverá ser feito de forma a evitar a segregação dos agregados, o que resultaria em partes desuniformes em uma mesma amostra. É importante lembrar que a terça parte central da vigota é onde o momento fletor fica constante durante o ensaio, sendo o local onde a macro-trinca deverá ser desenvolvida quando da ruptura do corpo de prova.
- ✧ O controle da temperatura durante todo o processo é também de importância crucial. A variação no tempo de aquecimento da amostra, no processo de compactação e durante a realização do ensaio deve ser cuidadosamente controlada. É possível ter valores de rigidez à flexão distintas com variações de apenas 1°C.
- ✧ Como já foi mencionado anteriormente, o controle rigoroso das dimensões das amostras deverá ser feito durante o processo de serragem. Qualquer variação na largura e altura ao longo da amostra poderá interferir nos resultados.

6.4.2. Definição da rigidez dinâmica à flexão

Em alguns centros de pesquisa, a definição da rigidez dinâmica a flexão antes da realização dos ensaios de fadiga é um procedimento padrão, usando amplitudes de deformações que sejam compatíveis com os limites da viscoelasticidade linear. Com isso, tem-se a definição de, no mínimo, o comportamento do material dentro do limite considerado linear. Entretanto, percebe-se que em outros centros de pesquisa a caracterização viscoelástica se dá somente em amostras uniaxiais, ficando os ensaios à flexão restritos à determinação da vida útil das amostras. Esse é o procedimento realizado na ASU atualmente.

A proposta que se faz e que foi iniciada nessa pesquisa no laboratório da ASU é simplesmente determinar o comportamento da amostra sob amplitudes de deformações que estejam dentro dos limites da viscoelasticidade linear, variando-se a frequência de carregamento na temperatura em que o ensaio será realizado. Esse procedimento, executado antes do ensaio de fadiga propriamente dito, não irá interferir nos resultados a serem obtidos, pois não causará nenhum dano à vigota. É importante ressaltar que para a definição da rigidez dinâmica à flexão, o carregamento senoidal deverá ser adotado para que o procedimento esteja de acordo com a teoria da viscoelasticidade linear. O uso do carregamento *haversine*, além do carregamento puramente harmônico, possui a aplicação de uma parcela de sollicitação

considerada uniforme durante a realização do ensaio, o que irá interferir nos resultados esperados.

6.4.3. Utilização do carregamento senoidal nos ensaios de fadiga

Como foi demonstrado no item 5.1, a utilização de carregamentos do tipo *haversine* nos ensaios de fadiga induz solicitações distintas conjuntamente. Além da solicitação harmônica, há ainda uma solicitação contínua e constante que faz com que o material viscoelástico responda com o relaxamento das tensões, no caso dos ensaios sob amplitude de deformação constante. Essa dupla solicitação na amostra durante o ensaio facilita a variabilidade dos resultados, como foi observado por Pronk & Erkens (2001). Além disso, a norma AASHTO T321-03 (2003) informa que os ensaios de fadiga por flexão deverão adotar a solicitação com o formato senoidal, assim como também está definido na norma EN 12697 – 24 (2004). Sabe-se, entretanto, que em algumas Universidades os ensaios de fadiga usando o carregamento *haversine* é um procedimento padrão, lembrando também que alguns tipos de equipamentos não são adequados para realizarem ensaios com carregamentos senoidal, por limitações intrínsecas à mecânica disponível nos dispositivos existentes nesses aparelhos.

Apesar de o procedimento utilizando o carregamento *haversine* ter, na prática, as respostas resultantes de tensão e deformação em um formato senoidal desde os ciclos iniciais do ensaio, existe a possibilidade de que a relaxação inicial da amostra venha a proporcionar interferências que resultem em variabilidades nos resultados dos ensaios. Diante disso, o uso do carregamento senoidal é o mais indicado para a realização dos ensaios de fadiga, permitindo a aplicação da teoria do dano em meio contínuo de maneira mais direta. Contudo, é importante lembrar que por ser uma metodologia baseada nas formulações da viscoelasticidade, há a possibilidade de considerar a relaxação existente nos ensaios em que tal fenômeno esteja presente, como, por exemplo, nos ensaios uniaxiais de fadiga com amostras cilíndricas onde o carregamento adotado tenha o formato *haversine*.

6.4.4. Determinação da curva característica da mistura asfáltica

A metodologia apresentada nesse trabalho mostra a utilização da teoria do dano em meio contínuo no estudo da evolução do dano no interior da amostra. A caracterização das misturas asfálticas nos ensaios de fadiga usando os procedimentos descritos mostram a existência de uma função, denominada curva característica, que define a evolução do dano em cada mistura independente da amplitude de deformação, tensão ou frequência aplicada nos ensaios. A curva que define essa evolução seria uma propriedade da mistura asfáltica sob amplas condições de ensaios, mostrando vantagens na sua consideração.

Para proceder a aplicação dessa metodologia, o número de ensaios necessários para a caracterização de uma mistura asfáltica ficaria condicionada à determinação da curva característica modelo da mistura asfáltica. Ou seja, a partir do resultado do primeiro ensaio de fadiga a ser realizado, obtem-se uma curva característica para um determinado parâmetro α , definido, por exemplo, por correlação com os parâmetros viscoelásticos dos materiais (Figura 6.74). A partir do segundo ensaio realizado, pode-se, então, determinar uma curva característica modelo que contemple os resultados obtidos nos dois ensaios iniciais, determinando um parâmetro α que resulte na sobreposição dos resultados. A determinação do parâmetro α por um processo iterativo pressupõe que o mesmo seja uma propriedade da mistura asfáltica para as condições de ensaio, como relatado por Lundström & Isacson (2004). A realização de um terceiro ensaio a fadiga resultará em uma terceira curva característica que deverá sobrepor às duas curvas determinadas inicialmente, com base nos cálculos do parâmetro de dano usando o valor de α definido anteriormente. Os resultados dos ensaios subseqüentes serão apenas complementares àqueles necessários para a definição da curva característica modelo da mistura asfáltica, partindo-se do pressuposto que as amostras sejam homogêneas e que não haja nenhuma interferência externa durante a realização dos ensaios. Dessa forma, os passos para a caracterização resumem-se a:

- ✧ Realização do primeiro ensaio de fadiga a flexão sob qualquer amplitude de deformação.
- ✧ Determinação da evolução do dano pelo cálculo do parâmetro de dano, considerando que o parâmetro α seja inicialmente estimado por correlações com propriedades viscoelásticas.
- ✧ Definição da curva característica da primeira amostra.
- ✧ Realização do segundo ensaio a fadiga, com amplitude de deformação diferente daquela escolhida inicialmente.
- ✧ Determinação da curva característica modelo resultante dos resultados obtidos a partir dos dois primeiros ensaios. O parâmetro α é determinado de forma iterativa, resultando na sobreposição das duas curvas características.
- ✧ Com o intuito de validar o resultado, ensaios em diferentes amplitudes de deformação ou frequência de carregamento, poderão ser realizados. Entretanto, considerando que a metodologia seja válida, os resultados deverão mostrar a sobreposição de todas as curvas características considerando o parâmetro α definido inicialmente. Obviamente, ajustes poderão ser necessários para a definição final do parâmetro α pela possibilidade de variabilidade na produção das amostras ou durante a realização dos ensaios.

Esse simples procedimento não interfere na continuidade dos estudos realizados atualmente e baseados nas teorias tradicionalmente utilizadas. Muito pelo contrário, aumenta a quantidade

de informações sobre as misturas asfálticas, possibilitando ainda a aplicação dos modelos obtidos em estudos numéricos, sendo talvez essa a maior vantagem da aplicação da teoria do dano em meio contínuo. Além disso, foi demonstrado que a caracterização a fadiga das misturas asfálticas por essa metodologia permite um procedimento de controle de qualidade de campo. Materiais que se apresentem com características díspares daquelas definidas em projeto serão facilmente identificados na construção da curva característica.

Além das vantagens citadas, ressalta-se a quantidade de ensaios e amostras necessárias para a definição da curva característica de uma mistura asfáltica. Para poder visualizar esse procedimento de forma mais clara, a Figura 6.81 mostra um caso real da caracterização da mistura SR7616 (Figura D.16). Inicialmente, os resultados apresentados são aqueles referentes a três ensaios sob amplitudes de deformação distintas (Figura 6.81a), onde a evolução do dano foi definida com base em um valor do parâmetro α de 2,12. Com o intuito de verificar se aquela curva característica, claramente definida pelos três ensaios, é válida para a mistura em questão, foram considerados os resultados de outros ensaios previamente executados para as análises tradicionais. Verificou-se que as alterações foram imperceptíveis com a inclusão de mais três resultados (Figura 6.81b). Finalmente, o valor achado para α que corresponde às seis curvas características sobrepostas foi de 2,20, um pouco acima do valor obtido inicialmente. Contudo, o formato da curva pouco alterou, indicando que com apenas três ensaios pode-se ter informações importantes para a caracterização de uma mistura asfáltica a fadiga. A redução do número de ensaios pode resultar em demandas crescentes para a realização de projetos que levam em consideração a evolução do dano nas misturas asfálticas.

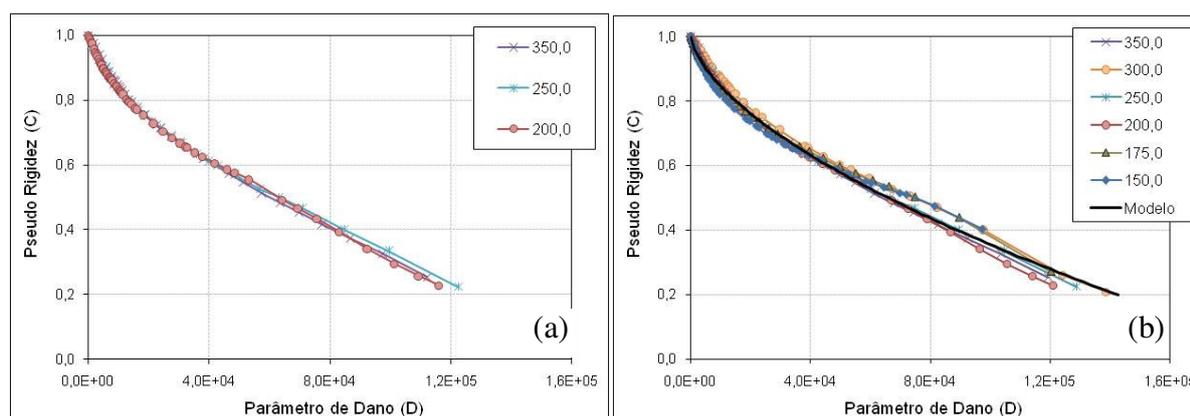


Figura 6.81 - Etapas do procedimento para caracterização de uma mistura asfáltica por meio de ensaios de fadiga por flexão (SR7616, Temp. = 21°C, 10 Hz).

Capítulo VII

7. ANÁLISES NUMÉRICAS

Esta parte do trabalho mostra a aplicação prática do modelo descrito no Capítulo 2, juntamente com os resultados obtidos experimentalmente e apresentados nos Capítulos 4 e 5, em um código numérico chamado VECD-FEP++ desenvolvido na NCSU (*North Carolina State University*) em conjunto com a FHWA (*Federal Highway Administration, USA*). A metodologia de funcionamento do programa foi descrita de maneira sucinta no Capítulo 3. As simulações numéricas tiveram o objetivo inicial de avaliar o comportamento de um pavimento composto por três diferentes tipos de misturas asfálticas, ou seja, procurando entender o comportamento de uma estrutura tipicamente encontrada no Estado do Arizona, USA. A Figura 4.24 dá uma idéia de uma estrutura típica utilizada em alguns projetos atualmente.

Inicialmente, a idéia era simular uma estrutura que possuísse as características geométricas e mecânicas conhecidas para, então, observar o comportamento sob diferentes condições de carregamento. Em seguida, procurou-se observar a influência direta de misturas modificadas no comportamento mecânico do pavimento, considerando a evolução do dano em uma estrutura de pavimento hipotética. As simulações foram realizadas e os resultados com as isolinhas da pseudo-rigidez e do parâmetro de dano distribuídas no interior das camadas de revestimento asfáltico foram investigados para uma análise complementar. Como foi exposto ao longo deste trabalho, o parâmetro de dano pode ser relacionado com o grau de trincamento existente no interior do material. Entretanto, como será descrito neste capítulo, a evolução do dano no interior do revestimento asfáltico permitiu a visualização de outros fenômenos não esperados e que necessitam de melhores esclarecimentos. A seguir serão apresentadas as características de cada estrutura do pavimento analisada, assim como a caracterização dos materiais a serem modelados pelo código numérico, bem como as condições de carregamento.

7.1. ESTRUTURAS ESTUDADAS E PROPRIEDADES DOS MATERIAIS

Ao todo, foram simuladas três estruturas definidas da seguinte forma:

✧ Estrutura N° 1

- a. Camada de base com 38,1 cm executada sobre um subleito granular;

- b. Uma única camada asfáltica com mistura convencional e espessura de 15,24cm, executada sobre a base.

✧ Estrutura N° 2

- a. Camada de base com 38,1 cm executada sobre um subleito granular;
- b. Camada asfáltica com mistura convencional e espessura de 7,60cm, executada sobre a base;
- c. Camada asfáltica com mistura descontínua (modificada com borracha) com 6,35 cm de espessura executada sobre a camada convencional;
- d. Camada asfáltica com mistura aberta (modificada com borracha) com 1,30 cm de espessura executada sobre a camada descontínua.

✧ Estrutura N° 3

- a. Camada de base com 38,1 cm executada sobre um subleito granular;
- b. Camada asfáltica com mistura convencional e espessura de 20,3 cm, executada sobre a base;
- c. Camada asfáltica com mistura descontínua (modificada com borracha) com 6,35 cm de espessura executada sobre a camada convencional;
- d. Camada asfáltica com mistura aberta (modificada com borracha) com 1,30 cm de espessura executada sobre a camada descontínua.

A Figura 7.1 mostra esquematicamente a seção transversal de cada estrutura. A escolha das duas primeiras estruturas tem o intuito de se comparar o comportamento de misturas modificadas com borracha de pneu, particularmente na questão relacionada à reflexão de trincas no pavimento. Dessa forma, têm-se duas estruturas idênticas do ponto de vista geométrico, ou seja, com as mesmas espessuras de base e revestimento, sendo que a segunda estrutura apresenta o revestimento asfáltico constituído por três diferentes camadas, sendo uma convencional e duas modificadas. A terceira estrutura foi baseada em um trabalho publicado por Kim et al. (2006b) que trata sobre o comportamento de pavimentos perpétuos, e foi utilizada unicamente para estudos sobre as influências observadas no pavimento, relativas às condições de solicitação impostas, tais como temperatura, tempo de carga, pressão e raio de contato e também para análise da variação dos módulos das camadas granulares, conforme será apresentado na seção 7.3. Pavimentos perpétuos são aqueles onde se tenta minimizar as deformações na base do revestimento asfáltico, para que as mesmas fiquem abaixo do limite para o qual o revestimento tem uma vida infinita (*Endurance Limit*). Camadas resistentes à deformação permanente são executadas no topo. Dessa forma, há apenas a necessidade de conservar as camadas superficiais de desgaste, sem que seja preciso interferir nas camadas inferiores do pavimento.

As camadas de subleito e base foram modeladas como elementos elásticos e lineares, pela limitação imposta no código numérico em desenvolvimento. Para as camadas de revestimento asfáltico, a caracterização viscoelástica se deu, principalmente, pelas Curvas Mestras das misturas asfálticas, obtidas pelas interconversões realizadas com base nos ensaios de módulo dinâmico, e pelas curvas características obtidas nos ensaios de fadiga por flexão. De posse dessas duas funções pode-se determinar o comportamento dos diferentes tipos de camadas asfálticas sob solicitações repetitivas, considerando períodos de descanso, assim como avaliar a evolução do dano no interior das mesmas.

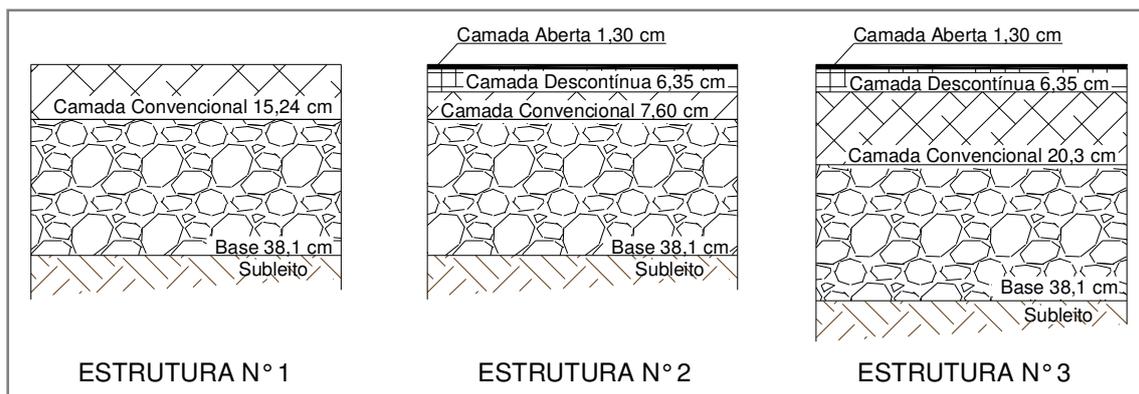


Figura 7.1 – Esquemas das estruturas de pavimento analisadas nas simulações numéricas.

Os valores de módulo utilizados no subleito e na camada de base foram estimados com base nos resultados usualmente encontrados na literatura científica. As Curvas Mestras que caracterizam as misturas asfálticas utilizadas nos três tipos de revestimento são apresentadas na Figura 7.2. A curva da mistura convencional representa o comportamento do material sem confinamento, enquanto que as curvas para as misturas modificadas mostram o comportamento sob confinamento. Os parâmetros das séries de Prony que modelam as curvas são apresentados na Tabela 7.1.

Tomando a estrutura de pavimento N° 2, o uso de resultados laboratoriais que consideram o comportamento sob confinamento das misturas modificadas, assim como o comportamento sem confinamento da mistura convencional, mostra-se como o mais adequado. Entretanto, quando da análise numérica da estrutura N° 1, onde há apenas uma única camada de revestimento asfáltico convencional, a utilização de apenas um modelo considerando o comportamento não confinado do material não é a mais adequada. Nesse caso, sob a ação de um carregamento, a parte inferior do revestimento encontra-se sem a ação do confinamento, enquanto que a parcela superior sofre certa ação confinante. Dessa forma, seria interessante dividir a camada em duas partes para que cada uma fosse modelada com diferentes propriedades. Contudo, não houve essa possibilidade, face às restrições de acesso ao código numérico para a realização de tais simulações.

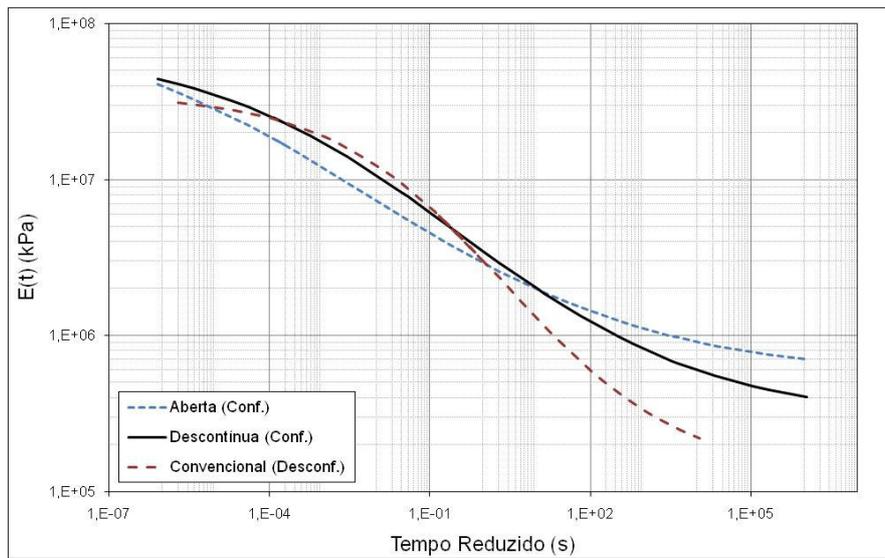


Figura 7.2 – Curvas Mestras do módulo de relaxação para as três camadas de revestimento asfáltico usadas nas simulações numéricas.

Tabela 7.1 – Parâmetros da série de Prony das Curvas Mestras dos três tipos de misturas asfálticas utilizadas nas simulações numéricas.

i	ρ_i	Convencional		Descontínua		Aberta	
		E_i (kPa)	E_∞ (kPa)	E_i (kPa)	E_∞ (kPa)	E_i (kPa)	E_∞ (kPa)
1	2,00E-07	8,03E+06		8,03E+06		8,03E+06	
2	2,00E-06	6,75E+03		8,03E+06		8,03E+06	
3	2,00E-05	6,35E+06		1,38E+07		1,38E+07	
4	2,00E-04	7,69E+06		5,59E+06		4,86E+06	
5	2,00E-03	2,86E+06		1,07E+07		8,54E+06	
6	2,00E-02	9,82E+06		3,62E+06		1,90E+06	
7	2,00E-01	4,02E+06		1,85E+06		1,91E+06	
8	2,00E+00	4,07E+06	4,83E+05	3,22E+06	4,14E+05	1,46E+06	6,21E+05
9	2,00E+01	1,19E+06		8,45E+05		3,65E+05	
10	2,00E+02	2,36E+05		7,33E+05		6,92E+05	
11	2,00E+03	6,08E+05		6,89E+00		8,20E+04	
12	2,00E+04	1,03E+04		1,84E+05		1,54E+05	
13	2,00E+05	5,00E+04		1,17E+05		8,58E+04	
14	2,00E+06	6,89E+00		6,89E+00		6,72E+04	
15	2,00E+07	6,89E+00		6,89E+00		5,36E+04	

Para modelar a evolução do dano na camada de revestimento asfáltico, o programa permite a que sejam escolhidas funções que relacionem a pseudo-rigidez com a evolução do parâmetro de dano, ou seja, as curvas características. Por ser um código numérico, haverá problemas nas

situações onde a pseudo-rigidez venha a ser nula ou negativa durante a evolução do carregamento. Dessa forma, o modelo descrito pela Equação 2.39) não é o mais recomendado para implantação no programa por possibilitar que tais valores ocorram. Por outro lado, Mun (2003) indica uma função exponencial para definição da curva característica (Equação 6.5), onde nesse caso a pseudo-rigidez não poderá ser nula ou negativa, impedindo, assim, problemas numéricos durante o procedimento de cálculo.

As curvas características que descrevem a evolução do dano para cada tipo de mistura asfáltica estão apresentadas na Figura 7.3. Para o caso apresentado, as curvas características das misturas modificadas ficaram abaixo da curva da mistura convencional, resultado esse normalmente encontrado para as outras misturas apresentadas no Capítulo 5. Entretanto, as misturas modificadas foram modeladas com curvas características semelhantes, embora normalmente observe-se que a curva para as misturas abertas fica abaixo da curva obtida para a mistura descontínua. Esses resultados foram enviados para análise na NCSU antes de se ter as análises dos resultados laboratoriais finalizadas. A Tabela 7.2 apresenta os coeficientes dos modelos das curvas características assim como os valores dos parâmetros α e m , este último definido como a inclinação da parte linear central das Curvas Mestras do módulo de relaxação.

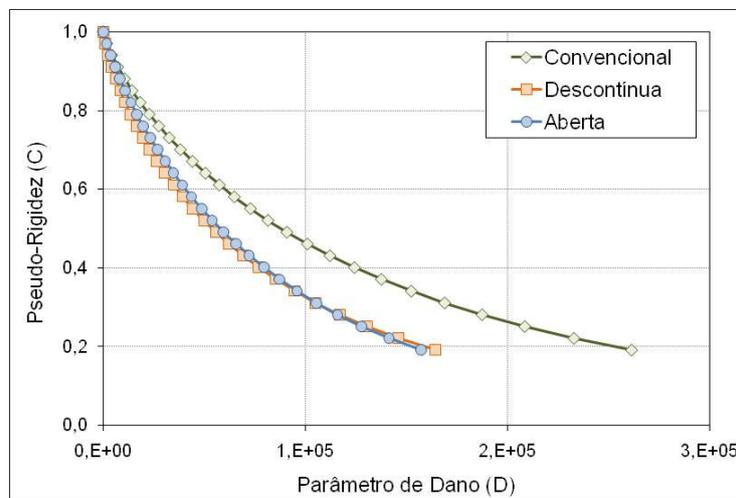


Figura 7.3 – Curvas características dos três tipos de misturas asfálticas utilizadas nas simulações numéricas.

Tabela 7.2 – Parâmetros da série de Prony das Curvas Mestras dos três tipos de misturas asfálticas utilizadas nas simulações numéricas.

Misturas	Coeficientes Curva Característica		α	m
	C_3	C_4		
Convencional	0,000077	0,80	1,87	0,308
Descontínua	0,000142	0,78	1,91	0,271
Aberta	0,00005	0,87	2,02	0,172

7.2. EFEITO DO USO DE MISTURAS MODIFICADAS NOS PAVIMENTOS

Para visualizar o efeito do uso de misturas modificadas com borracha de pneu no comportamento de uma estrutura de pavimento, as simulações numéricas utilizaram um comparativo entre as estruturas N° 01 e 02 (Figura 7.1). As condições de carregamento foram as mesmas para as duas estruturas e estão apresentadas na Tabela 7.3. Como pode ser observado, os valores de pressão e carga estão acima dos valores usualmente utilizados no Brasil. Entretanto, procurou-se impor um carregamento tal que induzisse dano suficiente para que a evolução do mesmo fosse claramente apresentada ao longo do revestimento asfáltico.

Tabela 7.3 – Condições de carregamento da primeira etapa da análise numérica.

Temperatura (°C)	Tensão (kPa)	Carga (kN)	Raio (cm)	Tempo de Carga (s)	Tempo de Descanso (s)	Módulo da Base (kPa)	Módulo do Subleito (kPa)
21,0	827,0	74,0	16,9	0,1	0,9	210.000,0	50.000,0

Como é normalmente observado nas rodovias do Estado do Arizona, onde misturas modificadas são utilizadas, a reflexão das trincas existentes em revestimentos asfálticos antigos não é muito comum. Entende-se que esse bom desempenho de misturas asfálticas modificadas esteja relacionado à evolução do dano verificada pelas curvas características apresentadas anteriormente, ou seja, para um mesmo valor de pseudo-rigidez, o dano acumulado em misturas convencionais apresenta-se bem acima daquele observado em misturas modificadas.

A Figura 7.4 apresenta os resultados das simulações numéricas para as estruturas N° 01 e 02, onde apenas as camadas de revestimento asfáltico são ilustradas. Por ser uma simulação axissimétrica, as figuras representam apenas a metade da estrutura. Ao todo, foram simulados $5,0 \cdot 10^7$ ciclos de carregamento em cada estrutura. Os resultados mostram o contorno das isolinhas da pseudo-rigidez ao longo das camadas do revestimento asfáltico. Nas figuras relativas à estrutura N° 02, pode-se ver a separação dos três tipos de revestimentos simulados. Os responsáveis pelo desenvolvimento do programa VECD-FEP++ adotam o valor da pseudo-rigidez $C = 0,25$ como sendo aquele onde a estrutura se apresenta em um estágio avançado de ruptura. Baek et al. (2008) utilizaram o mesmo programa em simulações de estruturas de pavimentos e consideram que, geralmente, a ruptura em ensaios sob amplitudes de deformações constantes se dá a partir de valores próximos a $C = 0,25$. Curiosamente, a Figura 6.63 mostra que o modelo de previsão da vida de fadiga aplicado em misturas utilizadas nesta pesquisa obteve bons resultados quando considerou a ruptura acontecendo quando $C = 0,30$.

Um dos aspectos a observar nos resultados das simulações é o formato da redução da pseudo-rigidez, ou evolução do dano, no interior das camadas de revestimento asfáltico. Observa-se que há duas frentes em que o dano evolui, ou seja, a evolução a partir da base do revestimento e aquela vinda do topo, adjacente ao carregamento e conhecida atualmente como *top-down cracking*. Este tipo de defeito é comum em estruturas rígidas e sob carregamentos elevados, caracterizando-se por uma trinca longitudinal no pavimento.

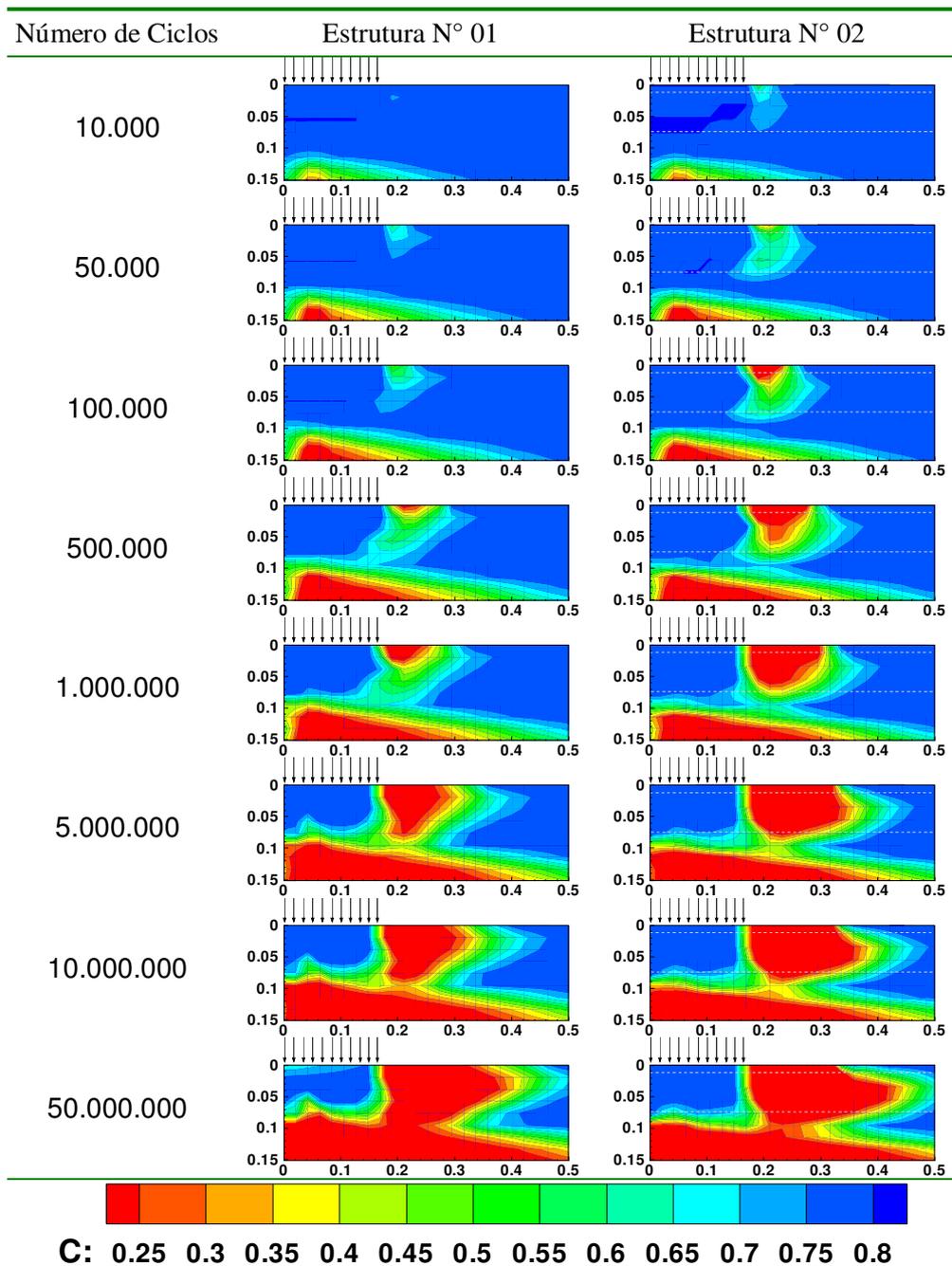


Figura 7.4 – Isolinhas da pseudo-rigidez no interior da camada de revestimento asfáltico.

De acordo com os resultados, observa-se que a estrutura composta de uma mistura convencional e duas modificadas (estrutura N° 02) apresentou uma evolução do dano mais

rápida próximo ao local de carregamento. Por outro lado, na parte inferior da camada de revestimento asfáltico, a estrutura apenas com mistura convencional mostrou uma evolução do dano mais acentuada, inclusive com uma tendência de reflexão na superfície. Outro aspecto importante é a tendência da evolução do dano nas duas direções dentro do revestimento asfáltico, ou seja, uma evolução clássica, de baixo para cima, e uma evolução iniciada na parte superior, adjacente ao local de aplicação de carga.

A evolução mais rápida do dano na parte superior do revestimento na estrutura composta por misturas asfálticas modificadas mostrou ser um resultado considerado contrário às observações de campo. A evolução se mostrou concentrada na região próxima ao carregamento, local onde normalmente trincas longitudinais são ocasionadas em estruturas muito rígidas e sob a ação de pressões de contato elevadas. Diante das informações disponíveis nas análises numéricas e pelas propriedades mecânicas dos materiais utilizados, não foi encontrada uma explicação para esse fenômeno.

Considerando a evolução classicamente conhecida no meio técnico, aquela iniciada na base do pavimento e que evolui em direção à superfície do mesmo, a estrutura que contém os revestimentos com misturas asfálticas modificadas se comportou de maneira mais adequada. As isolinhas mostram uma região crescente onde a redução da pseudo-rigidez se dá. Essas observações corroboram a conclusão apresentada por Molenaar (2007), onde o autor relata que a fadiga em misturas asfálticas na base do revestimento existe, embora não seja necessariamente representada por trincas discretas, mas sim por uma região onde as micro-trincas são distribuídas aleatoriamente. Em simulações numéricas que consideram a situação axissimétrica, seria esperado que a evolução do dano iniciasse no eixo de simetria da estrutura, ou seja, a origem do eixo horizontal. Porém, os resultados mostram que essa evolução inicia-se a aproximadamente 5,0 cm do eixo. Não foi encontrada explicações para esses resultados.

A Figura 7.5 mostra um detalhe das camadas de revestimento asfáltico das estruturas N° 01 e 02 nas proximidades do local de carregamento. Sabidamente, essa é a região onde as tensões de tração são críticas na base do revestimento. Nesse caso, fica claro que a estrutura N° 01 apresenta um pior desempenho comparado com a estrutura N° 02. As isolinhas de pseudo-rigidez mostram que a evolução do dano abrange uma área maior no revestimento contendo apenas uma camada convencional. Mais ainda, observa-se que o dano não evolui em direção às camadas de revestimento asfáltico modificado com borracha de pneu. Comparando as duas figuras nessa região, a estrutura com apenas a mistura convencional mostra uma tendência de refletir o dano induzido na superfície do pavimento, caso haja continuidade do carregamento. Por outro lado, a estrutura com revestimentos modificados mostra uma resistência contra a evolução do dano no sentido vertical.

Outro aspecto interessante apresentado pelas simulações é o início da evolução do dano na superfície do pavimento representado pela estrutura N° 01, logo abaixo de onde o carregamento é aplicado. Essa evolução pode estar relacionada com a tensão residual existente nos intervalos de aplicação do carregamento, já que o relaxamento das tensões é dependente das propriedades mecânicas de cada mistura. Nesse caso, em cada intervalo de descanso, a tendência que o pavimento tem em retornar à sua posição inicial induz o aparecimento de tensões de tração na superfície do pavimento logo abaixo do carregamento. É possível que a repetição de tais tensões possa induzir o aparecimento de dano na mistura asfáltica, principalmente por neste caso estar se tratando de uma mistura convencional.

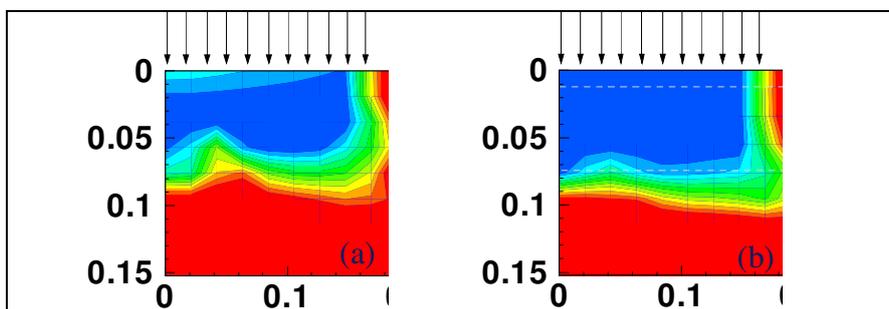


Figura 7.5 – Detalhe das isolinhas da pseudo-rigidez nas camadas do revestimento asfáltico para um número de ciclos de $5,0 \cdot 10^7$: (a) estrutura N° 01 e (b) estrutura N° 02.

As análises numéricas mostram que a evolução do dano no interior das camadas de revestimento asfáltico está em desacordo com o tradicional entendimento de como se dá o trincamento no pavimento asfáltico. Como foi exposto, ao contrário da iniciação das trincas apenas no sentido de baixo para cima, há também a evolução do dano de cima para baixo. Logicamente, esse comportamento vai depender da estrutura adotada e relação entre os valores de rigidez das camadas envolvidas. Além disso, por ser um material viscoelástico, outros fatores são importantes na consideração da evolução do dano em um pavimento, como o tempo de carregamento, área de contato, pressão e temperatura. A seguir, será apresentado um estudo que procura mostrar a influência desses fatores na evolução do dano nas camadas de revestimento asfáltico.

7.3. EFEITO DE ALGUMAS CONDICIONANTES NA EVOLUÇÃO DO DANO NO REVESTIMENTO ASFÁLTICO

Nessa etapa, algumas condicionantes que têm influência direta no comportamento de um pavimento que contenha revestimento asfáltico, serão estudadas. Inicialmente, chama-se a atenção para a estrutura utilizada nas análises numéricas. Como está ilustrada na Figura 7.1, a estrutura N° 03 contém os três tipos de revestimento asfáltico estudados nessa pesquisa, de acordo com o usualmente encontrado nas rodovias no Estado do Arizona. Entretanto, é

importante ressaltar que essas foram as primeiras análises que utilizaram o código numérico VECD-FEP++ e a estrutura adotada não permitiu que uma quantidade adequada de dano fosse induzido à estrutura. Para essas análises, foram realizados estudos que permitiram observar o comportamento da estrutura sob diferentes aspectos relacionados ao pavimento, tais como as propriedades mecânicas das camadas granulares, tempo de carga, temperatura, pressão de contato e carga.

Um dos principais fatores que interferem diretamente no comportamento de um pavimento é o comportamento mecânico das camadas granulares do pavimento. No caso estudado, procurou-se avaliar a evolução do dano no revestimento asfáltico a partir de uma variação drástica (100 %) nos valores dos módulos elásticos das camadas de base e subleito. As condições de carregamento e módulos das camadas granulares estão apresentadas na Tabela 7.4 e a Figura 7.6 mostra um comparativo da evolução do dano no interior do revestimento. As propriedades mecânicas das camadas de revestimento asfáltico são as mesmas utilizadas nas simulações anteriores.

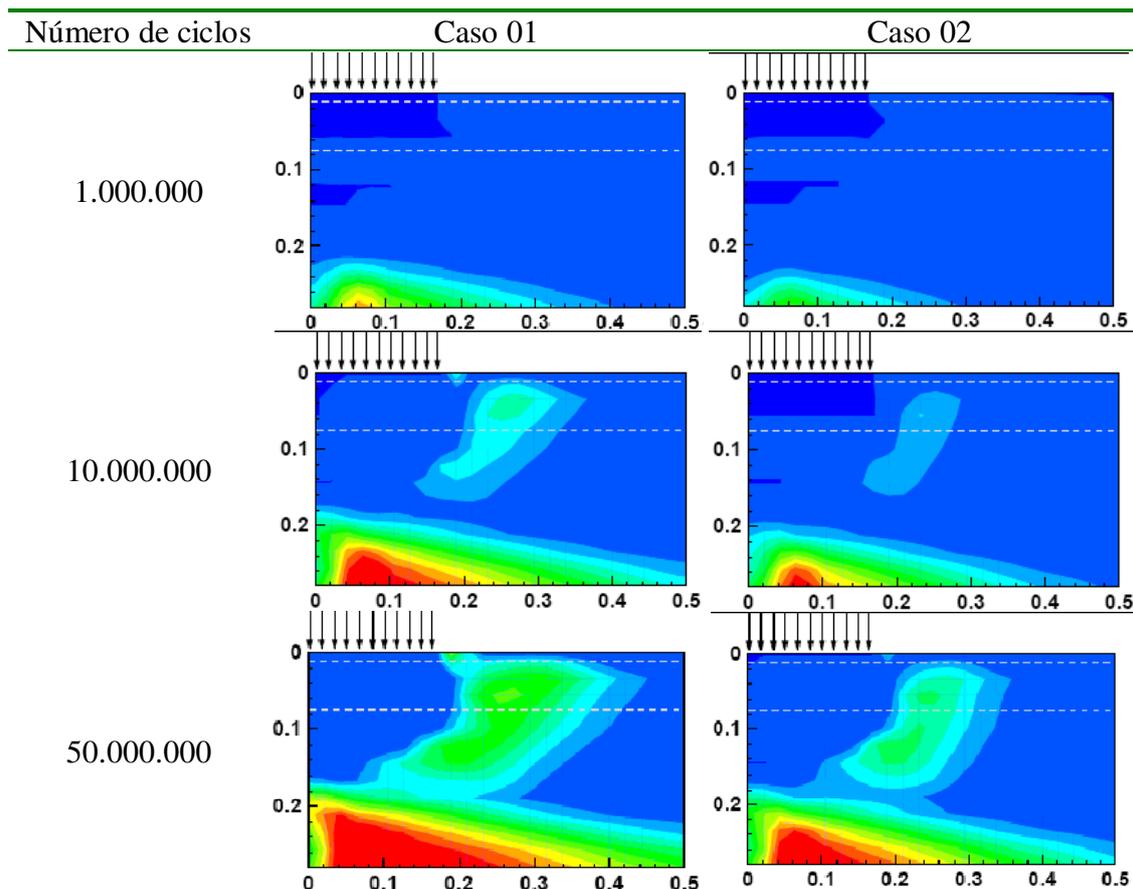


Figura 7.6 – Isolinhas do parâmetro de dano nas camadas de revestimento asfáltico para os casos N° 01 e 02.

Tabela 7.4 – Condições de carregamento dos casos N° 01 e 02.

Caso	Temperatura (°C)	Tensão (kPa)	Carga (kN)	Raio (cm)	Tempo de Carga (s)	Tempo de Descanso (s)	Módulo da Base (kPa)	Módulo do Subleito (kPa)
01	21,0	827,0	74,0	16,9	0,1	0,9	210.000,0	50.000,0
02	21,0	827,0	74,0	16,9	0,1	0,9	420.000,0	100.000,0

Diante dos resultados apresentados, observa-se que a evolução do dano se dá de maneira mais intensa na estrutura onde os valores de módulo elástico das camadas granulares são menores, como era esperado. Um menor suporte do revestimento asfáltico leva ao aparecimento de deformações de tração elevadas na base do revestimento asfáltico, provocando um acréscimo do dano na mistura asfáltica. A Figura 7.6 mostra também que as espessuras consideradas para o revestimento asfáltico não permitiram uma maior distinção entre a evolução do dano, mesmo para uma redução drástica nos valores dos módulos elásticos das camadas granulares. Os resultados mostram a mesma tendência ilustrada na Figura 7.4 com relação à evolução do dano na parte superior do revestimento asfáltico.

Outro fator importante no comportamento de um pavimento é considerado crítico, principalmente nas malhas viárias onde não existe o controle de carga do eixo dos veículos transportadores, é a influência do carregamento na evolução do dano em um revestimento asfáltico. Para mostrar essa interferência, compararam-se dois casos com as mesmas características mecânicas, embora com carregamentos distintos. As condições de carga e propriedades das camadas granulares estão apresentadas na Tabela 7.5, enquanto que a Figura 7.7 ilustra a evolução do dano para os dois casos estudados.

O caso N° 03 mostra que a estrutura do pavimento apresenta pouca evolução de dano com a ação da carga, mesmo para um número de ciclo de $5,0 \cdot 10^7$. Esse é o comportamento esperado em um pavimento dito perpétuo. Por outro lado, com o dobro da carga sendo aplicada no pavimento, mantendo-se a mesma área de carregamento, a estrutura passa a apresentar sinais de evolução do dano na parte inferior do revestimento asfáltico. Esse comportamento é esperado e mostra de maneira clara a influência na evolução do dano pelas sobrecargas existentes em campo.

Tabela 7.5 – Condições de carregamento dos casos N° 03 e 04.

Caso	Temperatura (°C)	Tensão (kPa)	Carga (kN)	Raio (cm)	Tempo de Carga (s)	Tempo de Descanso (s)	Módulo da Base (kPa)	Módulo do Subleito (kPa)
03	21,0	600,0	20,0	10,3	0,1	0,9	210.000,0	50.000,0
04	21,0	1.200,0	40,0	10,3	0,1	0,9	210.000,0	50.000,0

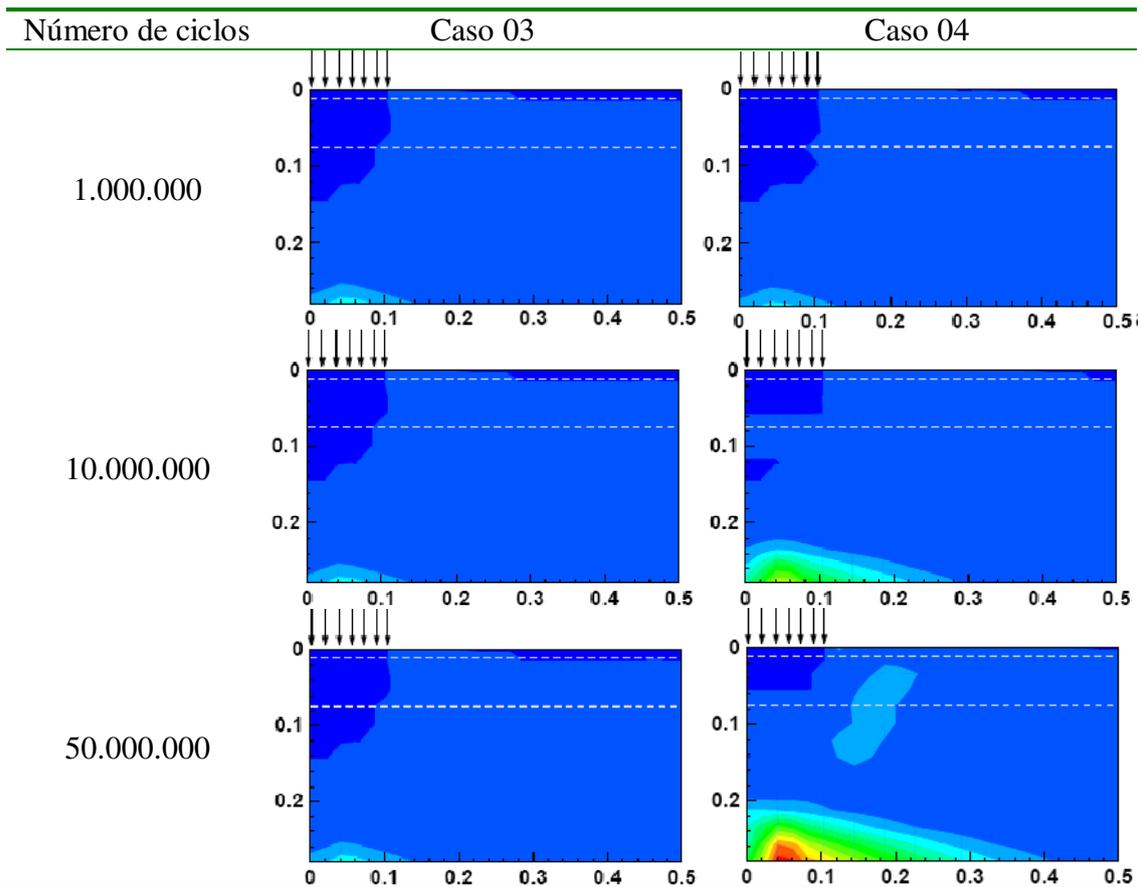


Figura 7.7 – Isolinhas do parâmetro de dano nas camadas de revestimento asfáltico para os casos N° 03 e 04.

Por ser um material viscoelástico, o tempo de carregamento está diretamente ligado ao comportamento mecânico das misturas asfálticas. O tempo do pulso de carga é função principalmente da velocidade em que um veículo se desloca sobre a rodovia, além de ser relativo ao local onde tal pulso é medido, ou seja, em qual profundidade está se medindo o tempo de carregamento. Duas análises foram feitas para que a influência do tempo de carregamento fosse avaliada. As condições de carga e propriedades das camadas granulares estão apresentadas na Tabela 7.6, enquanto que a Figura 7.8 ilustra a evolução do dano para os dois casos estudados.

Os resultados de evolução do dano para os casos N° 01 e 05 mostram que maiores tempo de carregamento induzem uma evolução do dano mais rápida no revestimento asfáltico. Esse resultado é esperado pelo que já foi concluído quando dos resultados obtidos de módulo dinâmico. Menores tempos de carga equivalem a uma maior frequência de carregamento, ou seja, a mistura asfáltica se comportará de maneira mais rígida e, conseqüentemente, as deformações de tração induzidas na parte inferior do revestimento tendem a reduzir. Por outro lado, um carregamento mais longo faz com o material inicie o processo de relaxação, ou seja, as tensões passam a reduzir muito embora as deformações cresçam continuamente.

Tabela 7.6 – Condições de carregamento dos casos N° 01 e 05.

Caso	Temperatura (°C)	Tensão (kPa)	Carga (kN)	Raio (cm)	Tempo de Carga (s)	Tempo de Descanso (s)	Módulo da Base (kPa)	Módulo do Subleito (kPa)
01	21,0	827,0	74,0	16,9	0,1	0,9	210.000,0	50.000,0
05	21,0	827,0	74,0	16,9	0,03	0,97	210.000,0	50.000,0

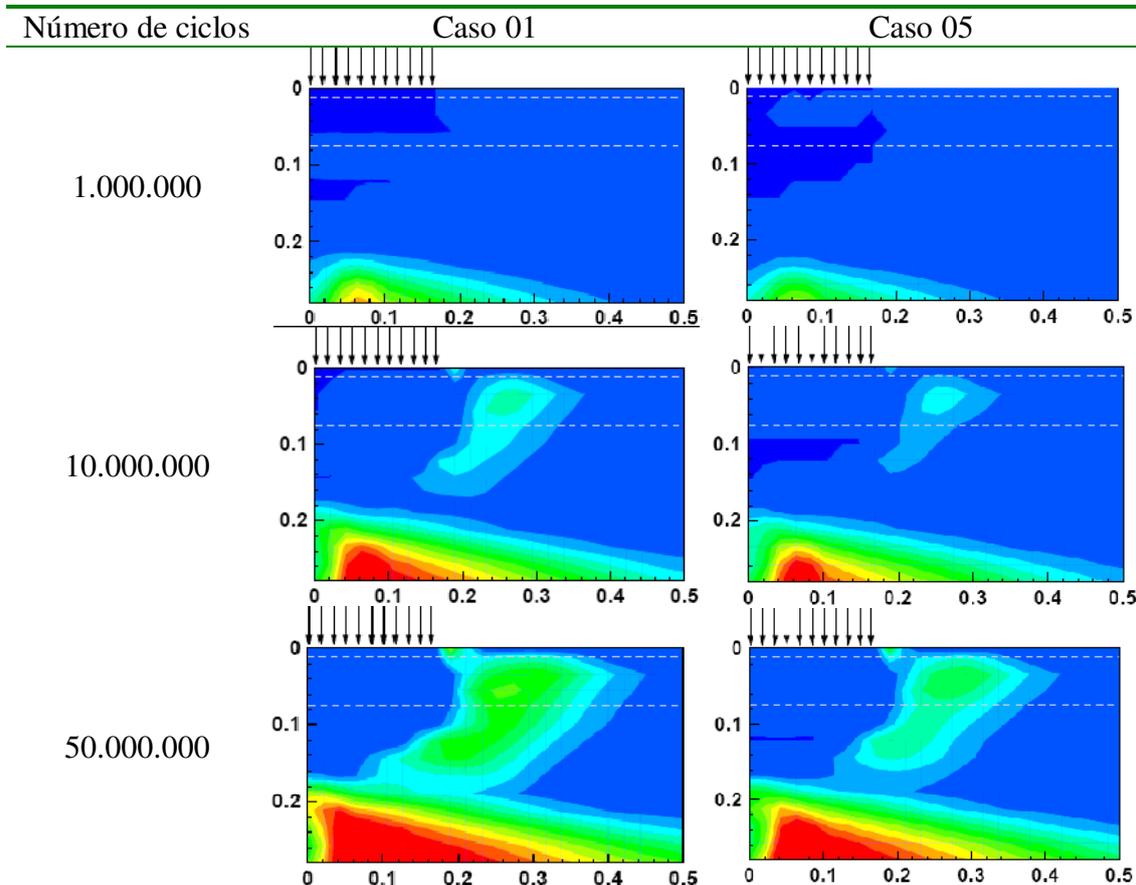


Figura 7.8 – Isolinhas do parâmetro de dano nas camadas de revestimento asfáltico para os casos N° 01 e 05.

Além do tempo de carregamento, a temperatura é outro fator que interfere diretamente no comportamento de um material viscoelástico. A temperatura em um pavimento varia ao longo do dia e também ao longo do ano. Conseqüentemente, o comportamento mecânico de um revestimento asfáltico deve levar em conta a variação da temperatura, juntamente com outros aspectos como velocidade da sollicitação e carga. Considerando uma rodovia onde o tráfego de caminhões se dá somente durante as primeiras e últimas horas do dia, onde as temperaturas são menos elevadas, o comportamento do revestimento asfáltico torna-se diferente de outro local onde o tráfego se dá uniformemente ao longo do dia. Essa interação entre as condicionantes que interferem no comportamento de uma mistura asfáltica é complexa, muito embora pesquisas recentes mostrem que a teoria da viscoelasticidade pode vir a ser um facilitador na avaliação dessas estruturas. Para ter uma idéia de como esse aspecto é levado

em conta no guia de dimensionamento da AASHTO, o programa MEPDG possui a capacidade de avaliar a temperatura no revestimento asfáltico em cada hora do dia por meio de um modelo climático incluído no pacote. Essa capacidade de controlar a variação da temperatura no pavimento é vital para uma correta previsão do desempenho do pavimento ao longo do tempo.

Dois casos procuraram observar o comportamento do pavimento em temperaturas distintas. As condições de carga e propriedades das camadas granulares estão apresentadas na Tabela 7.7, enquanto que a Figura 7.9 ilustra a evolução do dano para os dois casos estudados.

Tabela 7.7 – Condições de carregamento dos casos N° 01 e 06.

Caso	Temperatura (°C)	Tensão (kPa)	Carga (kN)	Raio (cm)	Tempo de Carga (s)	Tempo de Descanso (s)	Módulo da Base (kPa)	Módulo do Subleito (kPa)
01	21,0	827,0	74,0	16,9	0,1	0,9	210.000,0	50.000,0
06	10,0	827,0	74,0	16,9	0,1	0,9	210.000,0	50.000,0

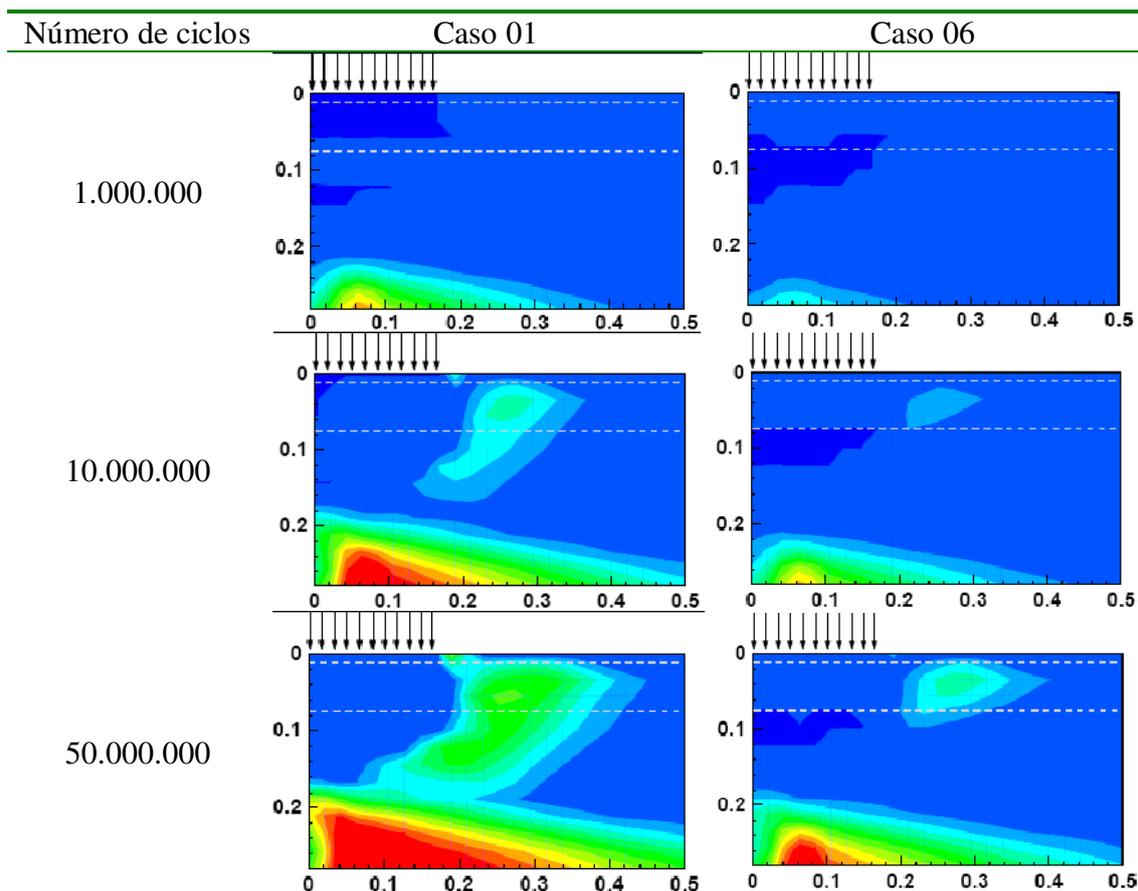


Figura 7.9 – Isolinhas do parâmetro de dano nas camadas de revestimento asfáltico para os casos N° 01 e 06.

Os resultados ilustrados mostram que a evolução do dano se dá mais rapidamente para temperaturas mais elevadas, como era esperado. Para baixas temperaturas, a misturas asfáltica

torna-se mais rígida e, dessa forma, para um determinado carregamento, menor será a deformação de tração experimentada na fibra inferior do revestimento asfáltico. Sob temperaturas elevadas, o revestimento torna-se menos rígido, induzindo o aparecimento de elevadas deformações na base do mesmo, o que acarreta uma evolução do dano mais acentuada. Não se pode confundir os resultados obtidos aqui com aqueles observados nos ensaios de fadiga sob amplitude de deformação constante. Lá, as misturas asfálticas mais rígidas sob a mesma amplitude de deformação que outras menos rígidas possuem pior desempenho a fadiga.

Entretanto, é sabido que em situações onde são realizados ensaios sob amplitude de tensão constante, as misturas mais rígidas apresentam um melhor desempenho que misturas menos rígidas (Tayebali et al. 1994a). Portanto, por se ter uma estrutura espessa, onde possivelmente se observa uma situação típica onde se considera que o pavimento esteja trabalhando sob condições de tensão controlada, os resultados obtidos numericamente mostram-se coerentes quando mostra que baixas temperaturas produzem menor quantidade de dano às camadas de revestimento.

Nenhuma simulação realizada nessa etapa possibilitou verificar a influência das misturas modificadas no comportamento do pavimento e na evolução do dano no interior do revestimento asfáltico. Como foi mencionado anteriormente, a estrutura escolhida não permitiu o desenvolvimento de dano suficiente para tal.

7.4. CONSIDERAÇÕES FINAIS

A utilização de códigos numéricos é uma tendência crescente no estudo do comportamento de pavimentos. Com o auxílio dessa ferramenta, há a possibilidade de visualizar diversos fenômenos que interferem diretamente no desempenho do pavimento. O programa utilizado neste trabalho foi criado pela NCSU e ainda encontra-se em desenvolvimento. Apesar das restrições quanto ao uso do mesmo, alguns estudos numéricos foram realizados com dados experimentais obtidos nessa pesquisa. Acredita-se que futuramente estará disponível para a comunidade técnica um programa mais completo e amigável que permita realizar simulações com modelos constitutivos avançados, principalmente aqueles voltados para os revestimentos asfálticos.

Nesta parte procurou-se observar o comportamento de misturas modificadas com borracha de pneu em estruturas típicas do Estado do Arizona. Com isso, pode-se ter uma idéia da evolução no interior das camadas de revestimento. De maneira resumida, foi possível verificar que as misturas modificadas dificultaram a evolução do dano de baixo para cima, funcionando com uma camada anti-reflexão de trincas. Esse fenômeno foi observado claramente na Figura 7.5.

Em outra etapa, simulações numéricas foram feitas considerando a variação de diferentes condições de carregamento em uma estrutura de pavimento. Pode-se verificar o comportamento das camadas de revestimento frente às variações nos valores de rigidez das camadas granulares, carga, tempo da solicitação e temperatura.

Diante dos resultados, pode-se verificar que os modelos utilizados no código numérico VECD-FEP++ permitem verificar o desempenho do pavimento de maneira mais próxima da realidade. Além disso, ainda está em desenvolvimento a possibilidade da adoção de modelos mais avançados, considerando não apenas a viscoelasticidade, mas também a parcela plástica existente nesses tipos de estruturas.

Capítulo VIII

8. CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA PESQUISAS FUTURAS

8.1. CONCLUSÕES

Trincas por fadiga são um dos principais defeitos em pavimentos asfálticos. Os modelos de previsão utilizados até então são baseados nas observações do comportamento das misturas em ensaios laboratoriais. Sua aplicação prática depende das funções de transferência relativas às peculiaridades existentes em campo e em laboratório. Um dos aspectos negativos com relação ao uso desses modelos é sua limitação às condições existentes durante o desenvolvimento dos mesmos.

Com o objetivo de melhor entender o comportamento das misturas asfálticas frente ao trincamento observado em campo, modelos voltados para os conceitos da mecânica do pavimento vêm sendo desenvolvidos. Dentre eles, destaca-se a metodologia baseada na Teoria do Dano em meio Contínuo para a determinação da evolução do dano no interior da mistura asfáltica. Essa metodologia se mostrou eficiente na previsão da evolução do dano em ensaios de fadiga uniaxiais como foi exposto por alguns trabalhos existentes na literatura. Entretanto, apesar de ser baseada em conceitos relativamente conhecidos em outras áreas, a aplicação dessa metodologia na pavimentação ainda é muito restrita a um determinado tipo de ensaios e a misturas asfálticas convencionais.

Para a utilização dessa nova metodologia em misturas asfálticas, foi preciso caracterizá-las sob os preceitos da Teoria da Viscoelasticidade, obtendo, assim, propriedades fundamentais dos materiais. Ensaios de módulo dinâmico foram realizados dentro do limite linear da viscoelasticidade, sob diferentes temperaturas e frequências de carregamento. Com isso, foi possível criar as chamadas Curvas Mestras utilizando o princípio da superposição tempo-temperatura. Essas curvas permitem obter o valor do módulo dinâmico de uma mistura sob qualquer temperatura e frequência. O uso de uma planilha eletrônica se mostrou eficiente na determinação da Curva Mestre.

Os resultados mostram que temperaturas elevadas e taxas de carregamentos reduzidas resultam em valores de módulo dinâmico menores, o que está condizente com o

comportamento de um material viscoelástico. Para as misturas convencionais, observou-se que os valores do ângulo de fase crescem com o acréscimo da temperatura, como era esperado. Entretanto, a partir de certo ponto, para temperaturas elevadas, o valor decresce, mostrando uma maior influência do esqueleto mineral da mistura asfáltica. Esse processo não é visível para as misturas modificadas com borracha de pneu, o que pode estar relacionado com a susceptibilidade térmica do ligante modificado.

As misturas modificadas com borracha de pneu apresentaram valores de módulo dinâmico menores que as misturas convencionais para a situação não confinada. Apesar da maior viscosidade do ligante modificado, o que resultaria em misturas mais rígidas, essas misturas são fabricadas com volume de vazios elevados. Entretanto, quando os ensaios são realizados sob tensão confinante, considerando os resultados obtidos para temperaturas elevadas, as misturas modificadas apresentaram valores de módulo dinâmico acima daqueles obtidos para as misturas convencionais. Esse comportamento é vantajoso em situações em que as deformações permanentes devam ser minimizadas. Por outro lado, para os valores obtidos a baixas temperaturas, os resultados mostram que as misturas asfálticas modificadas possuem valores de módulo dinâmico menores que os obtidos pelas misturas convencionais. Esse comportamento também é vantajoso considerando a resistência à evolução do dano por fadiga.

Para determinar as Curvas Mestras do módulo de relaxação, o procedimento de interconversão utilizado mostrou-se eficiente. As modelagens das curvas foram feitas com o auxílio da série de Prony. Nesta pesquisa, foram testadas cinco configurações de números de elementos da série para a modelagem das curvas. Como o procedimento foi feito utilizando uma planilha eletrônica, optou-se por modelar a Curva Mestre do módulo de relaxação com 15 elementos, possibilitando a obtenção de uma curva mais próxima do modelo sigmoidal esperado. Observou-se uma boa correlação entre as inclinações da parte central das Curvas Mestras do módulo dinâmico e de relaxação.

Uma grande quantidade de ensaios de fadiga à flexão foi realizada. Inicialmente, procurou-se demonstrar que a realização de ensaios de fadiga sob carregamentos do tipo *haversine* e senoidal são similares considerando os materiais viscoelásticos. Em seguida os resultados foram analisados sob a luz das metodologias tradicionalmente utilizadas pela comunidade técnica. Com isso, pode-se observar que os ensaios resultaram em modelos de vida de fadiga com coeficientes de determinação elevados. Esses modelos são considerados fenomenológicos e não permitem observar a evolução do dano durante a realização do ensaio, além de estarem ligados a um determinado critério de ruptura adotado. Observou-se uma forte correlação entre os coeficientes k_1 e k_2 , resultado esse também observado em alguns trabalhos na literatura.

A evolução do dano no interior da mistura asfáltica foi determinada de maneira adequada por meio da metodologia baseada na Teoria do Dano em Meio Contínuo. Essa conclusão baseou-se nas observações de unicidade das curvas características obtidas nos ensaios sob diferentes amplitudes de deformação. Esses resultados foram encontrados tanto para as misturas convencionais, quanto para as misturas modificadas com borracha de pneu. Ensaios realizados sob temperaturas diferentes resultaram em curvas características distintas para uma mesma mistura. O coeficiente C_2 obtido pela modelagem da curva característica decresce com a temperatura e está diretamente ligado à evolução do dano na mistura asfáltica. Da mesma forma, o parâmetro α também reduz com o acréscimo da temperatura.

Os resultados obtidos para as diferentes misturas utilizadas nesta pesquisa mostram que o valor da rigidez inicial durante a realização do ensaio de fadiga à flexão é um fator importante para as análises realizadas. Caso uma variabilidade seja observada entre amostras de um mesmo tipo de mistura, as curvas características indicam claramente a diferenciação, permitindo um controle efetivo do tipo de material que está sendo testado. Ensaios sob diferentes frequências de carregamentos também foram realizados e os resultados mostram que a curva característica resultante se sobrepõe às demais, indicando uma independência da frequência de carregamento utilizada na caracterização da mistura. Da mesma forma, ensaios sob tensão controlada foram analisados e mostram que as curvas características são coincidentes com aquelas obtidas nos ensaios sob amplitude de deformação constante. Esses resultados são importantes para quando se tem o objetivo de implantar modelos em códigos numéricos, ou seja, a independência do modelo em relação ao tipo de solicitação imposta reduz a necessidade de ensaios adicionais para a caracterização de um determinado material.

A possibilidade da utilização de modelos baseados em conceitos mecânicos possibilitou o uso de modelos de previsão de vida de fadiga considerando apenas as propriedades viscoelásticas e os parâmetros obtidos por meio das análises considerando a evolução do dano nos ensaios de fadiga. Um estudo foi feito para verificar qual critério de ruptura mais adequado aos resultados obtidos. A escolha de um critério de ruptura ainda é um assunto muito discutido no meio técnico. Nesse trabalho, observou-se que para uma pseudo-rigidez de 0,30 os resultados de previsão da vida de fadiga ficaram bem próximos do obtido em laboratório.

As propriedades viscoelásticas das misturas asfálticas foram correlacionadas com alguns parâmetros obtidos pelos ensaios de fadiga. Pode-se verificar que os valores de C_2 crescem com o aumento da rigidez inicial das misturas asfálticas. Uma relação entre o parâmetro α e o coeficiente k_2 , obtido pelo modelo tradicional, foi determinada. Essa relação foi igualmente observada por outros autores na literatura. Da mesma forma, a relação entre a propriedade viscoelástica m e o coeficiente k_2 foi estabelecida, resultando, também, em uma relação entre

o parâmetro α e o valor de m . Assim, possibilitou-se verificar relações entre parâmetros determinados pela metodologia descrita, e baseada nos conceitos da evolução do dano em um meio contínuo, com propriedades viscoelásticas das misturas asfálticas.

Foi proposto um fator (L) que esteja diretamente relacionado ao comportamento a fadiga em misturas asfálticas, dependente apenas das propriedades viscoelásticas e de parâmetros determinados por meios das análises de evolução do dano. Para valores elevados de L , a mistura asfáltica apresenta um melhor desempenho à fadiga.

Por fim, as análises numéricas ilustraram a aplicação prática do modelo descrito. A evolução do dano no interior das camadas de revestimento asfáltico pôde ser observada. Os resultados mostram que, além da tradicional evolução de baixo para cima, existe uma evolução iniciada na superfície do pavimento. A estrutura do pavimento com camadas de revestimento asfáltico, caracterizadas com as propriedades obtidas para as misturas modificadas, apresentaram um bom comportamento contra a evolução do dano que pudesse induzir a reflexão de trincas em campo. Entretanto, observou-se também uma maior evolução do dano na superfície do pavimento. As análises numéricas permitiram analisar diversos fatores que interferem diretamente na evolução do dano no revestimento asfáltico de um pavimento, tais como velocidade e carga da solicitação, temperatura e módulos das camadas granulares.

Para a estrutura avaliada, como era esperado, baixos módulos das camadas granulares aumentam a evolução do dano no revestimento. Frequências de carregamento maiores reduzem a evolução do dano, por induzir uma resposta mais rígida da mistura asfáltica. Por outro lado, temperaturas elevadas induzem uma maior quantidade de dano no caso estudado. É importante ressaltar que os resultados numéricos obtidos foram limitados e impediram conclusões mais claras com relação ao desempenho da estrutura do pavimento.

Diante do exposto, considera-se que a metodologia descrita mostra um potencial para o estudo da evolução do dano em misturas asfálticas utilizadas em pavimentos flexíveis. Entretanto, muito pouco ainda se fez e demais estudos deverão ser realizados para melhorar o entendimento do comportamento desses materiais sob as solicitações advindas do tráfego nas rodovias e sob a influência de diversos outros fatores condicionantes.

8.2. SUGESTÕES PARA PESQUISAS FUTURAS

Para dar continuidade às pesquisas, alguns aspectos não tratados neste trabalho precisam ser esclarecidos e poderão ser parte de estudos futuros. São eles:

- ✧ Realização de mais análises utilizando misturas modificadas com borracha de pneu, reduzindo, assim, a variabilidade nos resultados obtidos;
- ✧ Verificar a aplicabilidade do princípio da superposição tempo-temperatura para observar se as curvas características obtidas sob diferentes temperaturas são coincidentes;
- ✧ Avaliar o comportamento da metodologia quando são utilizados carregamentos descontínuos, ou seja, considerando um período de descanso que promova uma cicatrização das micro-trincas;
- ✧ Realização de ensaios uniaxiais de fadiga em amostras cilíndricas com misturas convencionais e modificadas para verificar se o comportamento é o mesmo do observado nesta pesquisa;
- ✧ Estudar a possibilidade de realização de ensaios uniaxiais de fadiga sob tensões confinantes para verificar a influência do confinamento na evolução do dano;
- ✧ Ter acesso ao código numérico para realização de análises numéricas de melhor qualidade, possibilitando a obtenção de conclusões mais concretas sobre a utilização de misturas modificadas em pavimentos;

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- AASHTO T-321-03 (2003). Determining the Fatigue Life of Compacted Hot-Mix Asphalt (HMA) Subjected to Repeated flexural Bending.
- ABOJARADEH, M. (2003). Predictive Fatigue Models for Arizona Asphalt Concrete Mixtures. PhD Thesis, Arizona State University, Tempe, AZ, EUA, 382 pg.
- ABOJARADEH, M. A., WITCZAK, M. W., MAMLOUK, M. S. & KALOUSH, K. (2007). Validation of Initial and Failure Stiffness Definitions in Flexure Fatigue Tests for Hot Mix Asphalt. *Journal of Testing and Evaluation, ASTM International*, V. 35, N. 1, pp. 1-7.
- ALLEN COOLEY, L., PROWELL, B. D., HAININ, M. R., BUCHANAN, M. S., HARRINGTON, J. (2002). Bulk Specific Gravity Round-Robin Using the Corelok Vacuum-Sealing Device. *NCAT Report 02-11, National Center for asphalt Technology, Aubur, Al, EUA, 123 pg.*
- AL-QADI, I. L. (2007). Pulse Loading Response: Measure vs. 3D Finite Element Analysis. *Apresentação realizada na Reunião do Expert Task Group – Fundamental Properties and Advanced Models, Phoenix, Arizona, EUA.*
- ANDREI, D., WITCZAK, M. W., MIRZA, W. (1999). Development of the 2002 Guide for the Design of New and Rehabilitate Pavement Structures. *NCHRP 1-37A, Appendix CC-4, University of Maryland, EUA.*
- AIREY, G., RAHIMZADEH, B., COLLOP, A. (2003). Linear Viscoelastic Performance of Asphalt Materials. *Road Materials and Pavement Design*, V. 4, N. 3, pp. 269-292.
- APARICIO, S. I. R. (2004). Study of the Asphalt Pavement Damage Through Nondestructive Testing on Overweight Truck Routes. *Master Thesis, Texas A&M University, Texas, EUA, 316 pg.*
- ARTAMENDI, I. & KHALID, H. (2005). Characterization of Fatigue Damage for Paving Asphaltic Materials. *Fatigue Fracture Engineering Materials Structure*, V. 28, pp. 1113-1118.
- ASPHALT INSTITUTE (1982). Thickness Design Asphalt Pavements for Highways and Streets. *Manual Series No.1, MS-1. Lexington, KY, EUA.*
- BODIN, D., PIJAUDIER-CABOT, G., DE LA ROCHE, J. M., CHABOT, A. (2004). A Continuum Damage Approach of Asphalt Concrete Fatigue Tests. *Proceedings of 15th ASCE Engineering Mechanics Conference, New York, EUA.*
- BODIN, D., PIJAUDIER-CABOT, G., DE LA ROCHE, C., PIAU, JM., CHABOT, A. (2004). Continuum Damage Approach to Asphalt Concrete Fatigue Modeling. *Journal of Engineering Mechanics*, V. 130, N.6, pp. 700-708.
- BONNAURE, F., GRAVOIS, A., UDRON, J. (1980). A New Method for Predicting the Fatigue Life of Bituminous Mixes. *Proceedings of Association of Asphalt Paving Technologists – AAPT*, V. 49.

- CARPENTER, S. H., GHUZLAN, K. A., SHEN, S. (2003). Fatigue Endurance Limit for Highway and Airport Pavements. *Transportation Research Record, N° 1832, TRB, National Research Council, Washington, D.C., EUA, pp. 131-138.*
- CHABOCHE, J. L. & LESNE, P. M. (1988). A Non-Linear Continuous Fatigue Damage Model. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures. Vol. 11, N° 1, pp. 1-17.*
- CHEHAB, G. R. (2002). Characterization of Asphalt Concrete in Tension Using a Viscoelastoplastic Model. *PhD Thesis, North Carolina State University, Raleigh, North Carolina, USA, 298 pg.*
- CHRISTENSEN, R. M. (2003). Theory of Viscoelasticity. *Dover Publications, Inc, 2nd Ed. New York, USA, 364 pg.*
- DANIEL, J. S. (2001). Development of a Simplified Fatigue Test and Analysis Procedure Using a Viscoelastic Continuum Damage Model and its Implementation to WestTrack Mixtures. *PhD Thesis, North Carolina State University, Raleigh, North Carolina, USA.*
- DANIEL, J. S. & KIM, Y. R. (2002). Development of a Simplified Fatigue Test and Analysis Procedure Using a Viscoelastic, Continuum Damage Model. *Proceedings of Association of Asphalt Paving Technologists – AAPT. Colorado – EUA.*
- DANIEL, J. S., BISIRRI, W., KIM, Y. R. (2004). Fatigue Evaluation of Asphalt Mixtures Using Dissipated Energy and Viscoelastic Continuum Damage Approaches. *Proceedings of Association of Asphalt Paving Technologists – AAPT, V. 73.*
- DI BENEDETTO, H., DE LA ROCHE, C., BAAJ, H., PRONK, A., LUNDSTRÖM, R. (2004). Fatigue of Bituminous Mixtures. *Materials and Structures, V. 37, pp. 202-216.*
- FERRY, J. (1980). Viscoelastic Properties of Polymers. *John Wiley & Sons, 3rd Ed., New York, 641 pg.*
- GHUZLAN, K. (2001). Fatigue Damage Analysis in Asphalt Concrete Mixtures Based Upon Dissipated Energy Concepts. *PhD Thesis, University of Illinois at Urbana-Champaign, EUA, 282 pg.*
- GHUZLAN, K. & CARPENTER, S. H. (2000). Energy-Derived Damage Based Failure Criteria for Fatigue Testing. *Transportation Research Record, N° 1723, TRB, National Research Council, Washington, D.C., EUA, pp. 141-149.*
- GIBSON, N. H., SCHWARTZ, C. W., SCHAPERLY, R. A., WITCZAK, M. W. (2003). Confining Pressure effects on Viscoelasticity, Viscoplasticity and Damage in Asphalt Concrete. *16th ASCE Engineering Mechanics Conference. University of Washington, Seattle, EUA.*
- GOLDEN, H. J., STRGANAC, T. W., SCHAPERLY, R. A. (1999). An Approach to Characterize Nonlinear Viscoelastic Material Behavior Using Dynamic Mechanical Tests and Analyses. *Journal of Applied Mechanics, Transactions of the ASME, 66, 872-878.*

- HARTMAN, A. M. & GILCHRIST, M. D. (2004). Evaluating Four-Point Bend Fatigue of Asphalt Mix Using Image Analysis. *Journal of Materials in Civil Engineering*, Vol. 16, N° 1, pp. 60-68.
- KACHANOV, L. M. (1986). Introduction to Continuum Damage Mechanics. *Martinus Nijhoff, Dordrecht, The Netherlands*, 133 pg.
- KALOUSH, K. E., WITCZAK, M. W., WAY, G. B., ZBOROWSKI, A., ABOJARADEH, M., SOTIL, A. (2002). Performance Evaluation of Arizona Asphalt Rubber Mixtures Using Advanced Dynamic Material Characterization Tests. *Final Report Submitted to ADOT – Ira A. Fulton School of Engineering, Department of Civil and Environmental Engineering, Arizona State University, Tempe, AZ, EUA*, 181 pg.
- KALOUSH, K. E., ZBOROWSKI, A., BARI, J., BILIGIRI, K. B., RODEZNO, M. C., (2006a). Performance Evaluation of Asphalt Rubber Mixtures in Arizona – Two Guns and JackRabbit Projects. *Final Report Submitted to ADOT. Ira A. Fulton School of Engineering, Department of Civil and Environmental Engineering, Arizona State University, Tempe, AZ, EUA*, 236 pg.
- KALOUSH, K. E., ZBOROWSKI, A., BILIGIRI, K. B., RODEZNO, M. C., MELLO, L. G. R. (2006b). Performance Evaluation of Asphalt Rubber Mixtures in Arizona – Silver Springs and Badger Springs Projects. *Final Report Submitted to ADOT. Ira A. Fulton School of Engineering, Department of Civil and Environmental Engineering, Arizona State University, Tempe, AZ, EUA*, 225 pg.
- KIM, Y. R., LITTLE, D. N., LYTTON, R. L. (2002a). Use of Dynamic Mechanical Analysis (DMA) to Evaluate the Fatigue and Healing Potential of Asphalt Binders in Sand Asphalt Mixtures. *Proceedings of Association of Asphalt Paving Technologists – AAPT*, V. 71, pp. 176-206.
- KIM, Y. R., DANIEL, J. S., WEN, H. (2002b). Fatigue Performance Evaluation of West Track Asphalt Mixtures Using Viscoelastic Continuum Damage Approach. *Final Report N° FHWA/NC/2002-004, Federal Highway Administration, EUA*, 231 pg.
- KIM, Y., LEE, H. J., LITTLE, D. N., KIM, Y. R. (2006a). A Simple Testing Method to Evaluate Fatigue Fracture and Damage Performance of Asphalt Mixtures. *Proceedings of Association of Asphalt Paving Technologists – AAPT*, V. 75.
- KIM, Y. R., UNDERWOOD, S., MUN, S., GUDDATI, M. N. (2006b). Perpetual Pavement Evaluation Using the Viscoelastic Continuum Damage Finite Element Program. *Submitted to the International Conference on Perpetual Pavement*.
- KRAJCINOVIC, D. (1989). Damage Mechanics. *Mechanics of Material*, Vol. 8, pp. 117-197.
- KUTAY, M.E., GIBSON, N. H., YOUTCHEFF, J. (2008). Use of Pseudostress and Pseudostrain Concepts for Characterization of Asphalt Fatigue Tests. *6th Rilem International Conference on Cracking in Pavement, Chicago, Illinois, EUA*, pp. 305-314.

- LEE, H. J., KIM, Y. R., LEE, S. W. (2003). Prediction of Asphalt Mix Fatigue Life with Viscoelastic Material Properties. *Transportation Research Record*, N. 1832, *Transportation Research Board, Washington D.C., EUA*, pp. 139-147.
- LEMAITRE, J. (1984). How to Use Damage Mechanics. *Nuclear Engineering and Design*, V. 80, pp. 233-245.
- LUNDSTRÖM, R. & ISACSSON, U. (2003). Asphalt Fatigue Modeling Using Viscoelastic Continuum Damage Theory. *International Journal of Road Materials and Pavement Design*, V.4, N. 1, pp. 50-75.
- LUNDSTRÖM, R., DI BENEDETTO, H., ISACSSON, U. (2004). Influence of Asphalt Mixture Stiffness on Fatigue Life. *Journal of Materials in Civil Engineering*, Vol. 16, N. 6, pp. 516-525.
- LUNDSTRÖM, R. & ISACSSON, U. (2004). An Investigation of the Applicability of Schapery's Work Potential Model for Characterization of Asphalt Fatigue Behavior. *Proceedings of Association of Asphalt Paving Technologists – AAPT*, V. 73.
- MEDINA, J. & MOTTA, L. G. (2005). *Mecânica dos Pavimentos*. 2ª. Edição.
- MOLENAAR, A. A. A. (2007). Prediction of Fatigue Cracking in Asphalt Pavements: Do We Follow the Right Approach? *Proceedings of Transportation Research Board Annual Meeting– TRB, Washington, EUA*.
- MONISMITH, C. L., EPPS, J. A., FINN, F. N. (1985). Improved Asphalt Mix Design. *Proceedings of Association of Asphalt Paving Technologists – AAPT*, V. 54, pp. 347-406.
- 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 Material*, V. 24, pp. 241-255.
- PARK, S.W. & SHAPERY, R. A. (1997). A Viscoelastic Constitutive Model for Particulate Composites with Growing Damage. *International Journal of Solids and Structures*, V. 34, N° 8, pp. 931-947.
- PARK, S.W. & SHAPERY, R. A. (1999). Methods on Interconversion between Linear Viscoelastic Materials Functions. Part I – A Numerical Method Based on Prony Series. *International Journal of Solids and Structures*, V. 36, pp. 1653-1675.
- PARK, S.W. & KIM, Y. R. (2001). Fitting Prony-Series Viscoelastic Models with Power-law Presmoothing. *Journal of Materials in Civil Engineering*, Vol. 13, N° 1, pp 26-32.
- PELLINEN, T. K. (2001). Investigation of the Use of Dynamic Modulus as an Indicator of Hot-Mix Asphalt Performance. *PhD Thesis, Arizona State University, Arizona, EUA*, 803 pg.
- PRONK, A. C. & HOPMAN, P. C. (1990). Energy Dissipation: The Leading Factor of Fatigue. *Proceedings of United State Strategic Highway Research Program – Sharing the Benefits*, London.

- PRONK, A. C. (1997). Fatigue Lives of Asphalt Beams in 2 and 4 Point Dynamic Bending Tests Based on a “new” Fatigue Life Definition Using the Dissipated Energy Concept. *Road and Hydraulic Engineering Division, Rijkswaterstaat, The Netherlands*, 23 pg.
- PRONK, A.C. & ERKENS, S.M.J.G. (2001). A Note on Fatigue Bending Tests Using a Haversine Loading. *Road Materials and Pavement Design, Vol. 2, N. 4*, pp. XXX.
- PRONK, A. C. (2006). Partial Healing, a New Approach for the Damage Process During Fatigue Testing of Asphalt Specimen. *Asphalt Concrete: Simulation, Modeling and Experimental Characterization, ASCE*, pp 83-94.
- RAJ, D., MYERS, L., D’ANGELO, J., PAUGH, C., GUDIMETTLA, J. (2007). Testing Frequency to Pavement Loading Time Conversion. Apresentação realizada na FHWA Expert Task Group Meeting, Arizona, EUA.
- RAUHUT, J. B. & KENNEDY, T. W. (1982). Characterizing Fatigue Life for Asphalt Concrete Pavements. *Transportation Research Record, N° 888, TRB, National Research Council, Washington, D.C., EUA*, pp. 47-56.
- RODRIGUES, R. M. (2000). A Model for Fatigue Cracking Prediction of Asphalt Pavements Based on Mixture Bonding Energy. *International Journal of Pavement Engineering, Vol. 1(2)*, pp. 133-149.
- ROWE, G. M. & BOULDIN, M. G. (2000). Improved Techniques to Evaluate the Fatigue Resistance of Asphalt Mixtures. *Proceedings of 2nd Eurasphalt & Eurobitumen Congress, Barcelona, Spain*, pp. 754-763.
- SAYEGH, G. (1967). Viscoelastic Properties of Bituminous Mixtures. 2nd. *International Conference on the Structural Design of Asphalt Pavements. University of Michigan*, pp. 743-755.
- SCHAPERLY, R. A. (1984). Correspondence Principle and a Generalized J-Integral for Large Deformation and Fracture Analysis of Viscoelastic Media. *International Journal of Fracture, V. 25*, pp. 195-223.
- SCHAPERLY, 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.
- SCHAPERLY, R. A. & PARK, S.W. (1999). Methods on Interconversion between Linear Viscoelastic Materials Functions. Part II – An approximate Analytical Method. *International Journal of Solids and Structures, V. 36*, pp. 1677-1699.
- SCHÜZ, W. (1996). A History of Fatigue. *Engineering Fracture Mechanics, Vol. 54(2)*, pp. 263-300.
- SIAS, J. E. (1996). Rate-Dependent Stiffnesses of asphalt Concrete Used for Field to Laboratory Prediction and Fatigue and Healing Evaluation. Master Thesis, North Carolina State University, Raleigh, NC, EUA.

- SOTIL, A. (2005). Use of the Dynamic Modulus E Test as Permanent Deformation Performance Criteria for Asphalt Pavement Systems. *PhD Thesis, Arizona State University, Arizona, EUA, 658 pg.*
- TAYEBALI, A. A., DEACON, J. A., COPLANTZ, J. S., HARVEY, J. T., MONISMITH, C. L. (1994a). Fatigue Response of Asphalt-Aggregate Mixes. Part I – Test Method Selection. *Strategic Highway Research Program – SHRP-A-404, National research Council.*
- TAYEBALI, A. A., DEACON, J. A., COPLANTZ, J. S., FINN, F. N., MONISMITH, C. L. (1994b). Fatigue Response of Asphalt-Aggregate Mixes. Part II – Extended Test Program. *Strategic Highway Research Program – SHRP-A-404, National research Council.*
- TSCHOEGL, N. W. (1989). The Phenomenological Theory of Linear Viscoelastic Behavior. *Springer Verlag, 769 pg.*
- UZAN, J., ZHOU, F., LYTTON, R. L. (2005). FractureEnergy: What is it in a Visco-Elastic Visco-Plastic Material? *Proceedings of Association of Asphalt Paving Technologists – AAPT, V. 74E.*
- UZAN, J. & LEVENBERG, E. (2007). Advanced Testing Characterization of Asphalt Concrete Materials in Tension. *International Journal of Geomechanics, Vol. 7, N. 2, 158-165.*
- VAN DIJK, W. (1975). Pratical Fatigue Characterization of Bituminous Mixes. *Proceedings of Association of Asphalt Paving Technologists – AAPT, V. 44, pp. 38-74.*
- WITCZAK, M. W. & UZAN, J. (1988). The Universal Airport Pavement Design System, Report I of IV: Granular Material Characterization. *University of Maryland, College Engineering, College Park, MD, EUA.*
- WITCZAK, M. W., BONAQUIST, R., VON QUINTUS, H., KALOUSH, K. E. (1999). Specimen Geometry and Aggregate Size Lab Test Study. *Superpave Support and Performance Models Management, NCHRP 9-19, Task F – Advanced Mixture Characterization, Team Report SLS-03, Vol. I, Arizona State University, Arizona, EUA, 132 pg.*
- WITCZAK, M. W., KALOUSH, K. E., PELLINEN, T., EL-BASYOUNY, M., VON QUINTUS, H. (2002). Simple Performance Test for Superpave Mix Design. *NCHRP Report 465, Transportation Research Board, Washington, D.C., EUA, 105 pg.*

APÊNDICE

A. DERIVAÇÃO DA ENERGIA DISSIPADA EM UM MATERIAL VISCOELÁSTICO SOB UM CARREGAMENTO HARMÔNICO

Sabidamente, os materiais elásticos submetidos a um determinado carregamento armazenam energia de tal forma que, cessando-se tal carregamento, o mesmo retorna à sua conformação original. Nesse caso, tensão e deformação estão em fase, não apresentando, portanto, nenhuma perda de energia durante o ciclo de carga e descarga.

Para os materiais viscoelásticos o mesmo não acontece. Por terem a parcela viscosa como característica intrínseca do seu comportamento mecânico, tensão e deformação não se encontram em fase, ou seja, suas respostas máximas não são coincidentes, seja em um ciclo ou ao longo de vários ciclos de carga e descarga. Para determinar a perda de energia durante um ciclo, pode-se integrar o incremento do trabalho realizado sob um período T qualquer da seguinte maneira:

$$\Delta W = \int_0^T \sigma \cdot \frac{\partial \varepsilon}{\partial t} \cdot dt \quad \text{A.1}$$

A Figura 2.2 mostra a configuração de um carregamento harmônico aplicado em um material viscoelástico, com suas respectivas respostas. As funções senoidais que caracterizam a carga e a resposta do material são expressas pelas Equações 2.3 e 2.4, respectivamente. Substituindo na Equação A.1 tem-se:

$$\Delta W = \int_0^T \omega \cdot \sigma_0 \cdot \varepsilon_0 \cdot \sin(\omega t + \varphi) \cdot \cos(\omega t) \cdot dt \quad \text{A.2}$$

Usando as relações trigonométricas, pode-se reescrever a equação da seguinte maneira:

$$\Delta W = \int_0^T \frac{\omega \cdot \sigma_0 \cdot \varepsilon_0}{2} \cdot \sin(2\omega t + \varphi) \cdot dt + \int_0^T \frac{\omega \cdot \sigma_0 \cdot \varepsilon_0}{2} \cdot \sin(\varphi) \cdot dt \quad \text{A.3}$$

$$\begin{aligned} \Delta W = & \int_0^T \frac{\omega \cdot \sigma_0 \cdot \varepsilon_0}{2} \cdot \sin(2\omega t) \cdot \cos(\varphi) \cdot dt + \int_0^T \frac{\omega \cdot \sigma_0 \cdot \varepsilon_0}{2} \cdot \cos(2\omega t) \cdot \sin(\varphi) \cdot dt + \\ & + \int_0^T \frac{\omega \cdot \sigma_0 \cdot \varepsilon_0}{2} \cdot \sin(\varphi) \cdot dt \end{aligned} \quad \text{A.4}$$

$$\Delta W = \frac{\omega \cdot \sigma_0 \cdot \varepsilon_0}{2} \cdot \cos(\varphi) \cdot \int_0^T \sin(2\omega t) \cdot dt + \frac{\omega \cdot \sigma_0 \cdot \varepsilon_0}{2} \cdot \sin(\varphi) \cdot \int_0^T \cos(2\omega t) \cdot dt +$$

$$+ \frac{\omega \cdot \sigma_0 \cdot \varepsilon_0}{2} \cdot \sin(\varphi) \cdot \int_0^T dt \quad \text{A.5}$$

Resolvendo as integrais, a equação fica:

$$\Delta W = \frac{\omega \cdot \sigma_0 \cdot \varepsilon_0}{2} \cdot \cos(\varphi) \cdot [-\cos(2\omega t)]_0^T + \frac{\omega \cdot \sigma_0 \cdot \varepsilon_0}{2} \cdot \sin(\varphi) \cdot [\sin(\omega t)]_0^T + \frac{\omega \cdot \sigma_0 \cdot \varepsilon_0}{2} \cdot \sin(\varphi) \cdot (t)_0^T \quad \text{A.6}$$

Após a resolução dos termos, a energia dissipada durante um ciclo de período T é então:

$$\Delta W = \pi \cdot \sigma_0 \cdot \varepsilon_0 \cdot \sin(\varphi) \quad \text{A.7}$$

Dessa forma, a energia dissipada durante um determinado ciclo, sob um carregamento harmônico senoidal, é função exclusivamente das amplitudes de deformação e tensão e do ângulo da fase.

B. CONSIDERAÇÕES COM RELAÇÃO AO CARREGAMENTO HARMÔNICO

Os ensaios realizados nesta pesquisa utilizaram um carregamento harmônico contínuo, muito embora se saiba que os carregamentos existentes em campo sejam descontínuos e não harmônicos. Pode-se considerar que em campo os carregamentos são seguidos pelos períodos de descanso, ou seja, tempo no qual um material viscoelástico relaxa após a aplicação de certo carregamento. O modelo desenvolvido por Lee (1996) procurou abranger, também, a consideração de períodos de descanso na evolução do dano nas misturas asfálticas. Outras pesquisas vêm sendo desenvolvidas procurando determinar a influência destes períodos de descanso na vida de fadiga e na cicatrização das micro-trincas existentes nos revestimentos asfálticos (Kim et al. 2002a, Pronk 2006).

As diferenças observadas nos carregamentos observados em campo com aqueles usualmente utilizados em laboratório são aspectos importantes que devem ser considerados em qualquer análise mecanística no estudo de um pavimento, principalmente quando se trata de materiais viscoelásticos. Entretanto, há de se considerar que a obtenção de propriedades viscoelásticas em materiais viscoelásticos, tais como módulo complexo e ângulo de fase, só são possíveis com a aplicação de um carregamento harmônico contínuo, ou seja, em regime permanente. Assim, deve-se definir a finalidade dos estudos a serem realizados, separados naqueles onde se procura obter as características dos materiais viscoelásticos ou pesquisas relacionadas com a finalidade de se obter o desempenho do material sob as condições existentes em campo.

Um fator importante na caracterização de um material viscoelástico, mais especificamente na determinação do seu módulo dinâmico, é a frequência de aplicação a ser aplicada nos ensaios em laboratório. Recentemente, na reunião do *Expert Task Group* (ETG) realizada em 2007, no estado do Arizona, alguns trabalhos foram apresentados, ilustrando considerações sobre a frequência de carregamento a ser utilizada nos ensaios laboratoriais diante de um determinado tempo de carregamento observado em campo. Ou seja, para um carregamento em campo onde o tempo do pulso observado seja igual a $t = 0,1$ s, qual seria a frequência de carregamento a ser aplicada no ensaio de módulo dinâmico?

Inicialmente, o guia MEPDG considera a seguinte conversão entre tempo e frequência:

$$t = \frac{1}{f} \quad \text{B.1}$$

Nesse caso, para um tempo de carregamento igual a $t = 0,1$ s, a frequência relativa em que o ensaio laboratorial deverá ser feito é de 10 Hz. Deve-se atentar, contudo, que para um carregamento harmônico contínuo a relação correta entre o período da onda e a frequência é:

$$T = \frac{1}{f} \quad \text{B.2}$$

onde T é o período da onda, definido como $T = 2\pi/\omega$.

De acordo com Ferry (1980), um experimento periódico sob uma frequência angular ω é qualitativamente equivalente a um experimento transiente num tempo $t = 1/\omega$. Esse é também o entendimento nas referências relacionadas com a reologia dos ligantes asfálticos, como apresentado por Raj et al. (2007). Nesse caso, o resultado torna-se diferente daquele adotado pelo guia MEPDG. Para um tempo de carregamento $t = 0,1$ s, a frequência angular é então determinada pela formulação a seguir:

$$\omega = \frac{1}{t} \quad \text{B.3}$$

Assim, com $\omega = 10 \text{ rad/s}$, pode-se determinar a frequência que será aplicada pela formulação:

$$\omega = 2\pi f \quad \text{B.4}$$

A frequência resultante é de 1,59 Hz, ou seja, bem abaixo do valor determinado considerando a Equação B.1. A diferença observada na metodologia de cálculo adotada pode influenciar sobremaneira os valores de módulo dinâmico resultante, com a metodologia considerada no

MEPDG contra a segurança, ou seja, superestimando o valor do módulo. Segundo Raj et al. (2007), a origem da relação apresentada pela Equação B.3 é a inversão, por meio da Série de Fourier, da transformação do domínio da frequência para o domínio do tempo. Para compensar a diferença observada entre as duas metodologias, alguns autores apresentam novas relações entre o tempo e a frequência de ensaio, como a apresentada por Daniel (2001):

$$t = \frac{0,1}{f} \quad \text{B.5}$$

Nesse caso, para $t = 0,1$ s a frequência calculada é de 0,1 Hz, um valor mais próximo do obtido conforme a metodologia usada pela reologia. Sias (1996) citado por Lee (1996) apresenta uma relação similar, com $f = 0,08/t$.

C. DEMONSTRAÇÃO DA FORMULAÇÃO APRESENTADA PELA EQUAÇÃO 6.6

Neste item, será demonstrada a metodologia adotada para se obter a formulação apresentada pela Equação 6.6. Considerando a densidade de energia de pseudo-deformação e a formulação adotada para o cálculo da pseudo-deformação por meio da rigidez à flexão, tem-se:

$$W^R = \frac{I}{2} \cdot C \cdot (\varepsilon^R)^2 \quad \text{C.1}$$

$$\varepsilon^R = \frac{1}{E_R} \cdot [\varepsilon_0 \cdot |S^*| \cdot \sin(\omega t + \theta + \varphi)] \quad \text{C.2}$$

Derivando a função densidade de energia de pseudo-deformação com relação ao parâmetro de dano, tem-se:

$$\frac{\partial W^R}{\partial D} = \frac{I}{2} \cdot (-C_1 C_2 \cdot D^{C_2-1}) \cdot (\varepsilon^R)^2 \quad \text{C.3}$$

Pode-se substituir a Equação C.3 na lei de evolução do dano considerada nesse trabalho, onde:

$$\frac{dD}{dt} = \left(\frac{I}{2} \cdot (C_1 C_2 \cdot D^{C_2-1}) \cdot (\varepsilon^R)^2 \right)^\alpha \quad \text{C.4}$$

$$D^{-\alpha \cdot (C_2-1)} \cdot dD = \left(\frac{I}{2} \cdot (C_1 C_2) \cdot (\varepsilon^R)^2 \right)^\alpha \cdot dt \quad \text{C.5}$$

Integrando os dois lados do tempo 0 ao tempo t_f , definido na ruptura, tem-se:

$$\frac{D_f^{1-\alpha.(C_2-1)}}{1-\alpha.(C_2-1)} = \left(\frac{l}{2} \cdot (C_1 C_2)\right)^\alpha \cdot \int_0^{t_f} (\varepsilon^R)^{2\alpha} dt \quad C.6$$

Nesse caso, não há a necessidade de se conhecer o comportamento da pseudo-deformação ao longo de um ciclo, mas sim seu valor máximo. Dessa forma, tem-se:

$$\frac{D_f^{1-\alpha.(C_2-1)}}{1-\alpha.(C_2-1)} = \left(\frac{l}{2} \cdot (C_1 C_2)\right)^\alpha \cdot \int_0^{t_f} (\varepsilon_0 \cdot |S^*|)^{2\alpha} dt \quad C.7$$

O valor da rigidez dinâmica a flexão considerada na equação acima é aquela oriunda de quando a amostra não apresenta nenhum dano induzido, ou seja, a rigidez à flexão da amostra íntegra ou a rigidez à flexão para os limites da viscoelasticidade linear. Por não ser função do tempo, a Equação C.7 fica:

$$\frac{D_f^{1-\alpha.(C_2-1)}}{1-\alpha.(C_2-1)} = \left(\frac{l}{2} \cdot (C_1 C_2)\right)^\alpha \cdot (\varepsilon_0 \cdot |S^*|)^{2\alpha} \cdot t_f \quad C.8$$

Como o tempo t_f pode ser definido com o número de ciclos até a ruptura, dividido pela frequência do carregamento aplicado, encontra-se a formulação desejada:

$$N_f = \frac{f \cdot (D_f)^{1+(1-C_2).\alpha}}{[1+(1-C_2).\alpha] \cdot (0,5.l.C_1.C_2)^\alpha} \cdot |S^*|^{-2\alpha} \cdot (\varepsilon_0)^{-2.\alpha} \quad C.9$$

É importante ressaltar que o parâmetro de dano foi determinado considerando sua evolução como sendo aquela referente a apenas metade do tempo de cada ciclo. Com isso, o número de ciclos determinado pela Equação C.9 deverá ser multiplicado por 2 para que haja coerência no comparativo entre os valores observados nos ensaios e aqueles determinado pelo modelo matemático.

D. RESULTADOS DAS CURVAS CARACTERÍSTICAS DE MISTURAS ASFÁLTICAS QUE FAZEM PARTE DO BANCO DE DADOS DA ASU

Aqui serão apresentadas as curvas características das misturas asfálticas que foram ensaiadas a fadiga a flexão e que fazem parte do banco de dados do laboratório de pavimentação da ASU, assim como os resultados das misturas estudadas nessa pesquisa, mas que não foram apresentados durante o texto. As misturas que fazem parte do banco de dados são basicamente convencionais, fabricadas com diferentes tipos de ligantes e curvas granulométricas. A apresentação desses resultados visa, principalmente, validar a caracterização dos ensaios de fadiga a flexão sob a ótica da teoria do dano em meio contínuo, até então aplicada somente em ensaios uniaxiais. Esses resultados também serviram para criar correlações apresentadas no Capítulo 5.

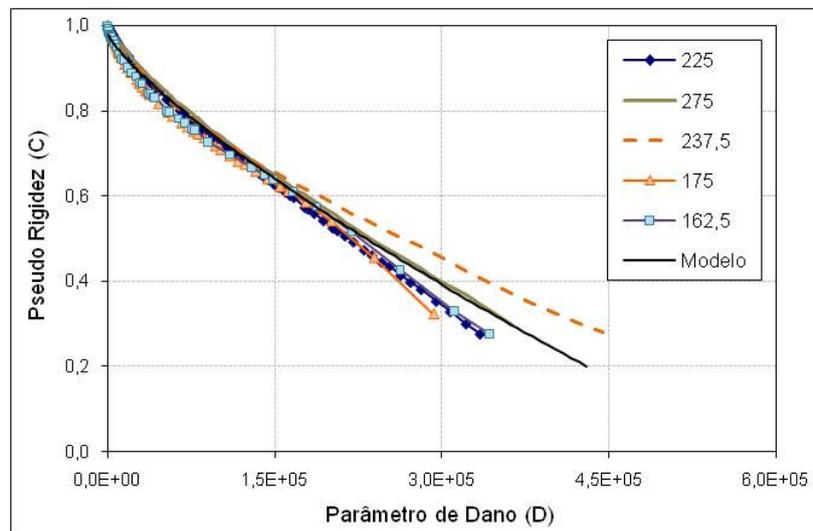


Figura D.1 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (KR7TR, Temp. = 5°C; 10 Hz).

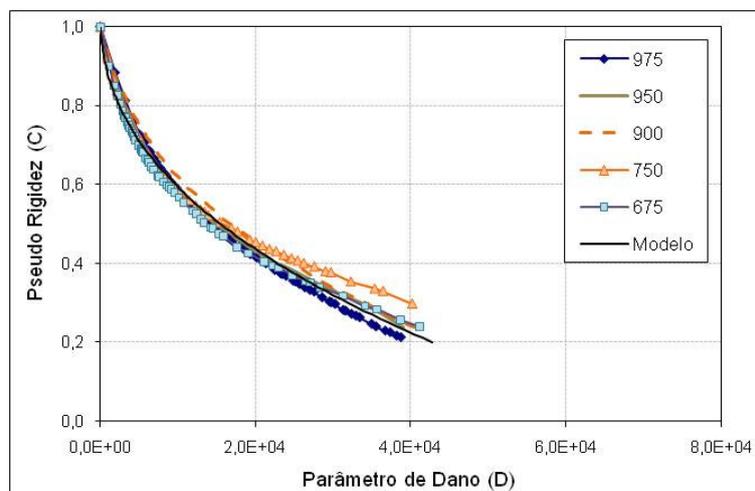


Figura D.2 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (KR7TR, Temp. = 37°C; 10 Hz).

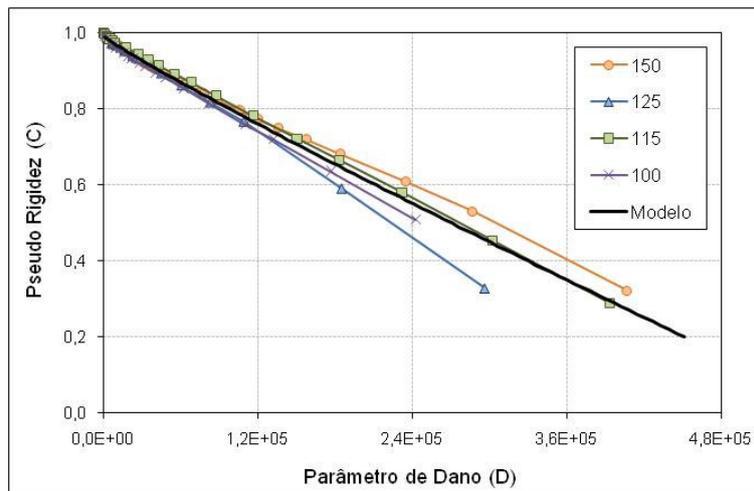


Figura D.3 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (JR7, Temp. = 5°C; 10 Hz).

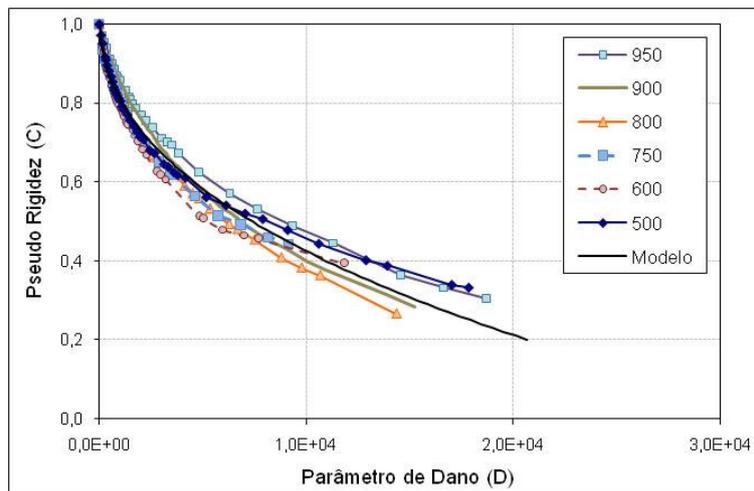


Figura D.4 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (JR3, Temp. = 37°C; 10 Hz).

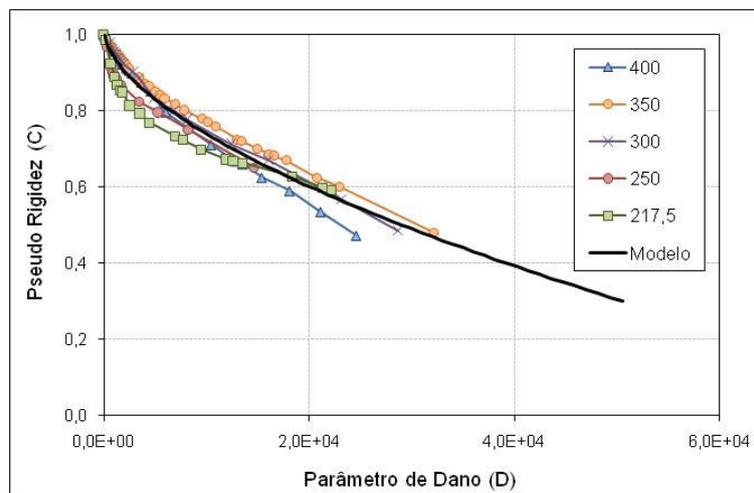


Figura D.5 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (JR4, Temp. = 5°C; 10 Hz).

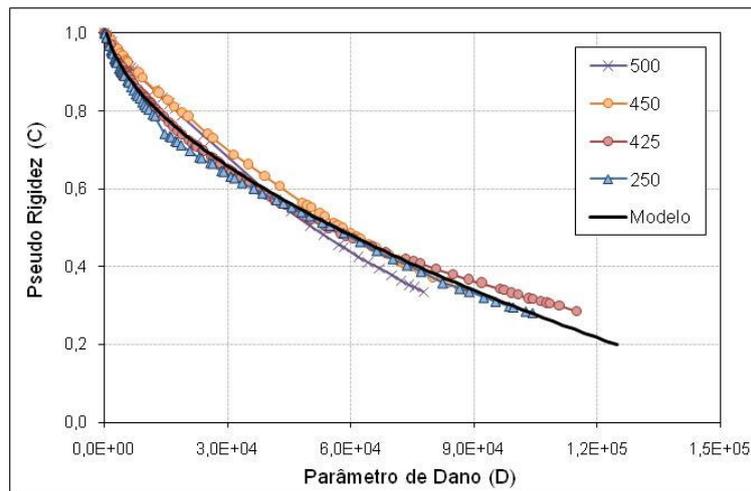


Figura D.6 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (BS3, Temp. = 5°C; 10 Hz).

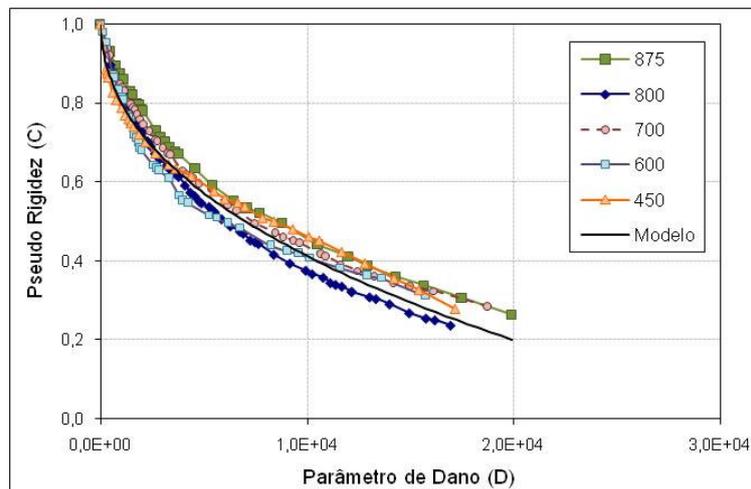


Figura D.7 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (BS3, Temp. = 37°C; 10 Hz).

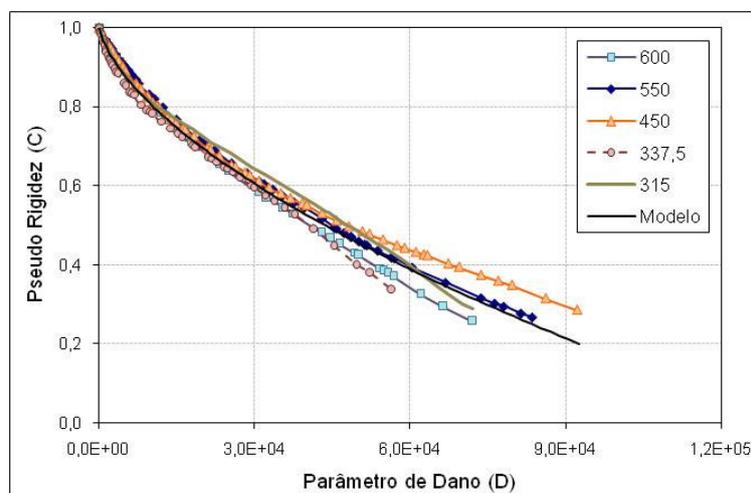


Figura D.8 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (BS4, Temp. = 5°C; 10 Hz).

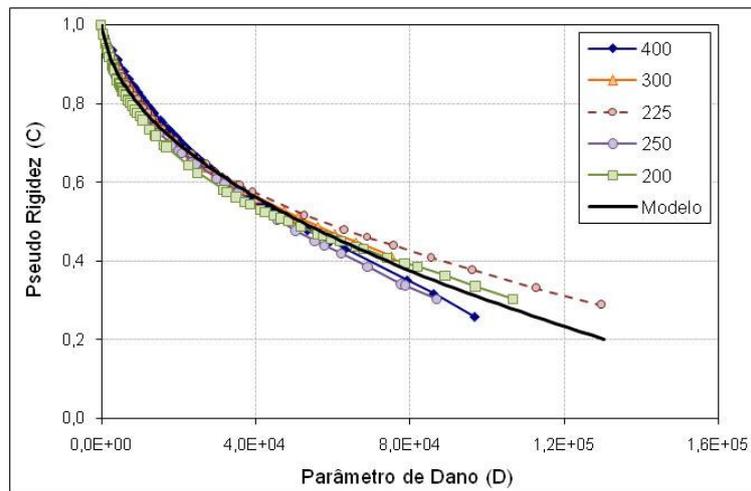


Figura D.9 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (TG3, Temp. = 21°C; 10 Hz).

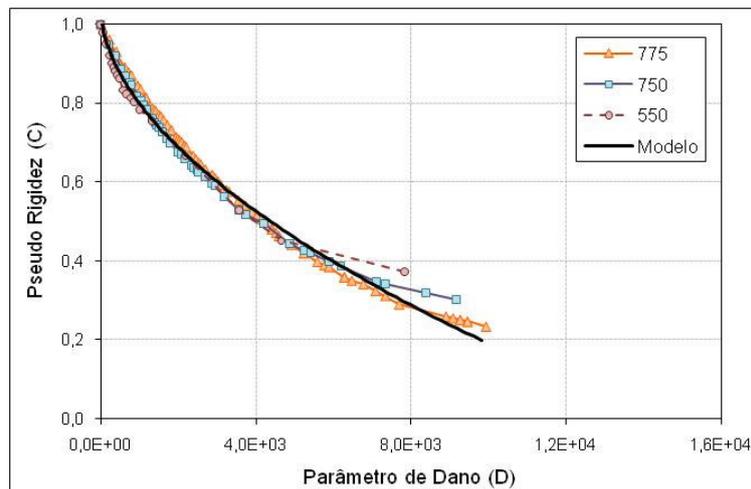


Figura D.10 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (TG4, Temp. = 21°C; 10 Hz).

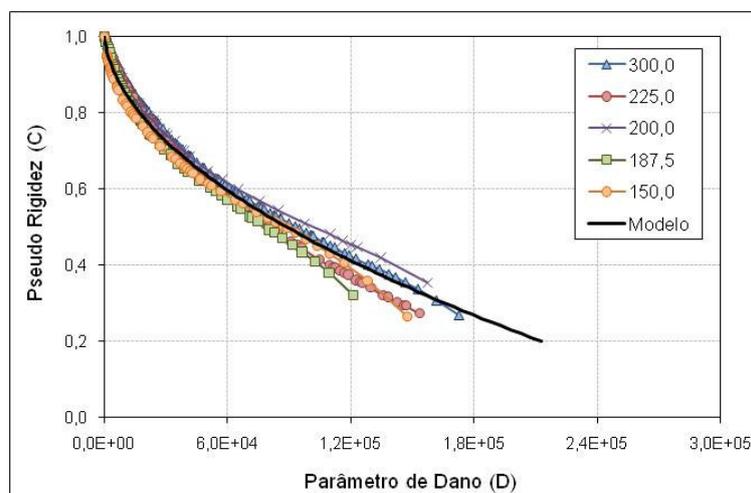


Figura D.11 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (BC7, Temp. = 21°C; 10 Hz).

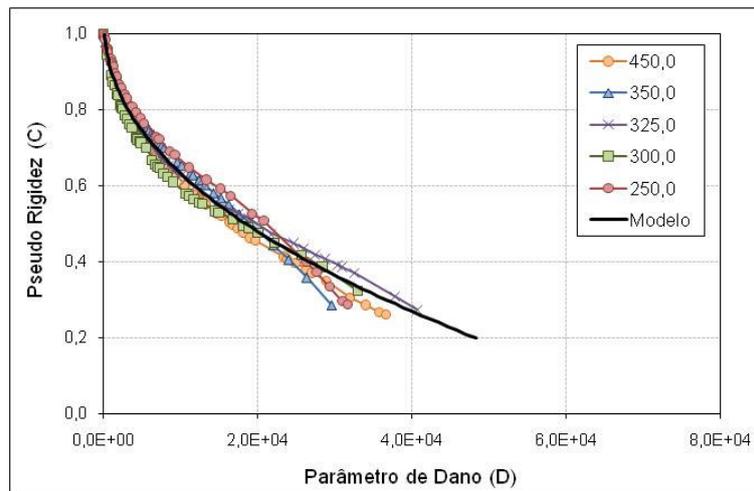


Figura D.12 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (BC7, Temp. = 37°C; 10 Hz).

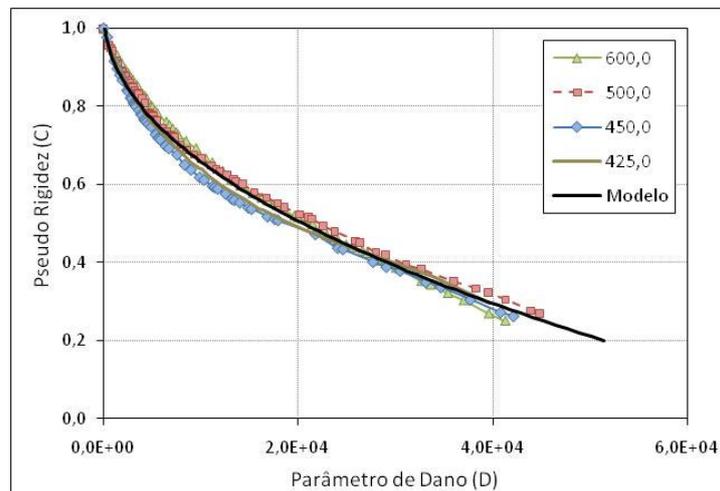


Figura D.13 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (BC4, Temp. = 21°C; 10 Hz).

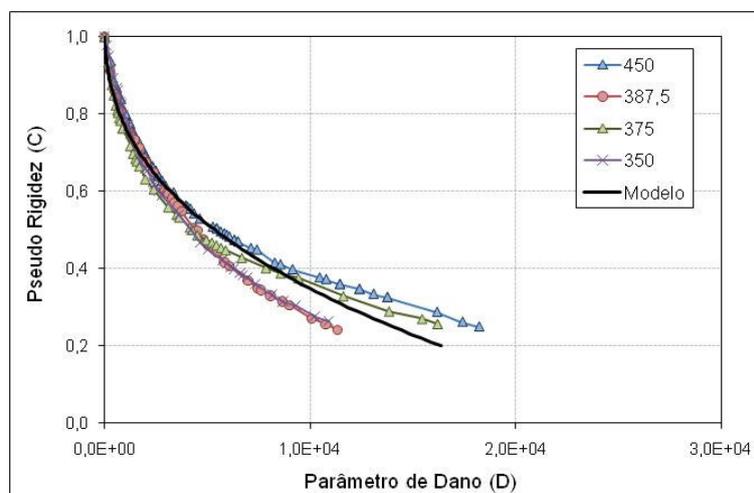


Figura D.14 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (SS7, Temp. = 37°C; 10 Hz).

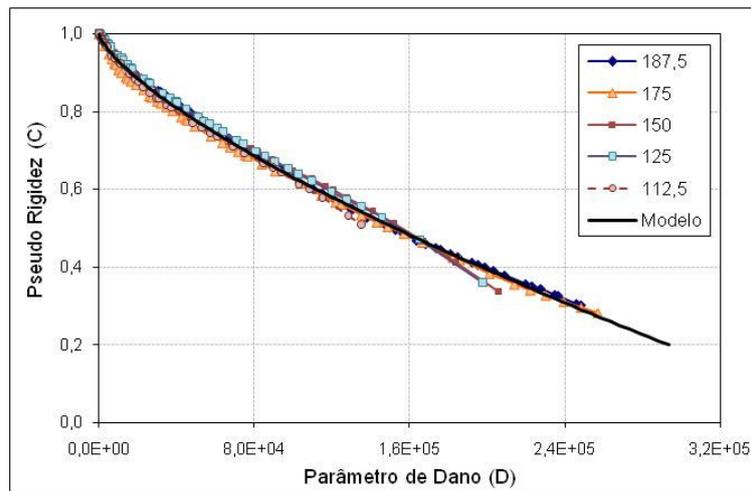


Figura D.15 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (AW7, Temp. = 21°C; 10 Hz).

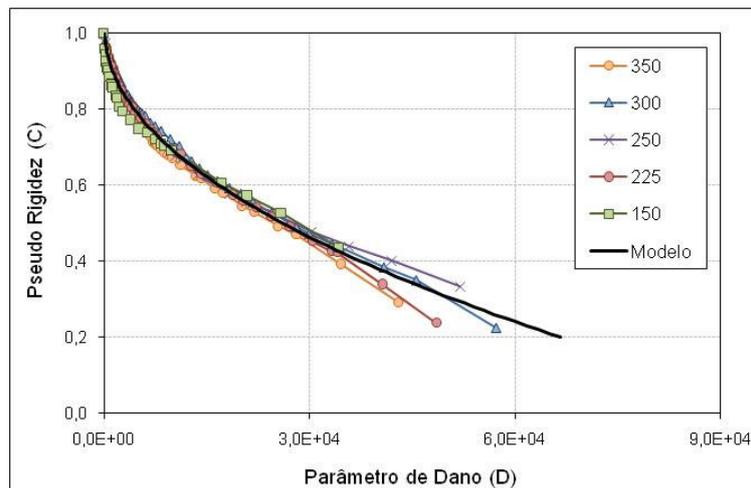


Figura D.16 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (BD5828, Temp. = 21°C; 10 Hz).

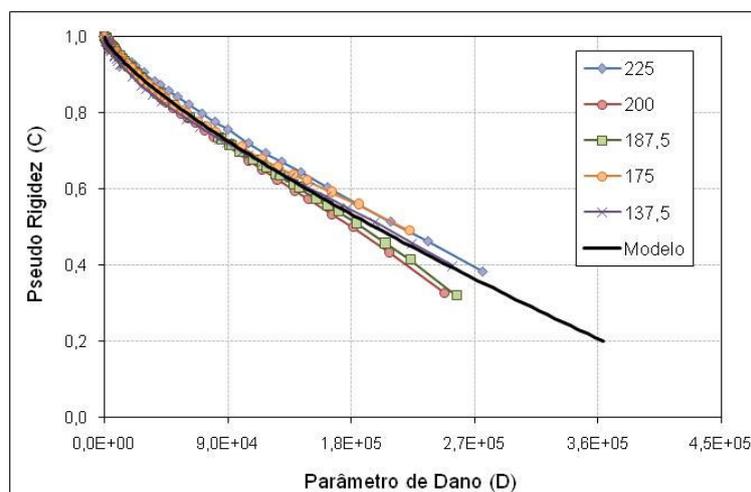


Figura D.17 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (BD5828, Temp. = 5°C; 10 Hz).

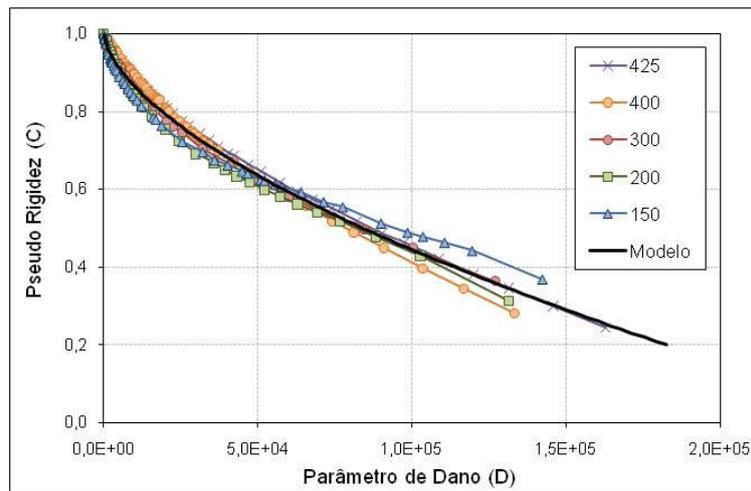


Figura D.18 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (BD6422, Temp. = 21°C; 10 Hz).

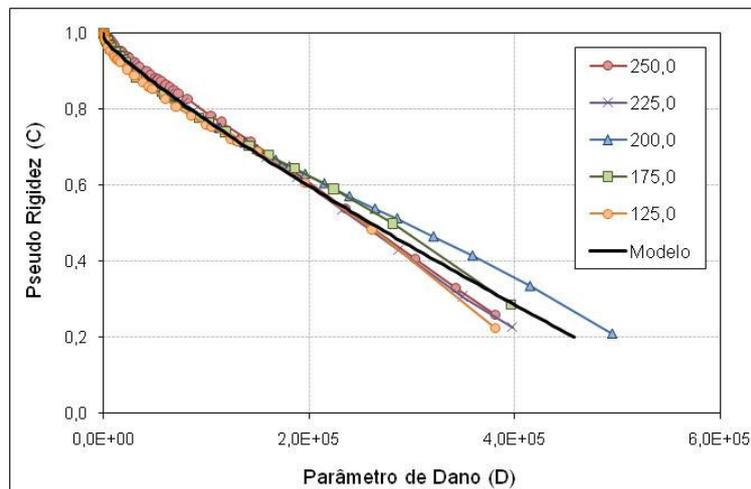


Figura D.19 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (BD6422, Temp. = 5°C; 10 Hz).

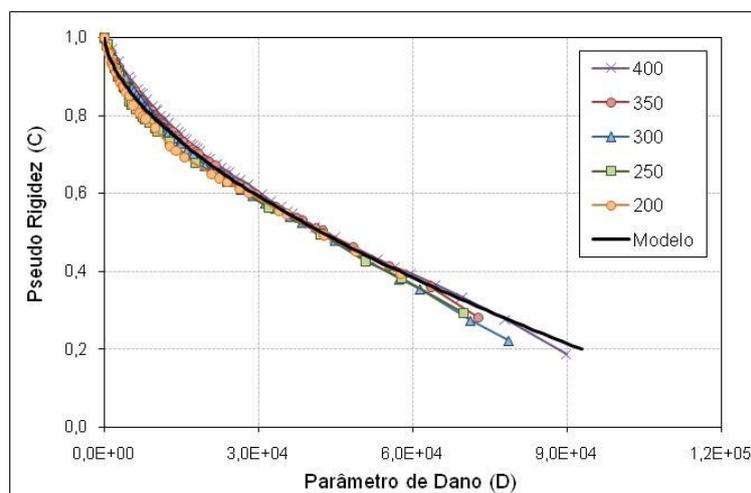


Figura D.20 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (BDB5828, Temp. = 21°C; 10 Hz).

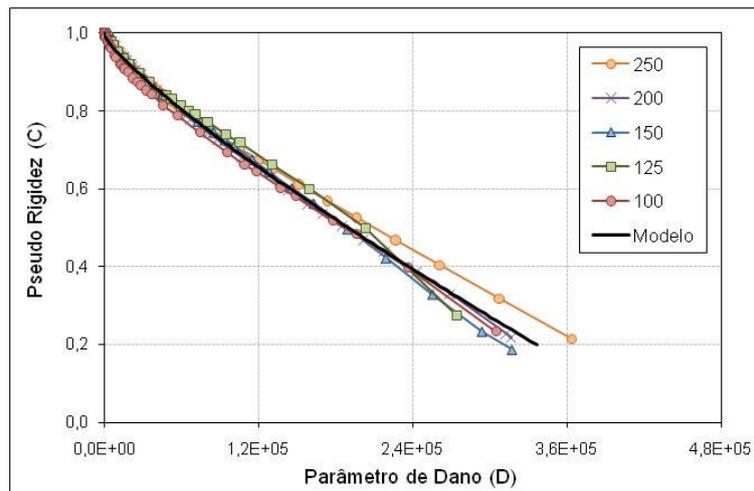


Figura D.21 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (BDB5828, Temp. = 5°C; 10 Hz).

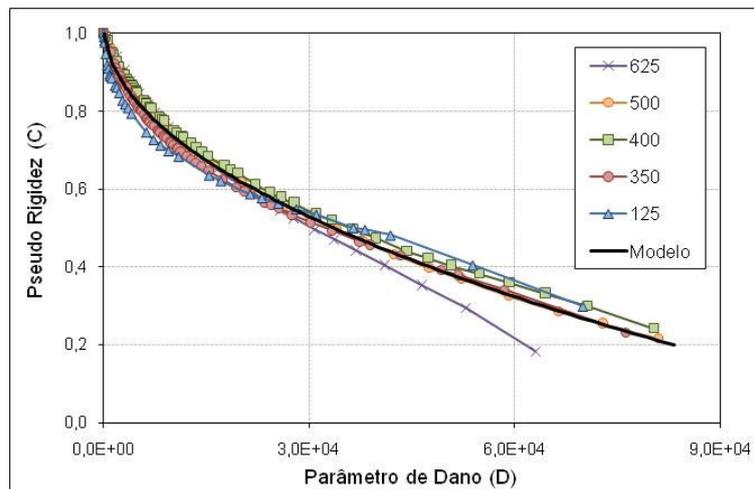


Figura D.22 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (BDB6422, Temp. = 21°C; 10 Hz).

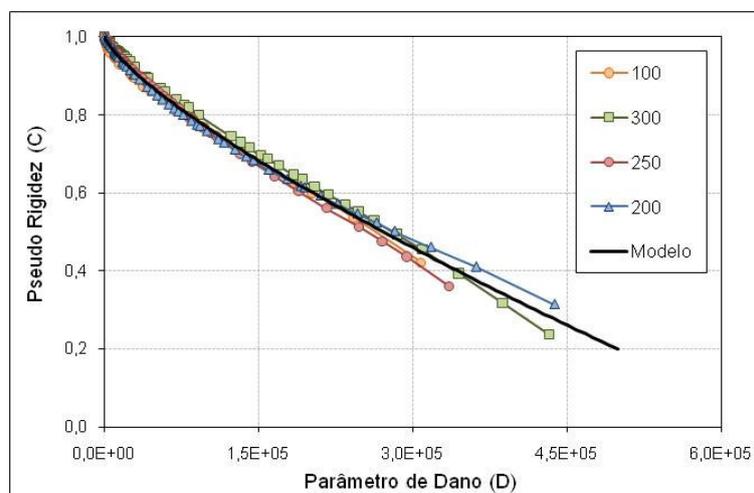


Figura D.23 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (BDB6422, Temp. = 5°C; 10 Hz).

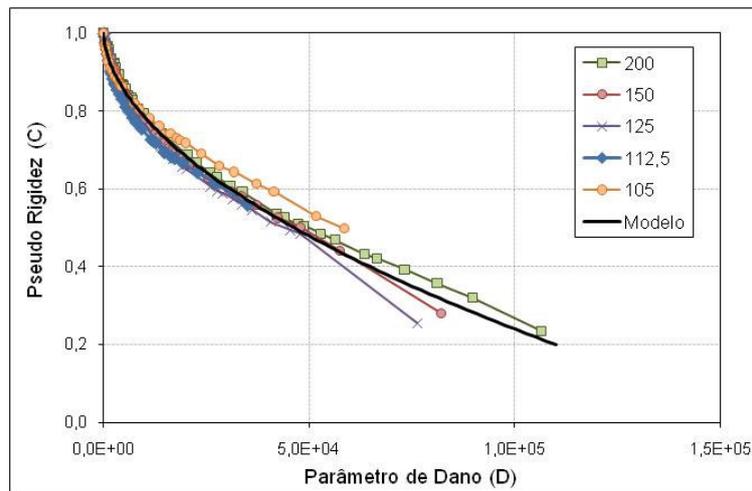


Figura D.24 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (SR6422, Temp. = 21°C; 10 Hz).

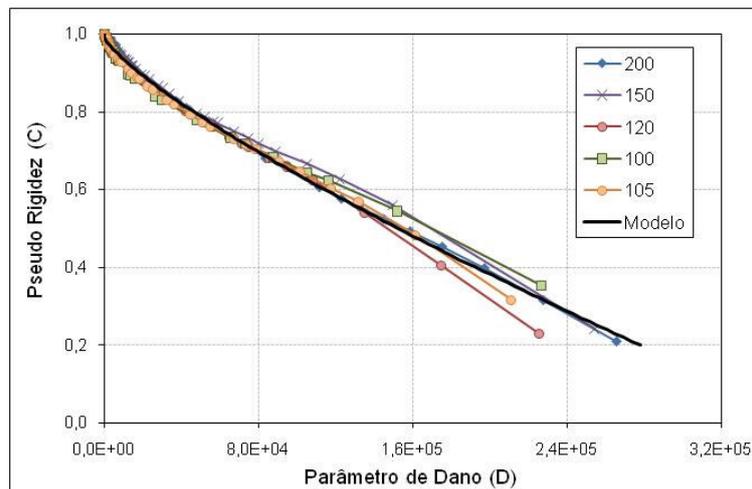


Figura D.25 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (SR7010, Temp. = 21°C; 10 Hz).

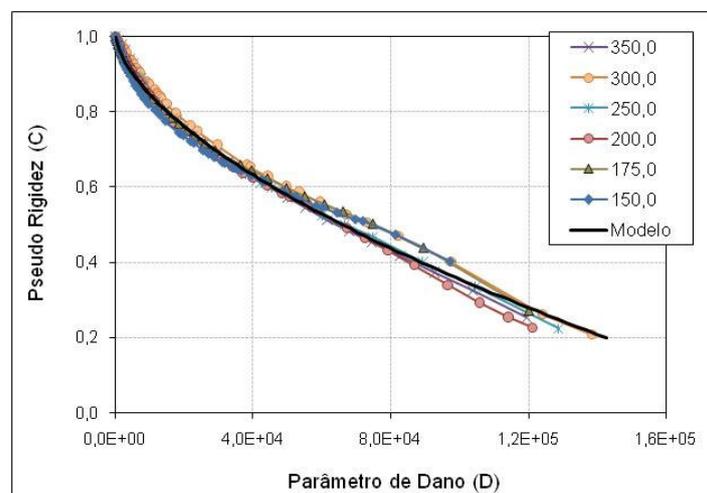


Figura D.26 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (SR7616, Temp. = 21°C; 10 Hz).

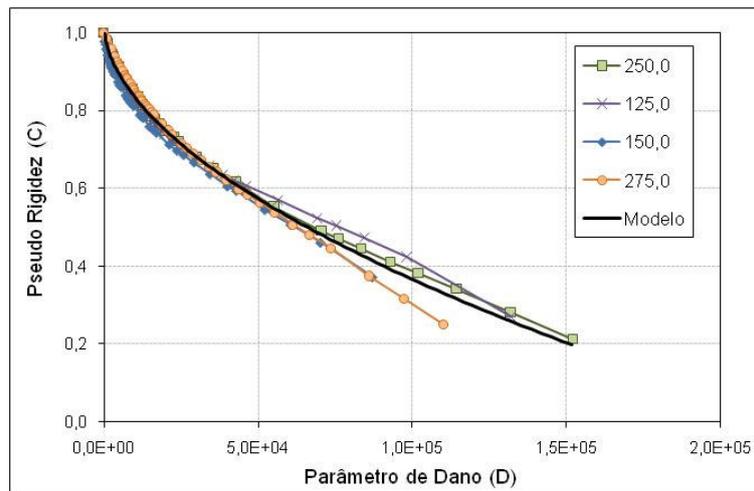


Figura D.27 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (SRB6422, Temp. = 21°C; 10 Hz).

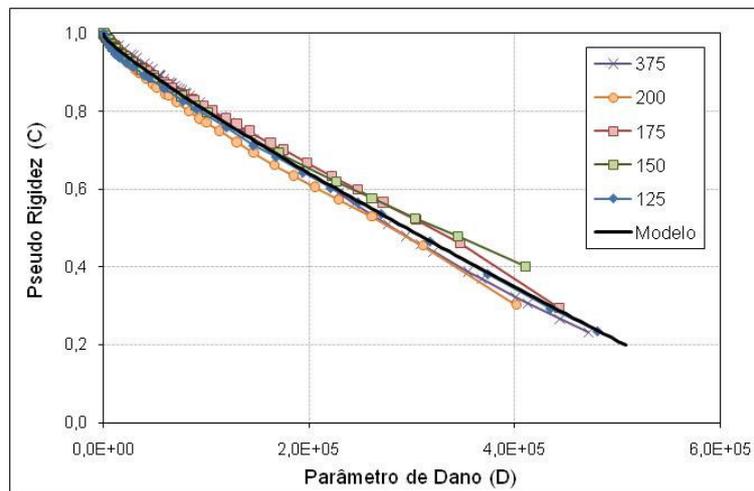


Figura D.28 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (SRB6422, Temp. = 5°C; 10 Hz).

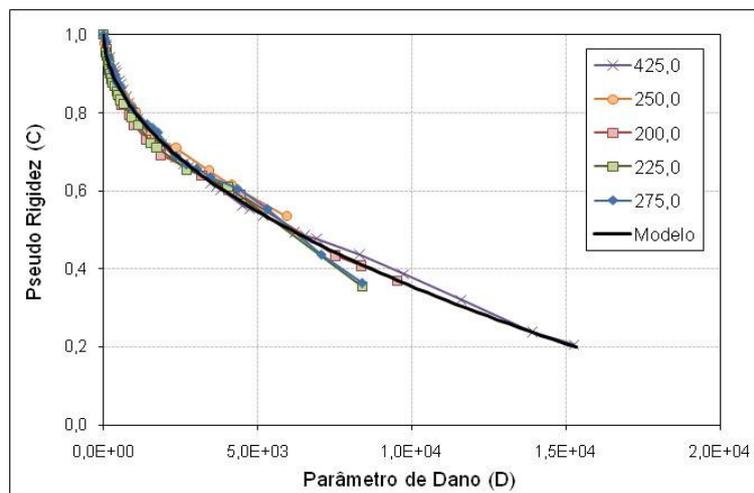


Figura D.29 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (SRB6422, Temp. = 37°C; 10 Hz).

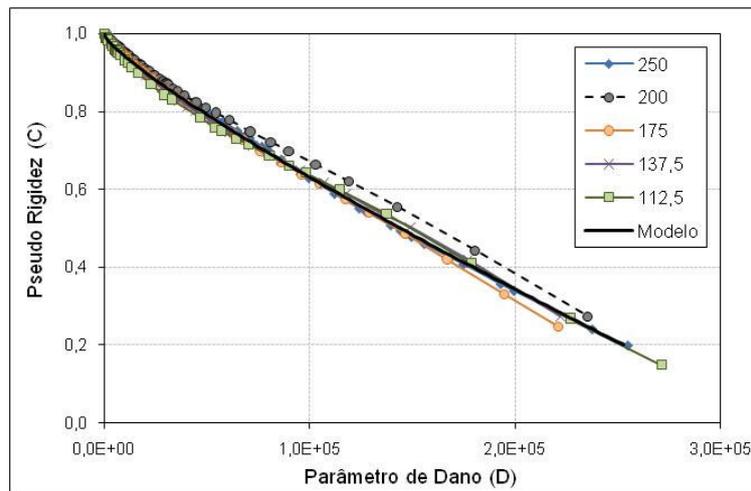


Figura D.30 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (SRB7010, Temp. = 21°C; 10 Hz).

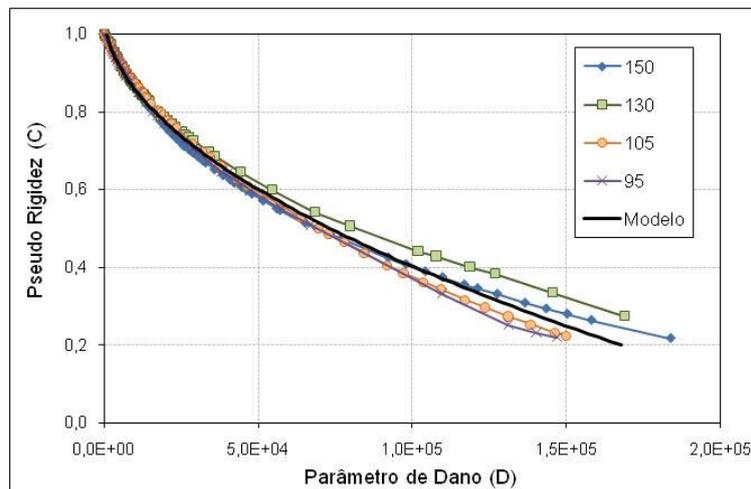


Figura D.31 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (SRB7010, Temp. = 5°C; 10 Hz).

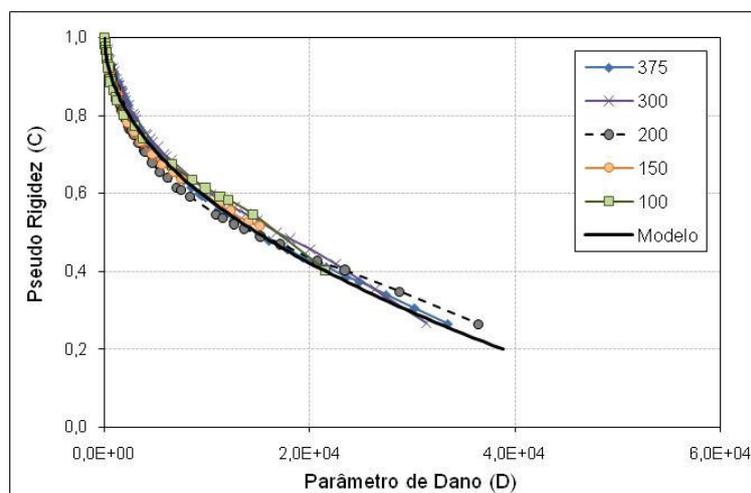


Figura D.32 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (SRB7010, Temp. = 37°C; 10 Hz).

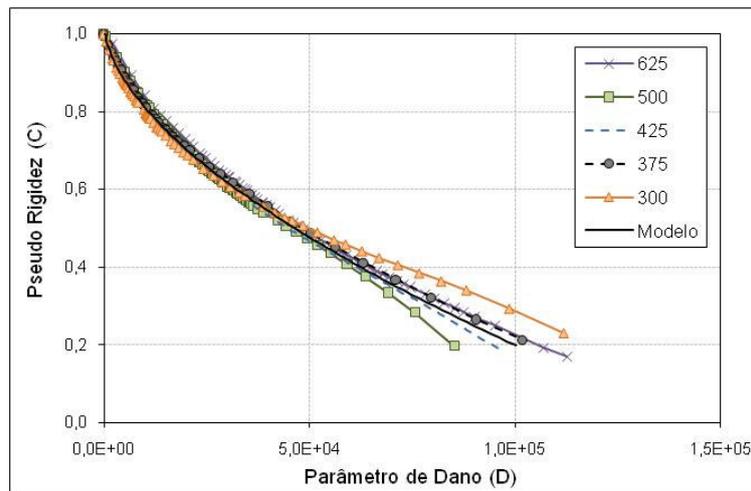


Figura D.33 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (SRB7616, Temp. = 21°C; 10 Hz).

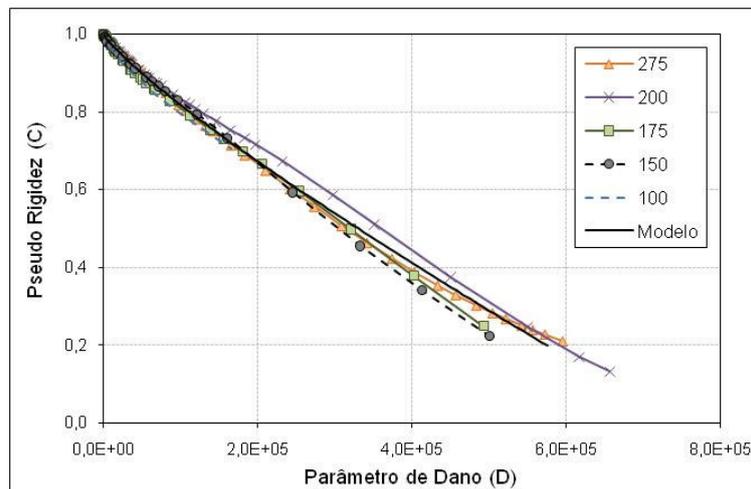


Figura D.34 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (SRB7616, Temp. = 5°C; 10 Hz).

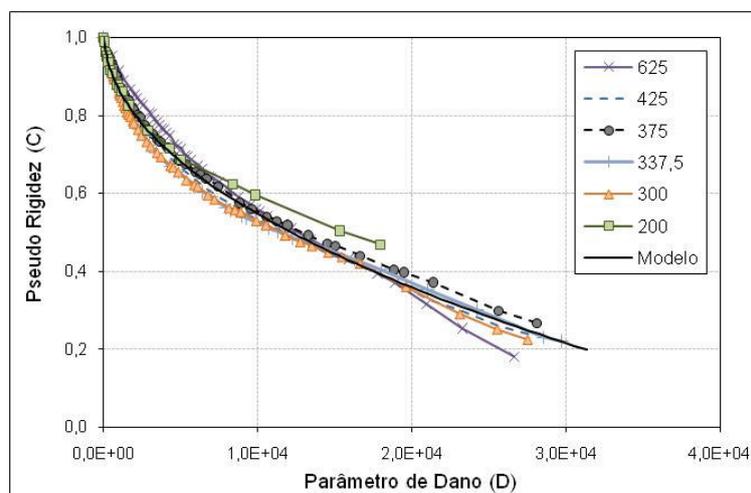


Figura D.35 - Resultados das curvas características para diferentes níveis de deformação (SRB7616, Temp. = 37°C; 10 Hz).