



RELATÓRIO FINAL DE PESQUISA- TRIUNFO | CONCEPA

**Desenvolvimento de modelos de evolução do dano por fadiga em pavimentos
flexíveis através da teoria do dano contínuo**

Dezembro de 2011

1 INTRODUÇÃO

1.1 O PROBLEMA E A JUSTIFICATIVA DA PESQUISA

O Brasil atualmente vive um momento de crescimento. As obras de modernização da infraestrutura para a Copa do Mundo e Olimpíadas de 2014 e 2016, obras de duplicação como o da BR-116/RS, construção da nova Rodovia do Parque, BR-448/RS, ampliação do Porto de Rio Grande/RS, entre várias outras obras, que vem em conjunto com o Plano de Aceleração do Crescimento (PAC) levando à interiorização de grandes indústrias e crescimento das universidades, núcleos de pesquisa e empresas consultoras; tudo, exemplos deste crescimento. Como um elemento interligador de todos estes elementos, os pavimentos asfálticos são parte desse recente progresso, que é hoje o principal tipo de estrutura utilizada nos pavimentos rodoviários - maior modal de transporte brasileiro.

O crescimento econômico referido anteriormente contempla os pavimentos asfálticos porque este é um agente importante para a logística de recursos humanos e materiais. Pavimentos, de qualquer natureza, se em condições satisfatórias, facilitam, tornam mais econômicas e reduzem o tempo das atividades do transporte de pessoas e produtos. Tal fato ressalta a necessidade de bons projetos, execuções e gerência de pavimentos.

Focando-se no projeto e gerência da malha viária, um grande fator para o sucesso dessas duas áreas é o conhecimento das variáveis envolvidas no processo, conhecendo-se e, se possível, controlando o tráfego da via; conhecendo a ação dos fatores climáticos na estrutura e, principalmente, conhecendo o comportamento da estrutura e dos materiais componentes da mesma à ação do clima e o tráfego. Isto permite que as previsões de comportamento sejam mais realistas, de forma a dar aos projetistas uma boa estimativa do comportamento da estrutura para se determinar o melhor momento para manutenção da rodovia. O conhecimento do comportamento dos materiais é ainda mais enfatizado para as misturas asfálticas. Estas são as que recebem todo o tráfego e que mais sofrem com agentes climáticos, principalmente a temperatura.

Posto o que foi dito, as previsões realistas mencionadas anteriormente dependem de modelos matemáticos com acurácia e precisão suficientes a ponto de considerar todas as variáveis envolvidas no processo de degradação e no comportamento tensão-deformação dos pavimentos flexíveis. Em outras palavras, existe a necessidade de modelos com base racional

e que, ao mesmo tempo, contemple as características peculiares da rodovia em questão para que tais modelos possam prever o comportamento dos pavimentos com satisfatório sucesso. Um dos modelos ditos racionais mais empregados atualmente no projeto de pavimentos flexíveis é a teoria das camadas elásticas, onde as camadas do pavimento são consideradas como um material linear-elástico, homogêneo e isotrópico, com uma determinada espessura e com as outras dimensões infinitas. A Teoria da Elasticidade clássica é empregada na obtenção das tensões, deformações e deslocamentos resultantes do pavimento sob ação de uma determinada carga.

O modelo descrito anteriormente não corresponde ao real comportamento dos materiais de pavimentação, especialmente com relação às misturas asfálticas. Como efeito do uso da Teoria da Elasticidade, as análises de pavimentos existentes acabam por sofrer uma severa simplificação do seu funcionamento, o que acarreta na integração de uma série de pequenos erros em uma mesma análise, resultando em uma generalização de erros. Ainda que a Teoria da Elasticidade seja vastamente aceita para várias modelagens, é importante conhecer e entender suas limitações.

No caso das misturas asfálticas, o comportamento constitutivo está muito longe de ser comparado a um comportamento linear-elástico, exceto para baixas temperaturas, o que é raramente observado nos pavimentos flexíveis brasileiros em função do tipo de clima predominante no Brasil. Em condições de temperatura normais, misturas asfálticas apresentam inegavelmente comportamento viscoelástico linear quando submetidas a cargas suficientemente pequenas e a um número pequeno de repetições de carga. Esse comportamento, em trabalhos nacionais, é evidenciado nas publicações de Falcão e Soares (2002), Momm (2001), Theisen (2006) além de vários artigos internacionais, podendo ser citados pesquisadores como Kim, Massad, Al-Qadi e Buttlar - pesquisadores Norte-americanos. Para um grande número de aplicações de carga, o fenômeno da fadiga ganha importância. Os parâmetros constitutivos para modelos de fadiga em misturas asfálticas considerando a teoria do dano em meios contínuos, citando-se o modelo de Schapery (1990), têm forte correlação com características viscoelásticas do material no regime de pequenas deformações (Lee *et al.*, 2003). A temperatura é uma variável também bastante influente em materiais viscoelásticos, afetando sensivelmente a magnitude dos parâmetros constitutivos e influenciando fortemente no comportamento das estruturas dos pavimentos, o que é constatado em Zhong e Geng (2009).

A Teoria da Viscoelasticidade juntamente com a Teoria do Dano em meios contínuos tem sido empregada com sucesso no comportamento de misturas asfálticas em laboratório, onde os

dados obtidos experimentalmente são bastante próximos aos obtidos nas previsões de comportamento quando consideradas as Teorias da Viscoelasticidade e do Dano em meios contínuos. Ao mesmo tempo, a previsão de desempenho dos pavimentos através de ensaios de laboratório não é realista. Embora haja uma caracterização mais detalhada dos materiais em laboratório do que uma caracterização em campo, muitas vezes as condições impostas em laboratório estão longe das condições reais de campo. Um exemplo disto é o módulo de resiliência extraído em laboratório através do ensaio de compressão diametral por cargas cíclicas, que embora seja útil na comparação entre dois materiais, somente representa a rigidez do material quando a carga provocada pela passagem de um veículo em campo tem exatamente a mesma forma e duração que a utilizada em laboratório, o que é realmente bastante difícil de ocorrer.

Desta forma, nota-se a necessidade da criação e calibração de modelos constitutivos que melhor representam o comportamento das misturas asfálticas através de dados que expressem condições mais realistas, isto é, observadas em campo. Uma aplicação recente da Teoria do Potencial de Trabalho (Schapery, 1990), uma das formulações mais empregadas atualmente na modelagem do comportamento de misturas asfálticas, a dados resultantes de ensaios acelerados em pavimentos foi feita por Theisen *et al.* (2009), onde pode-se quantificar a influência da velocidade de passagem dos veículos no crescimento da superfície trincada do revestimento e na bacia de deflexões em função do número de ciclos de carga. Entretanto, sendo a pesquisa anteriormente referida baseada em ensaios acelerados executados em pistas reais, estes ainda diferem com relação às condições reais de tráfego, principalmente na questão da velocidade de passagem das cargas providas do tráfego, o que tem grande influência no comportamento das misturas asfálticas, principalmente no seu processo de degradação.

Outra simplificação observada no trabalho de Theisen *et al.* (2009) foi a consideração de uma temperatura média constante ao longo do período de aquisição dos dados experimentais. Tal fato implica simplificação significativa no modelo de Schapery, facilitando a concepção analítica de um modelo, entretanto afastando a aplicação do modelo a uma condição realista. Para suplantarmos esta deficiência, faz-se necessário monitoramento constante da temperatura do pavimento. É importante salientar que há restritos estudos disponíveis no Brasil com monitoração contínua da temperatura no pavimento, como se propõem nesta pesquisa. Tais medições permitem a determinação de modelos utilizados tanto na investigação do comportamento como no dimensionamento de pavimentos novos, a exemplo do uso de

software como o MEPDG que necessita ser alimentado com modelos de temperatura, através de suas constantes de calibração. Assim, a inovação de criar um sistema capaz de monitorar e armazenar automaticamente o gradiente de temperatura, não só beneficia com os dados obtidos, mas também em si só, o desenvolvimento deste tipo de equipamento a que se propõem nesta pesquisa irá auxiliar o desenvolvimento tecnológico em pavimentação.

O emprego de teorias baseadas nas leis da Mecânica, aliada a utilização de dados de campo em condições realistas, permite a elaboração e/ou calibração de modelos de previsão de desempenho denominados de mecanísticos. Entre as vantagens que este traz com relação aos modelos empíricos, estão:

- Apresentam elevada acurácia para se analisar os efeitos das variações nas propriedades mecânicas dos materiais no desempenho dos pavimentos;
- Permitem a análise de novos materiais, já que utilizam como dados de entrada propriedades mecânicas fundamentais (módulos de elasticidade, resistência, leis de fadiga), e não resultados de ensaios índice (ISC, LL, LP e ensaio Marshall);
- Permitem a previsão de desempenho dos pavimentos ao longo de sua vida de serviço.

O mais moderno modelo de degradação por fadiga em pavimentos flexíveis está dentro das rotinas de cálculo do Guia da AASHTO de 2002. É possível fornecer como dado de entrada o módulo dinâmico da mistura asfáltica. Porém, as calibrações presentes nos modelos da AASHTO refletem a realidade americana, onde a natureza dos solos e materiais de pavimentação é diferente da brasileira. Portanto, dado o sucesso de aplicação das teorias de dano contínuo, a possibilidade de aplicação das mesmas em pavimentos flexíveis, as vantagens que modelos baseados nos conceitos da Mecânica apresentam e o fato da necessidade de modelos adaptados a realidade brasileira, justifica-se a pesquisa.

1.2 OBJETIVOS DA PESQUISA

1.2.1 Objetivo geral

O objetivo principal da presente pesquisa é a elaboração e a **calibração de modelos de evolução de dano em pavimentos flexíveis através do uso de Teorias do Dano contínuo**, considerando o efeito do gradiente de temperatura no espaço e no tempo.

1.2.2 Objetivos específicos

O trincamento por fadiga é um dos processos de degradação que mais afetam os pavimentos flexíveis, remetendo diretamente em sua vida útil e custos de manutenção. A previsão acurada do crescimento do dano por fadiga nos pavimentos proporciona um melhor planejamento nas ações de manutenção, que se reflete em um menor custo de conservação dentro da gerência dos pavimentos.

Também é de conhecimento que modelos de crescimento de dano aplicado as misturas asfálticas tem aplicações restritas a ensaios de laboratório, cujas condições estão longe das observadas em uma via real. Entretanto, tais modelos consideram a influência de variáveis que modelos empíricos e estatísticos não contemplam. Entre estas, a influência da temperatura e velocidade de passagem do carregamento.

Acreditando-se que a aplicação dos modelos de dano contínuo podem gerar modelos de previsão de desempenho mais precisos, os seguintes objetivos específicos são propostos:

- Desenvolver um equipamento para aquisição de temperaturas no espaço e no tempo em revestimentos de pavimentos flexíveis, assim investigando e calibrando modelos de distribuição de temperatura no pavimento mais adequados à realidade de campo e aplicação de modelos de dano contínuo;
- Desenvolver e calibrar modelos de dano contínuo para previsão da influência da velocidade e variação da temperatura na degradação por fadiga em pavimentos flexíveis;
- Desenvolver um procedimento de aplicação dos modelos citados acima com dados de campo e ensaios de laboratório comuns em engenharia de pavimentação.

1.3 DESENVOLVIMENTO DA PESQUISA

1.3.1 Métodos e técnicas a serem utilizadas

O desenvolvimento da pesquisa foi iniciado com trabalhos de pesquisa bibliográfica acerca dos modelos de fadiga e dano contínuo mais empregados atualmente em misturas asfálticas e em modelos de previsão de desempenho baseado nas leis da Mecânica, expondo todo o

fundamento teórico para o entendimento da pesquisa e o que se tem obtido em pesquisas recentes como resultados.

Em seguida, foi desenvolvido um equipamento coletor de dados de campo para obtenção da distribuição da temperatura em função da profundidade e do tempo. A temperatura é uma variável imprescindível nos modelos de dano por fadiga, justificando a necessidade de sua obtenção.

Tanto o software quanto hardware foram desenvolvidos para que fosse viabilizado a coleta de dados em campo, a partir de um equipamento tipo "data-logger" que é alimentado através de baterias e possua autonomia de capacidade de memória compatível com o intervalo das coletas de dados. O sistema de aquisição foi instalado em infra-estrutura capaz de receber o sistema em ambiente adequado, livre de calor e umidade, protegido de furto e com acessibilidade para coleta de dados e inspeção periódica do sistema a ser efetuada por equipe especializada, fazendo o "download" dos dados e substituindo as baterias ou realizando inspeção na rede elétrica instalada, conforme conveniência do local.

Para o desenvolvimento e calibração do modelo de fadiga na pesquisa será escolhido um segmento da rodovia, ao qual os dados necessários estejam disponível e na forma adequada, haja visto que o desenvolvimento de modelos teóricos requerem uma série de simplificações e premissas o que no desenrolar da pesquisa tentará ser minimizado. Para este trecho, foram realizados três levantamentos das condições de deflectometria do pavimento, e também afundamento plástico. O estudo também contemplou uma etapa laboratorial de caracterização mecânica das misturas asfálticas do trecho, além de ensaios de fadiga sob tensão controlada em compressão diametral.

Com os dados de laboratório em mãos, foi feita a modelagem viscoelástica da mistura asfáltica, onde foram obtidos os parâmetros constitutivos mais adequados em função do tempo. Alguns parâmetros de dano a fadiga dos revestimentos que podem ser empregados aos dados de campo foram extraídos na modelagem dos ensaios de fadiga anteriormente citados, tais como valores de parâmetros de dano e rigidez em função do número de ciclos.

Com a modelagem da mistura asfáltica em laboratório e após terem sido executados levantamentos deflectométricos suficientes (três) para construção de tendências de comportamento, o modelo em questão nesta pesquisa foi desenvolvido. A retro-análise das bacias de deflexões permitiu a obtenção dos módulos em função do número de solicitações,

assim podendo-se estabelecer a relação deste com os parâmetros de dano. Todos os modelos citados foram aplicados a Teoria do Potencial de Trabalho quando possível, ou procurou-se modelos mais adequados para tal, no qual forneceu como resposta os parâmetros desejados em função do número de solicitações do tráfego.

Por fim, estabeleceu-se um procedimento para que em função de ensaios tipicamente utilizados em engenharia de pavimentação seja possível calibrar o modelo com vistas a ser aplicado em trechos diferentes ao estudado nesta pesquisa.

1.3.2 Seqüência de atividades

Para que se pudesse atender ao desenvolvimento do projeto proposto, as seguintes etapas foram executadas em acordo com os métodos e técnicas descritos anteriormente:

- 1) Pesquisa bibliográfica dos modelos de dano contínuo e fadiga para materiais asfálticos e de modelos de previsão de trincamento por fadiga mecânicos. Tal etapa será continuamente aprimorada ao longo do trabalho;
- 2) Pesquisa sobre modelos de distribuição de temperatura em camadas de pavimentos flexíveis passíveis de serem facilmente calibrados;
- 3) Desenvolvimento de sensores de temperatura e posicionamento do mesmo em ponto(s) estratégico(s) do trecho em questão, para calibração dos modelos vistos na etapa 2;
- [Elaboração do Relatório parcial 1](#)
- 4) Realização de ensaios de módulo de resiliência e de fadiga a compressão diametral sob tensão controlada nas misturas asfálticas presentes no trecho;
- 5) Realização de levantamentos in situ: deflectometria, inspeção visual e análise das deformações permanentes (afundamentos de trilhas de rodas) além de investigar o banco de dados dos anos anteriores dos levantamentos realizados pela Triunfo|Concepa.
- [Elaboração do Relatório parcial 2](#)
- 6) Obtenção dos parâmetros constitutivos viscoelásticos da mistura asfáltica através dos resultados dos ensaios de módulo de resiliência da etapa 4;

- 7) Modelagem da curva de fadiga em função da densidade de energia de deformação para as misturas asfálticas em questão, através dos ensaios de fadiga da etapa 4;
 - 8) Retro-análise dos dados obtidos na etapa 5, para a obtenção dos módulos de resiliência dos materiais, em especial da mistura asfáltica, em função do tráfego do período considerado;
 - 9) Modelagem do comportamento do módulo de resiliência do revestimento em função dos parâmetros de dano obtidos na etapa 8 e do tráfego, com base nas retro-análises realizadas na etapa 8;
 - 10) Obtenção da relação do dano com a densidade de energia de deformação em função dos resultados de retro- análise provenientes da etapa 8;
 - 11) Aplicação dos modelos das etapas 9 e 10 na Teoria do Potencial de Trabalho de Schapery (1990) para geração do modelo proposto, visando obtenção das respostas estruturais em função do tráfego, temperatura e velocidade;
 - 12) Formalização do procedimento de obtenção do modelo desenvolvido na pesquisa, visando aplicação do mesmo em trechos diferentes do considerado no presente projeto de pesquisa.
- [Elaboração do Relatório final \(presente documento\).](#)

1.4 ESTRUTURA DO RELATÓRIO

O presente relatório está estruturado conforme a seqüência de capítulos listada abaixo, além do corrente capítulo de Introdução:

O capítulo 2, Revisão Bibliográfica: Capítulo que trata dos fundamentos teóricos dos modelos empregados em misturas asfálticas para previsão de seu comportamento e seu dano por fadiga e outros processos de degradação. Além disto, são mostrados resultados de publicações onde as teorias recém mencionadas foram empregadas, onde se observa valores, tendências e comportamento de variáveis consideradas nos modelos empregados. Também são tratados dos fundamentos sobre deformações plásticas de misturas asfálticas;

O capítulo 3, sobre modelos de distribuição de temperaturas em pavimentos flexíveis: aqui foram tratados sobre os fundamentos teóricos da condução de calor em sólidos, bem como

modelos de distribuição de temperaturas em pavimentos considerando os fenômenos de transferência de calor por convecção e irradiação;

O capítulo 4, sobre o desenvolvimento do equipamento de coleta de dados de temperatura: capítulo que trata desde as premissas iniciais do desenvolvimento do sistema de aquisição de temperaturas, das especificações técnicas do mesmo, de sua instalação de campo, até os resultados gerados pelo sistema e uma discussão da aplicabilidade dos mesmos;

O capítulo 5, sobre a extração dos parâmetros constitutivos das misturas asfálticas: capítulo que mostra a caracterização das misturas asfálticas, os ensaios que foram executados nela e todo o procedimento para extração de propriedades viscoelásticas no regime linear a partir dos resultados dos ensaios descritos no capítulo. Neste capítulo também é vista a extração dos parâmetros da curva de fadiga de laboratório do material;

O capítulo 6, sobre os levantamentos de campo: capítulo que relata os conceitos e a necessidade da execução dos levantamentos de deflexões. Fundamentos sobre levantamento de afundamentos de trilhas de rodas também são expostos neste capítulo;

O capítulo 7, sobre o desenvolvimento do modelo de dano em função dos levantamentos deflectométricos: capítulo que trata dos critérios de seleção dos trechos para análise, da retro-análise das bacias deflectométricas do trecho escolhido, das análises de tensões e deformações feitas com os resultados das retro-análises e da aquisição das variáveis de crescimento de dano com o número N e todas outras necessárias para a elaboração do modelo de evolução de dano por fadiga proposto na pesquisa;

O capítulo 8, sobre o procedimento de uso do modelo proposto: capítulo que lista as etapas para aplicação do modelo proposto a um pavimento flexível qualquer, fazendo recomendações e ressalvas sobre as etapas listadas no capítulo;

O capítulo 9, apresenta as conclusões da pesquisa: capítulo que discute as conclusões do que foi estudado e obtido no estudo, analisando a importância e a contribuição de seus achados.

O capítulo 10, Referências bibliográficas: capítulo com as referências citadas ao longo do texto.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Neste capítulo serão apresentados os fundamentos conceituais mais importantes para o entendimento dos resultados apresentados na sequência da pesquisa. As informações contidas neste relatório fornecem uma fundamentação para o entendimento geral dos meios empregados para o cumprimento dos objetivos da presente pesquisa. Os tópicos discutidos nesta revisão são seguintes:

- Modelos constitutivos para misturas asfálticas;
- Comportamento dos parâmetros constitutivos de misturas asfálticas;

2.1 MODELOS CONSTITUTIVOS PARA MISTURAS ASFÁLTICAS

No capítulo anterior foi discutido que um dos principais artifícios para modelagem do comportamento dos materiais de pavimentação é o emprego da Teoria da Elasticidade, considerando os materiais como lineares-elásticos, homogêneos e isotrópicos. Entretanto, as misturas asfálticas estão longe deste tipo de comportamento, como evidenciado nas referências citadas no item 1.1. Observa-se nas misturas asfálticas uma relação tensão-deformação dependente do tempo: a viscoelasticidade.

Segundo Vinson e Hilton (2006), um material viscoelástico é definido como um material que não armazena totalmente a energia externa fornecida em forma de energia potencial interna (caso dos materiais elásticos), nem dissipa toda a energia fornecida (caso dos fluídos viscosos). Um material viscoelástico é um patamar intermediário entre um sólido elástico e um fluído viscoso, armazenando parcialmente a energia externa fornecida ou dissipando parcialmente a mesma, fazendo tais materiais terem um comportamento intermediário entre um sólido e um fluído.

Além do comportamento regido pela viscoelasticidade, as misturas asfálticas apresentam uma série de comportamentos em função da temperatura, do nível de carregamento e do número de ciclos de carga, no qual nenhum é contemplado pela Teoria da Elasticidade. Segundo Oeser e Möller (2004), um modelo genérico do comportamento tensão-deformação de asfaltos englobaria as parcelas de deformação mostradas na equação 1:

$$\dot{\underline{\underline{\epsilon}}}(t, \underline{\underline{\sigma}}, T) = \dot{\underline{\underline{\epsilon}}}_{el}(t, \underline{\underline{\sigma}}, T) + \dot{\underline{\underline{\epsilon}}}_{ve}(t, \underline{\underline{\sigma}}, T) + \dot{\underline{\underline{\epsilon}}}_{vp}(t, \underline{\underline{\sigma}}, T) + \dot{\underline{\underline{\epsilon}}}_{th}(t, T) + \dot{\underline{\underline{\epsilon}}}_{tr}(t, \underline{\underline{\sigma}}, T) \quad (1)$$

onde, além do instante de tempo considerado t:

$\underline{\underline{\sigma}}$ = tensor de tensões, representando o estado de tensões do ponto considerado;

T = temperatura;

$\dot{\underline{\underline{\epsilon}}}(t, \underline{\underline{\sigma}}, T)$ = taxa de deformação total;

$\dot{\underline{\underline{\epsilon}}}_{el}(t, \underline{\underline{\sigma}}, T)$ = taxa de deformação elástica;

$\dot{\underline{\underline{\epsilon}}}_{ve}(t, \underline{\underline{\sigma}}, T)$ = taxa de deformação viscoelástica;

$\dot{\underline{\underline{\epsilon}}}_{vp}(t, \underline{\underline{\sigma}}, T)$ = taxa de deformação viscoplástica;

$\dot{\underline{\underline{\epsilon}}}_{th}(t, T)$ = taxa de deformação térmica;

$\dot{\underline{\underline{\epsilon}}}_{tr}(t, \underline{\underline{\sigma}}, T)$ = taxa de deformação terciária, devido a efeitos de dano e *healing*.

Observando-se a equação 1, nota-se que a parcela elástica pura é presente, porém insuficiente para modelar o complexo comportamento das misturas asfálticas. Nota-se a presença de uma parcela viscoelástica, presente em condições normais de temperatura e uma parcela viscoplástica, presente em altas temperaturas e níveis de carregamento próximos as cargas limite. As deformações de natureza térmica também são consideradas, dada a sensibilidade das misturas asfálticas em função da variável temperatura. A perda de rigidez para altas cargas ou para um número alto de ciclos de aplicação de carga é também considerada, bem como o fenômeno de *healing*, observado em misturas asfálticas em função da interação ligante-agregado.

Para níveis de tensão e/ou deformação suficientemente baixos, o comportamento das misturas asfálticas pode ser simplificado de modo a eliminar parcelas de deformação vistas na equação 1. Uma formulação que tem modelado satisfatoriamente as misturas asfálticas nas citadas condições é a Teoria da Viscoelasticidade Linear, discutida na sequência.

2.1.1 Teoria da Viscoelasticidade Linear

Talvez o primeiro pesquisador que observou o comportamento viscoelástico linear em misturas asfálticas foi Papazian (1962), realizando ensaios aplicando tensões senoidais a corpos-de-prova, medindo as deformações resultantes, concluindo que os conceitos de viscoelasticidade linear poderiam ser aplicados no desenvolvimento e no estudo dos pavimentos asfálticos. O ensaio de Papazian é hoje conhecido como ensaio de Módulo Dinâmico, de onde se extraem propriedades viscoelásticas das misturas asfálticas, como o Módulo Dinâmico $|E^*|$ e o Ângulo de Fase ϕ .

Segundo Di Benedetto *et al.* (2001), há níveis de deformações e de número de ciclos limites para assegurar às misturas asfálticas um comportamento viscoelástico linear. Os autores mostram estes limites em um diagrama, visto na Figura 1, notando-se que o comportamento viscoelástico linear é garantido se o número de aplicações de carga for menor que 1000 aplicações e as deformações não ultrapassarem a ordem de 10^{-4} unidades de deformação.

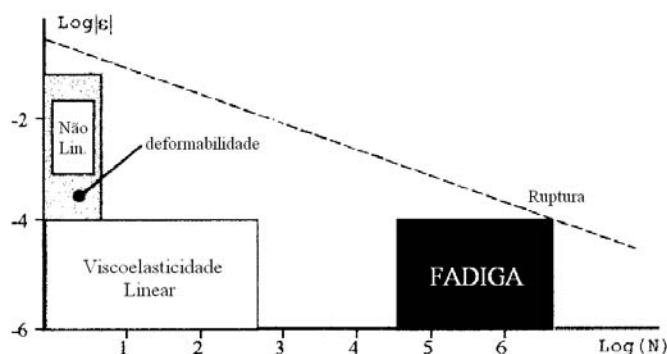


Figura 1: Diagrama de limites de comportamento das misturas asfálticas (adaptado de Di Benedetto *et al.*, 2001)

Garantida a viscoelasticidade linear, as misturas asfálticas apresentarão três comportamentos típicos que provam seu comportamento viscoelástico:

- Fluência (ou *creep*): Deformação lenta e progressiva do material quando submetido a uma tensão constante (Lakes, 1998). Resultados típicos de ensaios de fluência são deformações crescentes ao longo do tempo com declividade decrescente. Uma assíntota pode ou não ser notada quando a tensão é aplicada por longo tempo, dependendo se o material tende a se comportar como um sólido ou um fluido (Christensen, 1971). A forma típica do fenômeno de fluência é vista na Figura 2:

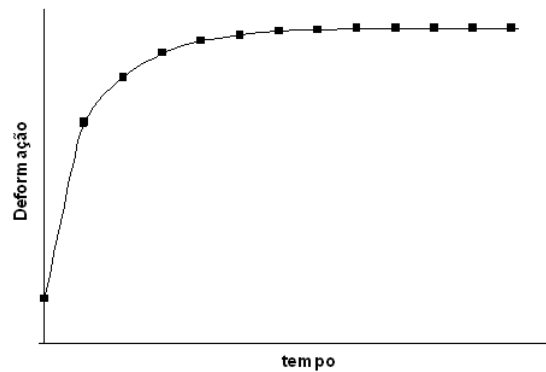


Figura 2: Comportamento de fluência típico de materiais viscoelásticos

- b) Relaxação: Decréscimo gradual da tensão quando o material é mantido sob deformação constante (Lakes, 1998). A forma típica da curva de relaxação está na Figura 3:

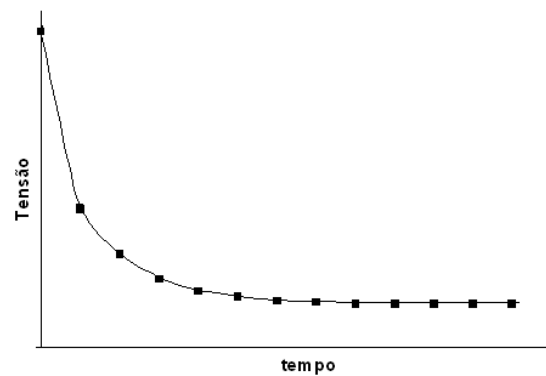


Figura 3: Comportamento de relaxação típico de materiais viscoelásticos

- c) Defasagem de pico devido a cargas harmônicas: Quando um material viscoelástico linear é submetido a uma carga harmônica (senoidal), a resposta do material também será senoidal, porém com pico de deformação defasado com relação ao pico de tensão de um certo tempo Δt , que dividido pelo período T da carga harmônica e multiplicado por 360° resulta no Ângulo de Fase δ . O Ângulo de Fase reflete o grau de viscoelasticidade do material: este é nulo para materiais puramente elásticos; e igual a 90° para materiais puramente viscosos. A Figura 4 mostra um resultado típico de aplicação de carga harmônica em misturas asfálticas:

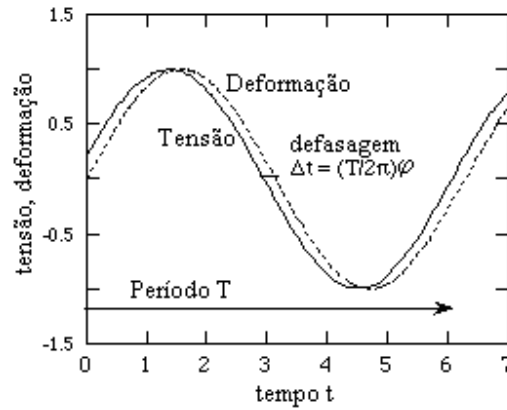


Figura 4: Comportamento típico de materiais viscoelásticos sob carga harmônica

Com a hipótese da validade do princípio da sobreposição dos efeitos para materiais no regime linear (Boltzmann, 1876), as equações constitutivas unidimensionais para materiais viscoelásticos lineares são deduzidas, resultando nas integrais vistas nas equações 2 e 3:

$$\varepsilon(t) = \int_{t_0}^t D(t, t') \frac{\partial \sigma(t')}{\partial t'} dt' \quad (2)$$

$$\sigma(t) = \int_{t_0}^t E(t, t') \frac{\partial \varepsilon(t')}{\partial t'} dt' \quad (3)$$

onde:

$\varepsilon(t)$ = deformação em função do tempo;

$\sigma(t)$ = tensão em função do tempo;

t_0 = instante inicial de aplicação de carga;

t' = variável de integração que representa o instante de início de aplicação de carga;

$D(t,t')$ = curva de fluência ou *creep compliance*. Se esta não depende de t' , pode ser modelada como uma função $D(t-t')$;

$E(t,t')$: curva de relaxação ou *relaxation modulus*. Se esta não depende de t' , pode ser modelada como uma função $E(t-t')$.

Para um caso genérico tridimensional anisotrópico, são válidas as equações 4 e 5:

$$\varepsilon_{ij}(x, t) = \int_{t_0}^t D_{ijkl}(x, t, t') \frac{\partial \sigma_{kl}(x, t')}{\partial t'} dt' \quad (4)$$

$$\sigma_{ij}(x, t) = \int_{t_0}^t E_{ijkl}(x, t, t') \frac{\partial \varepsilon_{kl}(x, t')}{\partial t'} dt' \quad (5)$$

Para propriedades independentes de t' (desprezando-se efeitos de envelhecimento e da temperatura), o tipo de ajuste mais empregado é o ajuste em séries de Prony, que são somatórios de séries exponenciais derivadas dos modelos mecânicos generalizados de Kelvin (Voigt) e/ou Maxwell considerando-se solicitação unitária. Estas séries são vistas nas equações 6 e 7:

$$D(t - t') = D_0 + \sum_{i=1}^n D_i \left(1 - e^{-\frac{t-t'}{\tau_i}} \right) \quad (6)$$

$$E(t - t') = E_\infty + \sum_{j=1}^m E_j e^{-\frac{t-t'}{\rho_j}} \quad (7)$$

onde:

E_{∞} = módulo de relaxação para $t=\infty$;

E_i = rigidez elástica de cada parcela viscoelástica do módulo de relaxação;

ρ_i = tempo de relaxação de cada parcela do módulo de relaxação;

D_0 = compliância inicial ou vítrea;

D_i = compliância de cada parcela viscoelástica da curva de fluência;

τ_i = tempo de retardação de cada parcela da curva de fluência;

n = número de parcelas viscoelásticas consideradas na curva de fluência;

m = número de parcelas viscoelásticas consideradas no módulo de relaxação;

As constantes vistas nas equações 6 e 7 são determinadas por métodos numéricos como o Método da Colocação e o Método dos Resíduos Sucessivos (citados por Huang, 1993), cujo método da colocação foi implementado por De Sousa *et al.* (2008) no programa ViscoTool®.

Alternativamente, é possível determinar parâmetros constitutivos viscoelásticos lineares baseando-se na propriedade dos materiais viscoelásticos quando submetidos a cargas senoidais, que são o módulo dinâmico e o ângulo de fase, como mencionado na referência ao trabalho de Papazian (1962). O módulo dinâmico é oriundo do chamado módulo complexo, brevemente definido como um número complexo, representando o módulo de Young de um material viscoelástico no domínio frequência ω . A equação 8 expressa o módulo complexo em função da frequência:

$$E^*(\omega) = E'(\omega) + iE''(\omega) \quad (8)$$

onde E^* é o Módulo Complexo do material e i a unidade imaginária pura. Os módulos E' e E'' são denominados de Módulo de Armazenamento (*Storage Modulus*) e Módulo de Perda (*Loss Modulus*), respectivamente. O módulo E' se refere à parte elástica, onde a energia dissipada não é perdida devido à definição de comportamento elástico (resiliência igual a 100%: toda energia entregue é armazenada e devolvida em forma de deformação). Ao contrário, o módulo E'' , que se refere ao comportamento viscoso, no qual toda a energia fornecida é perdida ou

dissipada, devido às deformações serem 100% permanentes (resiliência nula). Todavia, as parcelas E' e E'' não podem ser medidas diretamente em um experimento. O que é medido diretamente é o módulo dinâmico do material $|E^*|$, calculado conforme mostrado na equação 9:

$$|E^*(\omega)| = \frac{\sigma_0(\omega)}{\varepsilon_0(\omega)} \quad (9)$$

onde σ_0 representa a amplitude do pulso de tensão senoidal aplicado e ε_0 representa a amplitude do pulso de deformação medido. Também é medido experimentalmente o ângulo de fase φ em função da diferença de tempos de pico dos pulsos de tensão e deformação. Este parâmetro é uma medida do grau de viscoelasticidade do material, ou em outras palavras, $\tan(\varphi)$ pode ser definida como uma relação de atrito interno ou amortecimento mecânico (Lakes, 1998). Se o material é puramente elástico ($\varphi=0^\circ$), não há dissipação de energia; se o material é puramente viscoso ($\varphi=90^\circ$), não existe armazenagem de energia. Com base nestes conceitos, as parcelas E' e E'' são calculadas conforme mostram as equações 10 e 11, respectivamente:

$$E'(\omega) = |E^*(\omega)| \cos[\varphi(\omega)] \quad (10)$$

$$E''(\omega) = |E^*(\omega)| \sin[\varphi(\omega)] \quad (11)$$

Nas equações 10 e 11, o conceito de módulo dinâmico é visto: trata-se do valor absoluto do módulo complexo, representado no plano cartesiano como mostrado na Figura 5. Qualquer constante linear-elástica pode ser expressa da mesma forma que o módulo complexo é mostrado. Em resumo, todos os parâmetros constitutivos e equações constitutivas mostradas para os materiais viscoelásticos no regime linear são dependentes do tempo ou da frequência, modelando os fenômenos de fluência, relaxação e de comportamento sob cargas senoidais.

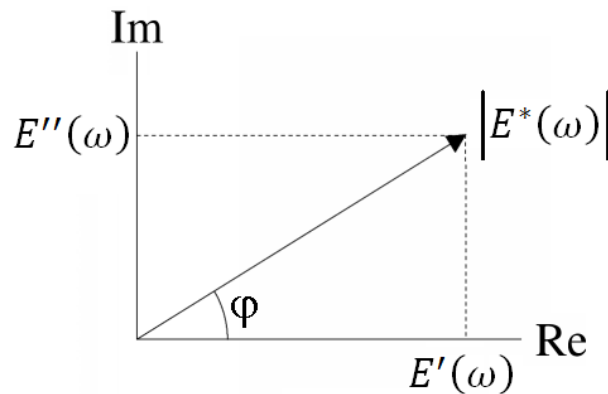


Figura 5: Representação do módulo complexo no plano cartesiano

2.1.2 Princípio da correspondência elasto-viscoelástica

As relações constitutivas básicas dos materiais viscoelásticos lineares estão expressas nas equações 2 e 3, que notavelmente diferem da relação constitutiva básica dos materiais lineares-elásticos. Entretanto, as equações de equilíbrio e as equações de compatibilidade entre deformações e deslocamentos não se alteram na solução de um problema de contorno cujo material é viscoelástico. Sendo assim, a solução de um problema de contorno cujo material é viscoelástico linear pode ser obtida a partir da solução do mesmo problema para materiais lineares-elásticos, através do uso do Princípio da Correspondência Elasto-viscoelástica (PCEV). De acordo com o PCEV, se a solução elástica de uma análise é conhecida, é possível obter a solução viscoelástica em função da solução elástica através da simples substituição, no domínio complexo, dos parâmetros constitutivos elásticos pelos parâmetros viscoelásticos na solução, isto porque tanto a relação elástica quanto viscoelástica no domínio complexo são lineares. Após isto, volta-se ao domínio tempo para obtenção da solução viscoelástica do problema.

A transformação da solução elástica do problema para o domínio complexo implica uso de transformadas integrais. As mais conhecidas são a transformada de Laplace e a transformada de Fourier. O presente texto dará ênfase à transformada de Fourier. A equação 12 expressa uma transformada de Fourier em uma função genérica $f(t)$:

$$\bar{f}(\omega) = \int_{-\infty}^{\infty} e^{-i\omega t} f(t) dt \quad (12)$$

onde $\bar{f}(\omega)$ é a função $f(t)$ no domínio freqüência. Geralmente as funções dependentes do tempo contidas na solução elástica dos problemas possuem domínio $t>0$, assim fazendo a transformada de Fourier fornecer o mesmo resultado da transformada de Laplace. Para exemplificar, aplica-se a transformada de Fourier na relação tensão–deformação básica elástica linear considerando-se deformações dependentes do tempo, como mostrado na equação 13:

$$\sigma^e(x, t) = E^e(x) \varepsilon^e(x, t) \quad (13)$$

onde x representa a dependência com o espaço e o super índice “e” denota solução no regime linear-elástico. Aplicando-se a transformada de Fourier na equação 13, obtêm-se a equação 14:

$$\bar{\sigma}^e(x, \omega) = E^e(x) \bar{\varepsilon}^e(x, \omega) \quad (14)$$

A equação 14 representa a relação tensão-deformação linear-elástica básica no domínio freqüência. O próximo passo é substituir o módulo $E^e(x)$ pelo equivalente viscoelástico no domínio freqüência. Para tal, segue-se o procedimento mostrado na Tabela 1:

Tabela 1: Parâmetros constitutivos viscoelásticos no domínio freqüência

Propriedade constitutiva	Valor no domínio freqüência
Módulo de compressibilidade	$i\omega \bar{K}(x, \omega)$
Módulo de cisalhamento	$i\omega \bar{G}(x, \omega)$
Módulo de Young	$i\omega \bar{E}(x, \omega)$
Curva de fluência	$i\omega \bar{D}(x, \omega)$
Complância de cisalhamento	$i\omega \bar{J}(x, \omega)$
Complância de compressibilidade	$i\omega \bar{B}(x, \omega)$

Substituindo-se o módulo de Young da Tabela 1 na equação 14, obtém-se a equação 15:

$$\bar{\sigma}(x, \omega) = i\omega \bar{E}(x, \omega) \bar{\varepsilon}(x, \omega) \quad (15)$$

A equação 15 representa a relação constitutiva tensão-deformação básica viscoelástica linear no domínio frequência. Para obter tal relação no domínio tempo, deve-se aplicar a transformada inversa de Fourier à equação 15, obtendo-se a equação 16, idêntica à equação 3, obtida através do princípio da sobreposição de Boltzmann:

$$\sigma(x, t) = \int_{-\infty}^t E(x, t - t') \frac{\partial \varepsilon(x, t')}{\partial t'} dt' \quad (16)$$

Exemplificando-se uma aplicação do PCEV, mostra-se a dedução feita por Zhang *et al.* (1997). Os autores, para obter a solução viscoelástica linear de deslocamentos em amostras cilíndricas sob compressão diametral, aplicaram o PCEV nas soluções de Hondros (1959), cujas soluções para deslocamentos horizontais e verticais são vistas nas equações 17 e 18, respectivamente:

$$\Delta U_{2m_1R}(t) = \frac{P(t)}{Eh} (I_1 - \nu I_2) \quad (17)$$

$$\Delta V_{2n_1R}(t) = \frac{P(t)}{Eh} (I_4 - \nu I_3) \quad (18)$$

onde:

$m_1; n_1$ = razão distância entre os pontos de medição do deslocamento horizontal;vertical/
diâmetro do cilindro;

$\Delta U_{2m_1R}; \Delta V_{2n_1R}$ = deslocamento horizontal-vertical entre pontos distantes $2m_1R; 2n_1R$ no diâmetro horizontal;vertical do cilindro;

$P(t)$ = carga aplicada diametralmente em função do tempo;

h = espessura do cilindro;

$E; \nu$ = módulo de Elasticidade;coeficiente de Poisson do material em questão;

I_1, I_2, I_3, I_4 = constantes dependentes de m_1, n_1 e da razão largura do friso/diâmetro.

A aplicação da transformada de Fourier (os autores utilizaram transformada de Laplace, mas o resultado neste caso é o mesmo) às equações 17 e 18 resulta nas equações 19 e 20:

$$\Delta \bar{\bar{U}}_{2m_1R}(\omega) = \frac{\bar{\bar{P}}(\omega)}{Eh} (I_1 - \nu I_2) \quad (19)$$

$$\Delta \bar{\bar{V}}_{2n_1R}(\omega) = \frac{\bar{\bar{P}}(\omega)}{Eh} (I_4 - \nu I_3) \quad (20)$$

Zhang *et al.* (1997) utilizaram como propriedades constitutivas as compliâncias J e B (J_D e J_V para os autores, respectivamente). Assim, também foi aplicado o PCEV nas equações que relacionam E e ν com J e B , vistas nas equações 21 e 22:

$$E = 9/(3J + B) \quad (21)$$

$$\nu = (3J - 2B)/(6J + 2B) \quad (22)$$

Aplicando-se a transformada de Fourier nas equações 21 e 22, substituindo-se já os parâmetros elásticos pelos viscoelásticos, são obtidas as equações 23 e 24. Cabe notar que a substituição é feita em ambos os lados da equação, inclusive para o coeficiente de Poisson ν :

$$\bar{\bar{E}}(\omega) = \frac{9}{(i\omega)^2 [3\bar{\bar{J}}(\omega) + \bar{\bar{B}}(\omega)]} \quad (23)$$

$$\bar{\bar{\nu}}(\omega) = \frac{3\bar{\bar{J}}(\omega) - 2\bar{\bar{B}}(\omega)}{i\omega [6\bar{\bar{J}}(\omega) + 2\bar{\bar{B}}(\omega)]} \quad (24)$$

A substituição das equações 23 e 24 nas equações 19 e 20 gera as equações 25 e 26:

$$\Delta \bar{\bar{U}}_{2m_1R}(\omega) = \frac{K_1}{h} i\omega \bar{\bar{J}}(\omega) \bar{\bar{P}}(\omega) + \frac{K_2}{h} i\omega \bar{\bar{B}}(\omega) \bar{\bar{P}}(\omega) \quad (25)$$

$$\Delta \bar{\bar{V}}_{2n_1R}(\omega) = \frac{K_3}{h} i\omega \bar{\bar{J}}(\omega) \bar{\bar{P}}(\omega) + \frac{K_4}{h} i\omega \bar{\bar{B}}(\omega) \bar{\bar{P}}(\omega) \quad (26)$$

onde K_1 , K_2 , K_3 e K_4 são constantes em função de l_1 , l_2 , l_3 e l_4 resultantes de manipulação algébrica da substituição anterior. Aplicando-se a transformada inversa de Fourier nas equações 25 e 26, obtêm-se as soluções desejadas expressas pelas equações 27 e 28:

$$\Delta U_{2m_1R}(t) = \frac{K_1}{h} \int_0^t J(t-t') \frac{\partial P(t')}{\partial t'} dt' + \frac{K_2}{h} \int_0^t B(t-t') \frac{\partial P(t')}{\partial t'} dt' \quad (27)$$

$$\Delta V_{2n_1R}(t) = \frac{K_3}{h} \int_0^t J(t-t') \frac{\partial P(t')}{\partial t'} dt' + \frac{K_4}{h} \int_0^t B(t-t') \frac{\partial P(t')}{\partial t'} dt' \quad (28)$$

Outra aplicação do PCEV é a dedução de relações entre propriedades constitutivas viscoelásticas. Para um material homogêneo, isotrópico e não dependente de t' , é possível relacionar $E(t-t')$ e $D(t-t')$ utilizando-se das relações tensão-deformação básicas da elasticidade. Aplicando-se a transformada de Fourier nestas relações, são obtidas as equações 29 e 30:

$$\bar{\bar{\varepsilon}}^e(\omega) = D \bar{\bar{\sigma}}^e(\omega) \quad (29)$$

$$\bar{\bar{\sigma}}^e(\omega) = E \bar{\bar{\varepsilon}}^e(\omega) \quad (30)$$

Efetuando-se a substituição dos parâmetros constitutivos, são obtidas as equações 31 e 32:

$$\bar{\bar{\varepsilon}}(\omega) = i\omega \bar{\bar{D}}(\omega) \bar{\bar{\sigma}}(\omega) \quad (31)$$

$$\bar{\bar{\sigma}}(\omega) = i\omega \bar{\bar{E}}(\omega) \bar{\bar{\varepsilon}}(\omega) \quad (32)$$

Substituindo-se a equação 32 na equação 31, é obtida a equação 33:

$$\bar{\bar{\varepsilon}}(\omega) = i\omega \bar{\bar{D}}(\omega) [i\omega \bar{\bar{E}}(\omega) \bar{\bar{\varepsilon}}(\omega)] \therefore \bar{\bar{D}}(\omega) \bar{\bar{E}}(\omega) = 1/(i\omega)^2 \quad (33)$$

Aplicando-se transformada inversa de Fourier na equação 33, é obtida a relação entre as propriedades constitutivas em questão, como mostra a equação 34:

$$\int_0^t D(t-t')E(t') dt' = t \quad (34)$$

Embora o PCEV seja prático na solução de problemas de viscoelasticidade linear, o seu uso tem limitações. Ao observar as soluções obtidas neste sub-item do PCEV, é notado que todas as soluções são em função de integrais como a representada pela equação 35:

$$\int_0^t F_1(x, t-t')F_2(x, t') dt' \quad (35)$$

onde F_1 e F_2 representam funções dependentes do tempo como módulos, compliâncias, tensões e/ou deformações. Na equação 35 a primeira função do integrando é dependente de $t-t'$, enquanto que a segunda é dependente somente de t' . Isso caracteriza uma integral de convolução ou hereditária. Este tipo de integral, quando nela aplicam-se transformadas integrais, resulta o produto das funções F_1 e F_2 no domínio da transformada aplicada, tal como são as relações constitutivas lineares-elásticas e viscoelástica no domínio transformado.

Fisicamente, o fato de uma solução viscoelástica ser uma integral hereditária representa assumir que os parâmetros constitutivos não variam ao longo de t' . Tal fato não acontece quando efeitos de temperatura e de envelhecimento são considerados. No caso da temperatura, Vinson e Hilton (2006) afirmam que para temperatura transiente, a relação constitutiva viscoelástica não possui mais integrais hereditárias, impossibilitando a aplicação do PCEV. A aplicação de transformadas integrais nas soluções com temperatura dependente do tempo não teria como resultado uma função semelhante à solução elástica, descaracterizando assim a correspondência e a substituição dos parâmetros constitutivos. Para superar tal dificuldade, foram desenvolvidos modelos dependentes da temperatura cuja aplicabilidade do PCEV é possível, como será visto na sequência.

2.1.3 Consideração do efeito da temperatura

Grande parte dos materiais viscoelásticos pode ser considerada como termo-suscetível, ou seja, suas propriedades constitutivas são dependentes da temperatura. Existem dois tipos de efeitos causados pela temperatura em materiais viscoelásticos: os reversíveis e os irreversíveis (Souza, 2005). No caso dos efeitos reversíveis, os materiais viscoelásticos podem ser classificados em duas categorias: termorreologicamente simples e termorreologicamente complexos. A diferença entre as categorias citadas é que no caso do material termorreologicamente simples a resposta do mesmo pode ser prevista a partir das respostas em condições isotérmicas medidas a várias temperaturas. Neste sub-item, o foco será dado aos materiais termorreologicamente simples.

Quanto à implicação da temperatura no modelo constitutivo viscoelástico, é possível imaginar duas situações: solicitação para uma temperatura não dependente do tempo e solicitação para uma temperatura transiente. Na primeira situação, não existe significativa mudança no modelo constitutivo. Existem apenas tensões e/ou deformações adicionais no modelo constitutivo viscoelástico linear devido à mudança de temperatura, conforme mostrado por Vinson e Hilton (2006) pelas equações 36 e 37:

$$\varepsilon_{ij}(x, t, T) = \int_{t_0}^t D_{ijkl}[x, t - t', \Delta T(x)] \frac{\partial \sigma_{kl}(x, t')}{\partial t'} dt' + \alpha_{ij}(x) \Delta T(x) \quad (36)$$

$$\sigma_{ij}(x, t, T) = \int_{t_0}^t E_{ijkl}[x, t - t', \Delta T(x)] \frac{\partial \varepsilon_{kl}(x, t')}{\partial t'} dt' - E_{ijkl}[x, t, \Delta T(x)] \alpha_{kl}(x) \Delta T(x) \quad (37)$$

onde T é a temperatura, ΔT é a variação de temperatura com relação a uma temperatura de referência e α é o tensor de dilatação térmica do material, considerando um caso anisotrópico genérico. Pelas equações 36 e 37, Vinson e Hilton (2006) lembram que materiais viscoelásticos podem sofrer efeitos de fluência e/ou relaxação somente por deformações térmicas. Também nota-se que são mantidas as integrais hereditárias, possibilitando a aplicação do PCEV. Para temperatura transiente, a relação constitutiva é vista nas equações 38 e 39:

$$\varepsilon_{ij}(x, t, T) = \int_{t_0}^t D_{ijkl}[x, t, t', \Delta T(x, t')] \frac{\partial \sigma_{kl}(x, t')}{\partial t'} dt' + \alpha_{ij}(x) \Delta T(x, t) \quad (38)$$

$$\begin{aligned} \sigma_{ij}(x, t, T) = & \int_{t_0}^t E_{ijkl}[x, t, t', \Delta T(x, t')] \frac{\partial \varepsilon_{kl}(x, t')}{\partial t'} dt' \\ & - \int_{t_0}^t E_{ijkl}[x, t, t', \Delta T(x, t')] \alpha_{kl}(x) \frac{\partial \Delta T(x, t')}{\partial t'} dt' \end{aligned} \quad (39)$$

Nas equações 38 e 39 nota-se que a relação de integral hereditária some devido ao fato da propriedade constitutiva variar com t' . Assim, dentro do domínio do tempo real t , somente é possível resolver um problema de viscoelasticidade com temperatura transiente numericamente.

Williams *et al.* (1955) desenvolveram um modelo de comportamento termorreologicamente simples que resolve o problema recém descrito. Embora possua base fundamentalmente fenomenológica (fundamentada em observações de experimentos), o modelo tem se ajustado razoavelmente bem ao comportamento de materiais viscoelásticos estudados na atualidade. O modelo substitui as variáveis t e t' pelas variáveis tempo reduzido, denotadas por ξ e ξ' , de modo a estabelecer uma nova relação constitutiva em função de ξ e ξ' , porém semelhante a relação constitutiva não dependente da temperatura, isto é, possuindo integrais de convolução. Assim, supondo comportamento termorreológico simples para o material, as equações constitutivas em função de ξ e ξ' para uma temperatura transiente são as equações 40 e 41:

$$\varepsilon_{ij}(x, t, T) = \int_{\xi_0}^{\xi} D_{ijkl}(x, \xi - \xi') \frac{\partial \sigma(x, \xi')}{\partial \xi'} d\xi' + \alpha_{ij}(x) \Delta T(x, t) \quad (40)$$

$$\sigma_{ij}(x, t, T) = \int_{\xi_0}^{\xi} E_{ijkl}(x, \xi - \xi') \frac{\partial \varepsilon_{kl}(x, \xi')}{\partial \xi'} d\xi' - \int_{\xi_0}^{\xi} E_{ijkl}(x, \xi - \xi') \alpha_{kl}(x) \frac{\partial \Delta T(x, \xi')}{\partial \xi'} d\xi' \quad (41)$$

A influência da temperatura está nos tempos reduzidos, como mostram as equações 42 e 43, onde t'' é a variável de integração que representa o instante de aplicação de T no tempo:

$$\xi(x, t) = \int_{t_0}^t \frac{dt''}{a_T[T(x, t'')]} \quad (42)$$

$$\xi'(x, t') = \int_{t_0}^{t'} \frac{dt''}{a_T[T(x, t'')]} \quad (43)$$

onde a função a_T é a função de translação horizontal ou fator de mudança de temperatura. Existem várias representações matemáticas para a função a_T . As mais utilizadas são duas: a equação de Arrhenius, para temperaturas menores que a temperatura de transição vítrea T_g (temperatura no qual um sólido torna-se frágil quando submetido ao esfriamento); e a equação de Williams-Landel-Ferry, ou equação WLF (Williams *et al.*, 1955), para temperaturas maiores que T_g . As equações de Arrhenius e WLF são expressas pelas equações 44 e 45 respectivamente:

$$\log(a_T) = \frac{\Delta F}{2,303R_G} \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_R} \right) \quad (44)$$

$$\log(a_T) = \frac{c_1(T - T_R)}{c_2 + T - T_R} \quad (45)$$

onde:

ΔF = energia de ativação constante (por mol);

R_G = constante universal dos gases [1,987 cal/(mol.K)];

T = temperatura (na equação 2.70 deve ser em K);

T_R = temperatura de referência, no qual $a_T = 1$ (na equação 2.70 deve ser em K);

c_1, c_2 = constantes determinadas por regressão.

A determinação experimental de a_T para várias temperaturas é feita através do uso do Princípio da Superposição Tempo-Temperatura (PSTT). O PSTT prega que curvas de fluência e de relaxação obtidas em condições isotérmicas a uma temperatura qualquer são transladadas horizontalmente no plano $\log(t) \times \log[D(t)]$ ou $\log(t) \times \log[E(t)]$, de forma que estas se unam e formem uma única curva, a curva mestra, para uma temperatura de referência T_R . A distância transladada no eixo $\log(t)$ é computada como $\log(a_T)$, como visto na Figura 7:

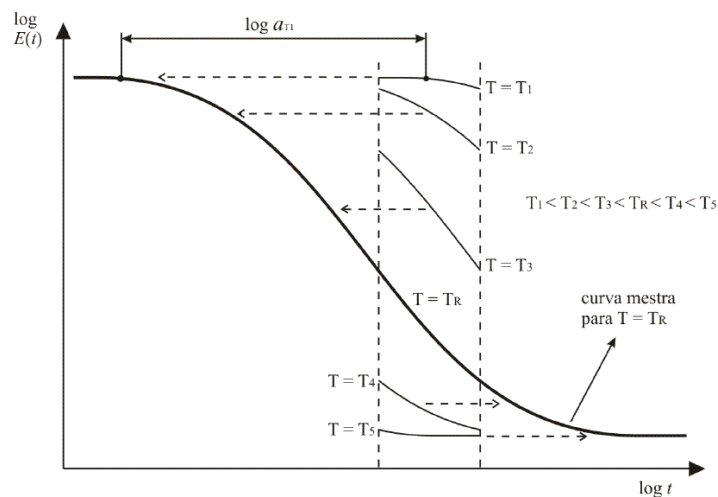


Figura 7: Translado de curvas de relaxação para obtenção de curva mestra (Souza, 2005)

O procedimento mostrado na Figura 7 faz transparecer duas características assumidas no comportamento de materiais termorreologicamente simples:

- O parâmetro constitutivo medido possui a mesma forma no plano log-log para qualquer temperatura, resultando em curvas paralelas no plano log-log;
- O valor do parâmetro constitutivo para tempo igual a 0 e tempo igual a infinito é o mesmo para qualquer temperatura. O que mudará para as diferentes temperaturas é o tempo necessário para sair do módulo inicial e para chegar ao módulo final.

Com as hipóteses acima descritas, o comportamento de, por exemplo, uma curva de relaxação de um material termorreologicamente simples para diferentes temperaturas é visto na Figura 8:

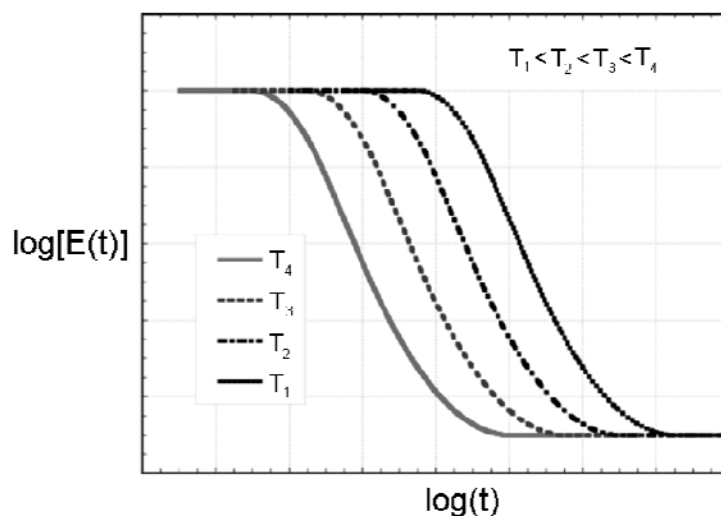


Figura 8: Curvas de relaxação a várias temperaturas de material termorreologicamente simples

Na Figura 8 nota-se que para maiores temperaturas (T_4), o valor da curva de relação rapidamente cai em função do tempo, enquanto que para temperaturas menores (T_1), é necessário um tempo maior para o fenômeno de relaxação ser observado, portanto sendo somente visto comportamento elástico até este tempo. Assim é explicado o comportamento elástico de materiais viscoelásticos a baixas temperaturas para cargas de curta duração: o tempo de carga é menor do que o tempo necessário para observar alguma relaxação no material.

Por outro lado, o modelo de Williams *et al.* (1955) traz desvantagens na solução do problema do valor de contorno. Segundo Vinson e Hilton (2006), existe uma alteração nas equações de equilíbrio: os coeficientes do sistema de equações diferenciais parciais, que em função de t

eram constantes, em função de ξ passam a ser variáveis, como mostram as equações 46 e 47 para os casos em função de t e ξ , respectivamente:

$$\frac{\partial \sigma_{ij}(x, t)}{\partial x_j} = \rho(x) \frac{\partial^2 u_i(x, t)}{\partial t^2} \quad (46)$$

$$\frac{\partial \xi(x, t)}{\partial x_j} \left[\frac{\partial \sigma_{ij}(x, \xi)}{\partial \xi} \right] = \rho(x) \frac{\partial^2 u_i(x, t)}{\partial t^2} \quad (47)$$

A alteração na equação 46 que resulta na equação 47 se faz necessária devido ao fato de que sendo as tensões função de ξ , deve-se aplicar a regra da cadeia no sistema de equações diferenciais parciais devido ao fato de ξ ser função do espaço, como mostrado na equação 42. Sendo assim, é possível aplicar o PCEV quando ξ é considerado, mas paga-se com maior tempo computacional para resolução do problema do valor de contorno, exigindo métodos de solução mais sofisticados do que os tradicionalmente empregados na viscoelasticidade isotérmica.

2.1.4 Modelos para comportamento não-linear

Quando são extrapolados limites relativos à pequena magnitude de tensões e/ou deformações e número de aplicações de ciclos de carga, os modelos vistos até então perdem validade. Tais modelos não consideram fenômenos que ocorrem em grandes deformações ou grande número de aplicações de carga. Alguns destes fenômenos são citados abaixo:

- Fluência não-linear (*nonlinear creep*) ou *creep* secundário: deformação lenta do material quando submetido a carga constante de nível intermediário de tensões. Inicialmente, o comportamento é semelhante a fluência linear, mas não é observada uma estabilização da deformação ao longo do tempo, crescendo em taxas baixas, mas infinitamente;
- Ruptura por fluência ou *creep* terciário: deformação por fluência que provoca ruptura do material mesmo a tensões inferiores, mas próximas, as tensões limites do material. Observa-se comportamento de fluência inicialmente, mas logo as deformações instabilizam, em altas taxas, provocando a ruptura do material (efeito Rusch);
- Fadiga: processo de degradação do material quando este é submetido a sucessivos carregamentos, mesmo estes estando longe das tensões limites do material. Existe a

perda de rigidez do material em função de imperfeições pré-existent, como trincas e fissuras em escala microscópica, que vai crescendo ao longo dos ciclos de carga.

Os fenômenos de fluência descritos acima são vistos na Figura 9. Na sequência, serão mostrados alguns modelos de comportamento não-linear para materiais viscoelásticos.

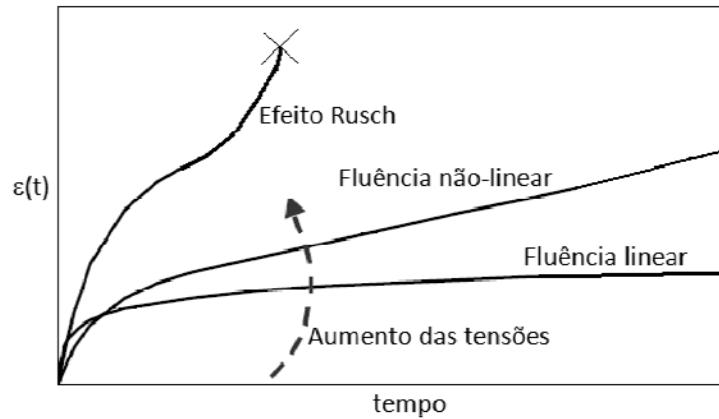


Figura 9: Fluência linear, fluência não-linear e efeito Rusch em materiais viscoelásticos

2.1.4.1 Fluência não-linear

Há modelos de fluência não-linear que dependem do nível relativo de tensões (comparando-se à tensão última), do nível de deformações ou de ambos. Para materiais lineares-elásticos, modela-se a perda de rigidez através de uma função como mostrada pela equação 48:

$$\hat{X}(\underline{\varepsilon}, \underline{\sigma}, x) = X(x) \left[1 - D_N(\underline{\varepsilon}, \underline{\sigma}, x) \right] \quad (48)$$

onde X é um módulo qualquer do material, D_N é um parâmetro de dano dependente das tensões e das deformações e \hat{X} é o módulo em função do dano no material. Os modelos mais simples têm como base o nível de deformações do material. Um exemplo clássico é a representação do dano que ocorre em um ensaio uniaxial, cujo módulo de Young, propriedade constitutiva importante neste ensaio, pode ser modelado conforme mostrado na equação 49:

$$\hat{E}(\varepsilon) = E[1 - \beta\varepsilon] \quad (49)$$

onde β é um parâmetro do material. Da equação 49 pode ser deduzida uma curva de fluência que considera o comportamento não-linear de dano. Tomando-se um elemento Kelvin, supõe-se que o dano aconteça no elemento elástico, como mostrado na Figura 10:

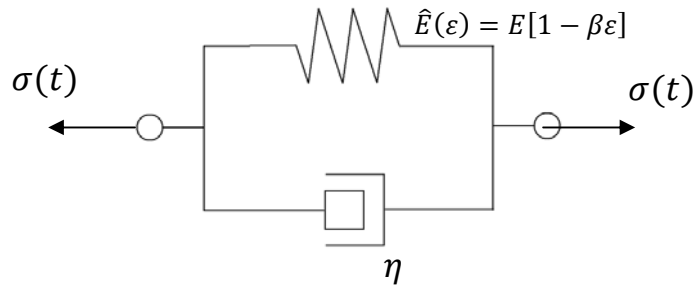


Figura 10: Elemento Kelvin considerando dano na parcela elástica

A equação que rege o elemento Kelvin mostrado na Figura 10 é vista na equação 50:

$$\sigma(t) = E\varepsilon(t) - E\beta[\varepsilon(t)]^2 + \eta \frac{d\varepsilon(t)}{dt} \quad (50)$$

Observando-se a equação 50, é notado que a parte relativa ao dano em função do parâmetro β é proporcional ao quadrado da deformação. Em pequenas deformações, tal parcela é insignificante frente às outras parcelas da equação, podendo ser desprezada, mostrando que o dano torna-se significativo quando as deformações atingem um patamar razoável. Para o elemento Kelvin mostrado na figura 10 é possível deduzir a equação diferencial para uma função qualquer $\sigma(t)$ e uma função de dano qualquer $D[\sigma(t), \varepsilon(t)]$. O resultado é expresso na equação diferencial expressa pela equação 51:

$$\frac{d\varepsilon(t)}{dt} = \frac{E}{\eta} \{D[\varepsilon(t), \sigma(t)] - 1\} \varepsilon(t) + \frac{\sigma(t)}{\eta} \quad (51)$$

Determinada a função $D[\sigma(t), \epsilon(t)]$ por algum modelo pré-existente ou via experimentos, a equação 51 pode ser resolvida com qualquer método numérico de solução de equações diferenciais ordinárias, citando-se o método de Runge-Kutta de quarta ordem.

A solução das equações 50 e 51 resultam em uma propriedade constitutiva que varia durante t' em função do nível de tensões, impedindo a aplicação do PCEV. O problema ocorre mesmo em condições isotérmicas. O princípio da superposição tempo-temperatura-tensão (PSTTT) é uma ferramenta que elimina o problema das integrais de convolução, tanto para mudanças na propriedade constitutiva devido à temperatura e nível de tensões. Jazouli *et al.* (2005) aplicaram o PSTTT baseado na teoria do volume livre. Segundo eles, volume livre é o espaço vazio disponível para movimentos segmentais em polímeros (objeto de estudo de Jazouli *et al.*). Uma mudança no volume livre influencia a mobilidade do material, tendo impacto direto nas propriedades mecânicas transientes. De acordo com a teoria, a viscosidade do material (ou a parcela viscosa) pode ser relacionada com a fração de volume livre segundo a equação 52:

$$\eta = A_{\eta} e^{B_{\eta} \left(\frac{1}{f_V} - 1 \right)} \quad (52)$$

onde A_{η} e B_{η} são constantes, η é a viscosidade e f_V é a fração de volume livre. Suposta uma relação linear entre f_V e a temperatura e nível de tensões (assumido em Jazouli *et al.*, 2005), como visto na equação 53, além da hipótese de que a viscosidade pode ser modelada segundo a equação 54, é obtido um fator de transição temperatura-tensão como visto na equação 55:

$$f_V = f_{V0} + \alpha_T (T - T_R) + \alpha_{\sigma} (\sigma - \sigma_R) \quad (53)$$

$$\eta(T, \sigma) = \eta(T_R, \sigma_R) a_{T\sigma} \quad (54)$$

$$\log(a_{T\sigma}) = -C_1 \left[\frac{C_3(T - T_R) + C_2(\sigma - \sigma_R)}{C_2C_3 + C_3(T - T_R) + C_2(\sigma - \sigma_R)} \right] \quad (55)$$

onde f_{V0} é o volume livre no estado de referência, α_T é o coeficiente de expansão termal do volume livre, α_σ é o coeficiente de expansão do volume livre pelo aumento das tensões, C_1 , C_2 e C_3 são constantes, T_R é a temperatura de referência e σ_R é a tensão de referência. A temperatura T_R e a tensão σ_R definem o estado de referência. Se a tensão σ se igualar a tensão de referência σ_R , a equação 55 se reduz ao fator de transição de temperatura WLF. Como no PSTT, os tempos de retardação e de relaxação tornam-se função do tempo reduzido ξ , expresso na equação 56:

$$\xi(x, t) = \int_{t_0}^t \frac{dt''}{a_{T\sigma}[T(x, t''), \sigma(x, t'')]} \quad (56)$$

O uso do PSTTT torna-se prático por permitir o emprego do PCEV e por ser de aplicação semelhante ao modelo explicado em 2.1.3, largamente empregado. Entretanto, da maneira que Jazouli *et al.* (2005) aplicaram o PSTTT, como apenas é suposto que a parcela viscosa sofre alteração, não se modelou razoavelmente a perda de rigidez do material em tensões altas, mas somente a alteração dos tempos de retardação no material, que embora mudem a forma da curva de fluência para modelar os fenômenos mostrados na Figura 9, não mudam a rigidez final e a rigidez inicial do material, restringindo seu uso para uma pequena gama de tensões. Segundo Long (2001), resultados experimentais indicam que a translação vertical das curvas é apropriada para incorporar a dependência das tensões nas curvas de fluência do concreto asfáltico. Tal translação é possível mudando-se os valores dos módulos E_i (ou D_i) da curva de fluência.

No trabalho de Long (2001), citado no parágrafo anterior, foram obtidos modelos para os fatores de transição vertical e horizontal de curva no estado de referência como função da variação da temperatura no estado de referência e do nível de deformações desviadoras, supondo-se um material isotrópico. No trabalho, foi obtido o módulos de cisalhamento não linear do material através dos modelos. O módulo de compressibilidade, dentro do intervalo de

deformações aplicado, pode ser razoavelmente modelado segundo a teoria da viscoelasticidade linear. Assim, a tensão desvio foi modelada conforme mostrado pelas equações 57 a 61:

$$S_{ij}(t) = \int_{t'_0}^t \left\{ 2G_\infty + \sum_{i=1}^n 2G_i \exp \left[\frac{\xi(t, a_H) - \xi'(t', a_H)}{\rho_i} \right] \right\} \frac{\partial}{\partial t'} \left[\frac{e_{ij}(t')}{a_V} \right] dt' \quad (57)$$

$$\xi(t, a_H) = \int_{t'_0}^t \frac{dt''}{a_H[\chi(t''), T(t'')]} \therefore \xi'(t', a_H) = \int_{t'_0}^{t'} \frac{dt''}{a_H[\chi(t''), T(t'')]} \quad (58)$$

$$\begin{aligned} \log(a_H) = & C_{H1} + C_{H2}(T - T_R) + C_{H3} \log \left[\frac{10^{-6} + \chi(t)}{10^{-6} + \|\underline{e}_R\|} \right] \\ & + C_{H4}(T - T_R) \log \left[\frac{10^{-6} + \chi(t)}{10^{-6} + \|\underline{e}_R\|} \right] \end{aligned} \quad (59)$$

$$\log(a_V) = C_{V1} + C_{V2} \log \left[\frac{10^{-6} + \chi(t)}{10^{-6} + \|\underline{e}_R\|} \right] + C_{V3}(T - T_R) \log \left[\frac{10^{-6} + \chi(t)}{10^{-6} + \|\underline{e}_R\|} \right] \quad (60)$$

$$\chi(t) = \max_{t'_0, t} [\|\underline{e}(t)\|] \quad (61)$$

Nas equações 57 a 61:

$S_{ij}(t)$ = componente da linha i e da coluna j da matriz de tensões desviadoras;

G_i ($i = \infty, 1, 2, \dots, n$) = módulos de cisalhamento de cada unidade viscoelástica do modelo;

ρ_i ($i = 1, 2, \dots, n$) = tempos de relaxação de cada unidade viscoelástica do modelo;

ξ e ξ' = tempo reduzido e tempo reduzido de integração, respectivamente;

a_H e a_V = fatores de translação horizontal e vertical do módulo de cisalhamento;

$e_{ij}(t)$ = componente da linha i e da coluna j da matriz de deformações desviadoras;

T e T_R = temperatura e temperatura no estado de referência, respectivamente;

$\|\underline{e}_R\|$ = norma da matriz de deformações desviadoras no estado de referência;

$\chi(t)$ = máxima norma da matriz de deformações desviadoras calculada entre t'_0 e t ;

C_{Hi} e C_{Vj} ($i = 1, 2, 3, 4$ e $j = 1, 2, 3$) = constantes intrínsecas do material.

Ao usar o modelo, Long (2001) afirma que incluir o fator de translação vertical faz com que o módulo de cisalhamento seja dependente do nível de deformações. Quando o material é danificado devido ao carregamento, as propriedades do material não retornam ao estado original devido ao pico de deformações ocorrido no material determinar suas propriedades. Ainda segundo Long, tal fato é razoável devido a um pavimento que sofreu carregamento pesado não deformar da mesma maneira como novo, não carregado ou carregado com pequenas cargas.

2.1.4.2 Fadiga

A fadiga é um fenômeno de degradação dos materiais devido à aplicação de cargas repetidas, mesmo estas estando longe das cargas limites e de não-linearidade dos materiais. Uma das formas mais utilizadas para descrever a perda de rigidez das misturas asfálticas devido à fadiga são os modelos de dano contínuo. Segundo Teixeira *et al.* (2007), os modelos de dano contínuo representam mudanças na microescala dos materiais de uma maneira homogeneizada sem requerer uma análise de microescala. Essas mudanças (pequenas trincas, mudanças químicas, entre outros) são representadas por variáveis internas de estado,

cuja evolução é determinada experimentalmente. Ainda segundo Teixeira *et al.*, os modelos de dano contínuo definem a lei de evolução das variáveis internas de estado com base na função de energia de deformação.

Uma das teorias mais aplicadas para descrever o comportamento a fadiga de misturas asfálticas é a Teoria do Potencial de Trabalho (TPT) de Schapery (1990). Schapery aplicou o método da termodinâmica dos processos irreversíveis para desenvolver uma teoria aplicável a descrever o comportamento mecânico de um meio elástico com dano crescente e outras mudanças estruturais. Assim, Schapery desenvolveu a TPT, teoria capaz de representar em função das variáveis internas de estado uma variedade de mecanismos que ocorrem durante o processo de fadiga dos materiais, incluindo o crescimento de micro e macro trincas em materiais compósitos.

A TPT aplicada a meios viscoelásticos é composta de três equações fundamentais:

- Função de densidade de energia de pseudo-deformações, expressa pela equação 62:

$$W_R = f(\varepsilon_{Rij}, S) \quad (62)$$

- Relação constitutiva, expressa pela equação 63:

$$\sigma_{ij} = \frac{\partial W_R}{\partial \varepsilon_{Rij}} \quad (63)$$

- Lei de evolução de dano, expressa pela equação 64:

$$\frac{\partial S}{\partial t} = -A_S \left(\frac{\partial W_R}{\partial S} \right)^{\alpha_S} \quad (64)$$

onde:

W_R = densidade de energia de pseudo-deformações;

ε_{Rij} = pseudo-deformação;

S = variáveis internas de estado que consideram os efeitos do dano;

A_S, α_S = constantes positivas.

As equações 62 a 64 têm como função única a modelagem da parcela de dano em um material viscoelástico. Nota-se nas equações que não existe dependência do tempo na modelagem do dano. Tal dependência é extraída do comportamento viscoelástico considerando fadiga através de pseudo-variáveis, denotadas pelo sub-índice R nas equações em questão. Esta extração é possível graças ao princípio da correspondência elasto-viscoelástica entendido (PCEVE), de autoria de Schapery (1984). O PCEVE pode ser aplicado para materiais viscoelásticos lineares e que estejam sofrendo fenômenos não-lineares. No trabalho, Schapery sugere que as equações constitutivas para um certo meio viscoelástico são idênticas às do caso elástico linear, mas tensões e deformações não são necessariamente quantidades físicas no corpo viscoelástico mais sim pseudo-variáveis (Lee e Kim, 1998).

As relações constitutivas viscoelásticas em função das pseudo-variáveis são definidas pelas equações 65 e 66:

$$\varepsilon_{Rij}(x, t) = D_{Rijkl}(x) \int_{t_0}^t E_{ijkl}(x, t - t') \frac{\partial \varepsilon_{kl}(x, t')}{\partial t'} dt' \quad (65)$$

$$\sigma_{Rij}(x, t) = E_{Rijkl}(x) \int_{t_0}^t D_{ijkl}(x, t - t') \frac{\partial \sigma_{kl}(x, t')}{\partial t'} dt' \quad (66)$$

onde E_R e D_R são, respectivamente, um módulo constante arbitrário de referência e uma compliância da mesma natureza. Com o emprego das equações 65 e 66, a relação constitutiva em função das pseudo-variáveis é escrita conforme as equações 67 e 68:

$$\varepsilon_{ij}(x, t) = D_{Rijkl}(x)\sigma_{Rkl}(x, t) \quad (67)$$

$$\sigma_{ij}(x, t) = E_{Rijkl}(x)\varepsilon_{Rkl}(x, t) \quad (68)$$

As equações 67 e 68 são idênticas ao do caso linear-elástico, porém não em função de tensões e deformações físicas, mas de pseudo-variáveis. Segundo Gibson *et al.* (2003), este método é vantajoso com relação a métodos que utilizem transformadas de Fourier ou Laplace, no qual podem ser difíceis de se obter uma solução analítica. Entretanto, a grande vantagem desta metodologia é que os efeitos viscoelásticos devido à dependência com tempo do comportamento do material “somem”, de forma que as curvas tensão x pseudo-deformação no regime viscoelástico linear são idênticas ao caso elástico linear. A Figura 11 mostra um ensaio realizado por Daniel (2001), onde o mesmo mostra um resultado de ensaio com uma dada mistura asfáltica graficado em função de deformações física e pseudo-deformações, evidenciando bem a diferença das duas abordagens.

Algumas discussões têm sido desenvolvidas de forma a avaliar o princípio da correspondência estendido de Schapery. Uma destas discussões é vista na publicação de Rajagopal e Srinivasa (2005), onde estes autores afirmam o seguinte que as equações de Schapery: (i) elas não satisfazem o balanço de *angular momentum* para grandes deformações; (ii) são válidas para gradientes de deslocamento suficientemente pequenos, não recomendando o uso das equações para os casos de grandes deformações em cisalhamento, flexão, torção; e (iii) que estudos baseados nas equações de Schapery precisam ser reexaminados à luz de sua publicação.

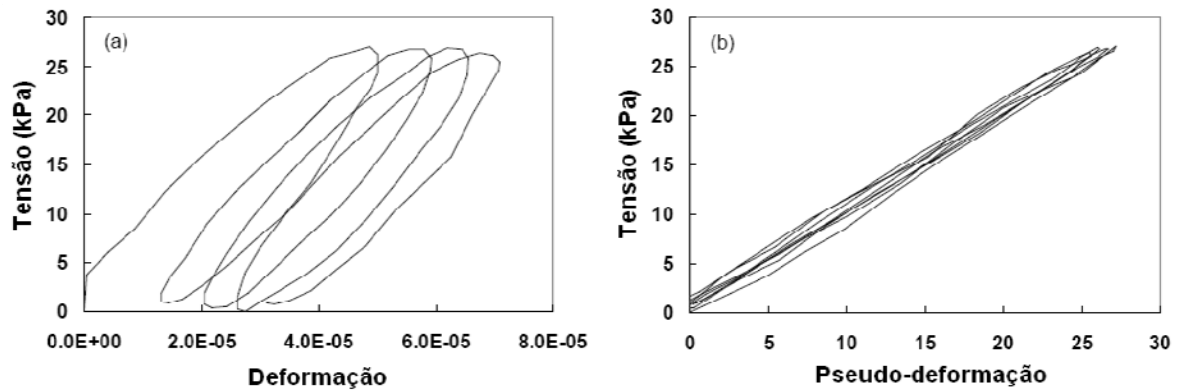


Figura 11: Ensaio de carregamento repetido em mistura asfáltica em função de (a) deformações físicas e (b) pseudo-deformações (adaptado de Daniel, 2001)

De volta a discussão da TPT, Schapery (1990) relata que a forma funcional de A é dependente da definição de S ou da significância física de S . Se S representa um comprimento de trinca, A é uma constante para um sistema isotérmico que não sofra processo de envelhecimento. Nestes casos, é comum adotar o valor de A como unitário. Quanto ao parâmetro α , resultados experimentais mostram que este pode ser relacionado com a inclinação m (vide Figura 12) da reta obtida ao se traçar a curva de fluência do material em escala logarítmica.

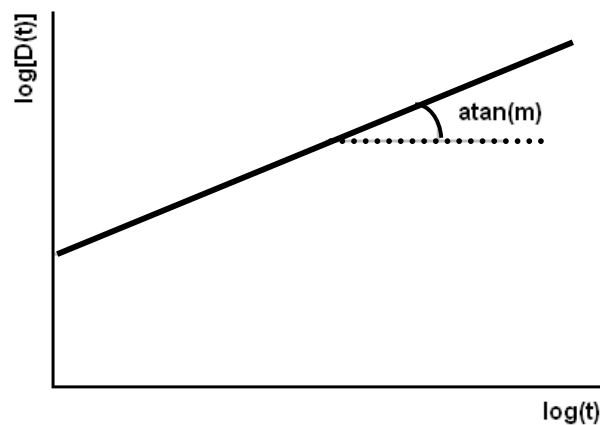


Figura 12: Curva de fluência traçada em escala logarítmica

Geralmente a função de densidade de energia de pseudo-deformações é expressa em função de $C(S)$, uma função que modela a perda de rigidez do material ao longo dos ciclos de carga. Nos ensaios uniaxiais, a função densidade de energia é expressa como a equação 69:

$$W_R = \frac{1}{2} C(S) \varepsilon_R^2 \quad (69)$$

Substituindo-se a equação 69 na equação 63, é obtida a relação constitutiva uniaxial para materiais viscoelásticos submetidos ao dano, expressa pela equação 70:

$$\sigma = C(S) \varepsilon_R \quad (70)$$

Resultados experimentais de diversos autores mostraram que $C(S)$ se comporta segundo a equação 71, evidenciando a perda de rigidez com o crescimento das variáveis internas de estado:

$$C(S) = \gamma_0 - \gamma_1 S^{\gamma_2} \quad (71)$$

No diagrama tensão x pseudo-deformação, a queda de rigidez de uma mistura asfáltica é vista em função da redução de S_m^R , definida como a rigidez da mistura considerando-se os picos de tensão e pseudo-deformação de um ciclo m qualquer. Esta queda de rigidez é ilustrada na Figura 13(a), para o caso do ensaio sob deformação controlada. No ensaio sob tensão controlada, a queda de rigidez acontece, porém no cálculo descontam-se as pseudo-deformações permanentes acumuladas ε_{pR} por ciclo, como mostra a Figura 13(b).

Também existem modelos de fadiga adaptados para materiais asfálticos que são baseados na lei de Paris. Entre estes modelos, cita-se como exemplo o modelo de Eltahan e Lytton (2000), que apresentaram em sua publicação uma abordagem mecanística baseada na mecânica da fratura e distribuição estatística de Gumbel para previsão de áreas trincadas em pavimentos recapeados.

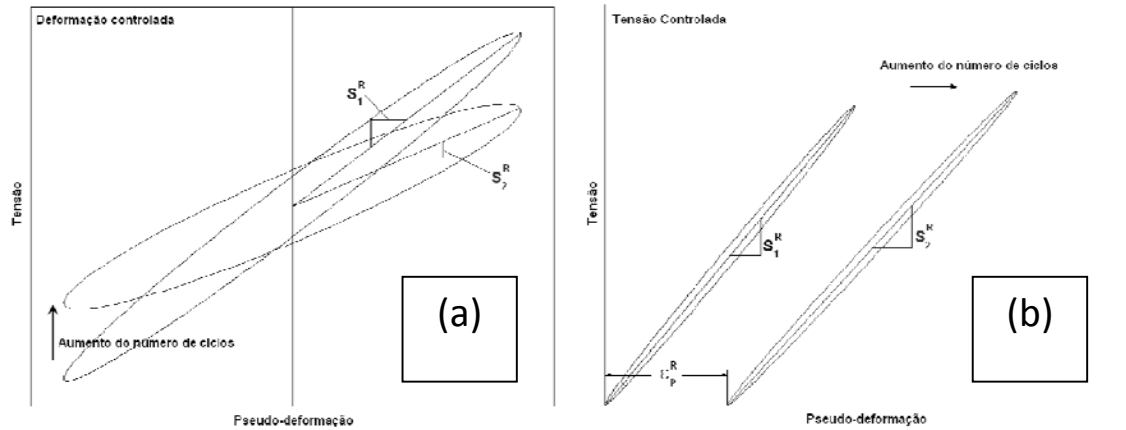


Figura 13: Queda de rigidez em ensaio de fadiga sob (a) deformação controlada e (b) tensão controlada

Outra variação de modelo de dano contínuo é empregada por Teixeira *et al.* (2007), incluindo um termo na relação constitutiva viscoelástica linear que representa as variáveis internas de estado que provocam dano no material. Este modelo é expresso pela equação 72:

$$\sigma_{ij}(x, t) = [1 - \Lambda(x, t)] \int_{t'_0}^t E_{ijkl}(x, t, t') \frac{\partial \varepsilon_{kl}(x, t')}{\partial t'} dt' \quad (72)$$

A função $\Lambda(t)$ é a variável interna de estado provocadora do dano. No trabalho de Teixeira *et al.* foi utilizada a função $\Lambda(t)$ proposta por Allen e Searcy (2001), vista na equação 73:

$$\frac{\partial \Lambda(x, t)}{\partial t} = \begin{cases} A_{\Lambda} [\lambda(x, t)]^{m_{\Lambda}} \text{ se } \frac{\partial \Lambda(x, t)}{\partial t} > 0 \text{ e } \Lambda(x, t) < 1 \\ 0 \text{ se } \frac{\partial \Lambda(x, t)}{\partial t} \leq 0 \text{ ou } \Lambda(x, t) = 1 \end{cases} \quad (73)$$

onde A_{Λ} e m_{Λ} são constantes inerentes ao material e $\lambda(x, t)$ é definido conforme a equação 74:

$$\lambda(x, t) = \sqrt{\varepsilon_{ij}(x, t)\varepsilon_{ij}(x, t)} \quad (74)$$

Os modelos descritos acima assumem uma condição isotérmica para o material. Entretanto, em Schapery (1978), estudos experimentais de crescimento de macrotrincas em propelentes sólidos (combustível de foguete) à várias temperaturas mostraram que o fator de transição de temperatura para o crescimento de trincas estudado é idêntico ao fator de transição de temperatura do caso viscoelástico linear sem dano. Com esta motivação, Chehab (2002) demonstrou com sucesso que o PSTT pode ser estendido ao comportamento de misturas asfálticas com micro dano e grandes deformações viscoplásticas.

Um dos procedimentos necessários para a calibração dos modelos de dano é a quantificação das variáveis internas de estado. Para tal, a literatura mostra vários parâmetros medidos experimentalmente para quantificar tal variável. Mello (2008) mostra uma evolução histórica da avaliação e do desenvolvimento deste parâmetro, no qual são vistas referências sobre o assunto.

Uma maneira prática de se obter um parâmetro de dano para o material é usar suas propriedades constitutivas ao longo dos ciclos de carregamento. Para o caso de solicitação uniaxial, o parâmetro de dano pode ser adotado como mostrado pela equação 75:

$$D_N = 1 - E(N)/E(0) \quad (75)$$

onde D_N é o parâmetro de dano para um número de ciclos N , $E(N)$ é o módulo de Young medido no ciclo N e $E(0)$ o módulo de Young inicial. Quando $E(N) = E(0)$, D_N é 0, representando material intacto. Quando $E(N) = 0$, o D_N é 1, representando material totalmente degradado.

Sendo o parâmetro de dano uma função do número de ciclos de carga aplicado, é possível reescrever a TPT em função de N , como mostrado pela equação 76:

$$\frac{\partial D_N(N)}{\partial N} \left(\frac{\partial N}{\partial t} \right) = \frac{\partial D_N(N)}{\partial N} fr = -A_s \left[\frac{\partial W_R}{\partial D_N}(N) \right]^{\alpha_s} \quad (76)$$

Como visto, ambos os lados da equação 76 serão função de N, uma vez que W_R é determinado em função de D_N , executa-se a diferenciação e posteriormente substitui-se D_N pela função $D_N(N)$. A frequência fr resultante da aplicação da regra da cadeia é geralmente constante em experimentos, e é empregada após a solução da equação diferencial para transformar o número de ciclos em tempo de carregamento para atingir um determinado D_N (equação 2.118, onde t_N é o tempo necessário para obter certo D_N). Assim, pode-se obter a função D_N , através da equação 2.116, como mostrado pela equação 77:

$$D_N(N) = \int_0^N -A_s \left[\frac{\partial W_R}{\partial D_N}(N) \right]^{\alpha_s} dN \quad (77)$$

$$t_N(D_N) = \frac{N(D_N)}{fr} \quad (78)$$

2.2 COMPORTAMENTO DOS PARÂMETROS CONSTITUTIVOS DE MISTURAS ASFÁLTICAS

No item 2.1 foram discutidos os principais modelos constitutivos empregados para a descrição do comportamento tensão-deformação das misturas asfálticas considerando seu comportamento viscoelástico. Os modelos constitutivos são função dos parâmetros constitutivos, variáveis que diferenciam as misturas asfálticas. Embora cada material possua um comportamento peculiar, o formato geral dos parâmetros é semelhante para a maioria das misturas, como será visto na sequência.

2.2.1 Módulo dinâmico e ângulo de fase

Papazian (1962) realizou ensaios aplicando tensões senoidais a corpos-de-prova, medindo as deformações resultantes, concluindo que os conceitos de viscoelasticidade poderiam ser aplicados no estudo dos pavimentos asfálticos. O ensaio realizado por Papazian é atualmente conhecido como ensaio de Módulo Dinâmico (MD), de onde se extraem propriedades viscoelásticas como o módulo dinâmico $|E^*|$ e o Ângulo de Fase (AF) ϕ . Atualmente, existe uma série de ensaios para obtenção do MD em misturas asfálticas. Segundo Brito (2006), o ensaio pode ser realizado com vários tipos de corpo-de-prova. Dois exemplos são citados a seguir:

- Cilindros de razão altura/diâmetro 2:1, com diâmetro mínimo de 100 mm, proposto por pesquisadores dos Estados Unidos, tal como mostrado pela Figura 14(a);
- Vigas trapezoidais a flexão em dois pontos, proposto por pesquisadores do *Laboratoire Central des Ponts et Chaussées* (LCPC), tal como mostrado pela Figura 14(b).

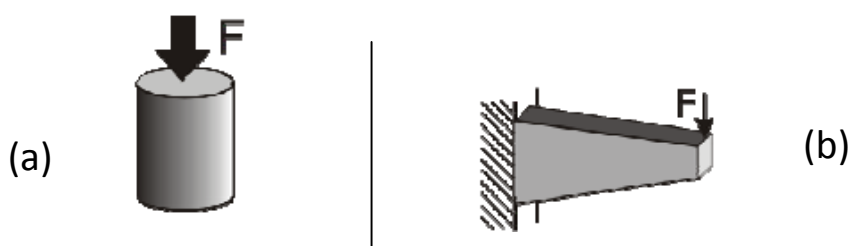


Figura 14: Corpo-de-prova (a) cilíndrico e (b) trapezoidal para ensaio de módulo dinâmico

O uso de corpos-de-prova cilíndricos permite medidas diretas de tensões e deformações, caracterizando um ensaio homogêneo (Di Benedetto *et al.*, 2001). No caso da viga trapezoidal, como tensões e deformações não são diretamente calculadas, assume-se previamente um modelo constitutivo e calcula-se a solução analítica para a estrutura em questão, assim extraindo-se parâmetros constitutivos. Isto caracteriza ensaios não-homogêneos (Di Benedetto *et al.*, 2001).

A saída típica de resultados de ensaios de MD é vista na Figura 4. Nota-se que para um pulso de tensão (força) harmônico também se tem uma resposta harmônica em termos de deformação (deslocamento), na mesma frequência, porém com o pico defasado de um intervalo de tempo Δt com relação ao pico da solicitação, utilizado para o cálculo do AF ϕ em função da frequência f_r conforme a equação 79:

$$\varphi = 2\pi\Delta tfr \quad (79)$$

Com os dados de deslocamentos e forças (medidas por LVDTs e células de carga) e do ângulo de fase do ensaio, o MD é calculado conforme a equação 80 (Di Benedetto *et al.*, 2001):

$$|E^*(\omega)| = \varpi \sqrt{\left\{ \frac{P_0(\omega)}{u_0(\omega)} \cos[\varphi(\omega)] + \mu\omega^2 \right\}^2 + \left\{ \frac{P_0(\omega)}{u_0(\omega)} \sin[\varphi(\omega)] \right\}^2} \quad (80)$$

onde $|E^*(\omega)|$ é o MD, ω é a freqüência angular em função da freqüência fr de ensaio ($\omega = 2\pi fr$), ϖ é o fator de forma, $P_0(\omega)$ é o valor de pico da força aplicada, $u_0(\omega)$ é o valor do deslocamento de pico medido, $\varphi(\omega)$ é o AF em função da defasagem de picos entre $u_0(\omega)$ e $P_0(\omega)$, e μ é o fator de massa que considera a inércia do corpo-de-prova e dos equipamentos acoplados a ele no ensaio. Segundo Di Benedetto *et al.* (2001), para fr menor que 30 Hz, o fator de massa pode ser desprezado. Sem o fator de massa, a equação 80 se reduz a equação 81:

$$|E^*(\omega)| = \varpi \frac{P_0(\omega)}{u_0(\omega)} \quad (81)$$

Sendo h a altura de um corpo-de-prova cilíndrico, R o seu raio, $l_>$ a maior largura de uma viga trapezoidal, $l_<$ a menor largura, h_v a sua espessura e L seu comprimento, os ϖ para um corpo-de-prova cilíndrico e uma viga trapezoidal são dados, respectivamente, pelas equações 82 e 83:

$$\varpi = \frac{h}{4\pi R^2} \quad (82)$$

$$\varpi = \frac{12L^3}{h_v(h_> - h_<)^3} \left[\left(2 - \frac{h_<}{2h_>} \right) \frac{h_<}{h_>} - \frac{3}{2} - \ln \left(\frac{h_<}{h_>} \right) \right] \quad (83)$$

A execução do ensaio de MD a varias frequências resulta não somente num parâmetro, mas sim numa curva como resultado do ensaio. Se esta curva é feita para diferentes temperaturas, a união destas curvas através do Princípio da Superposição Frequência-Temperatura (PSFT) resulta na curva mestra do material em função de uma variável denominada frequência reduzida. Um formato típico desta curva é mostrado na Figura 15, extraída do trabalho de Clyne *et al.* (2003).

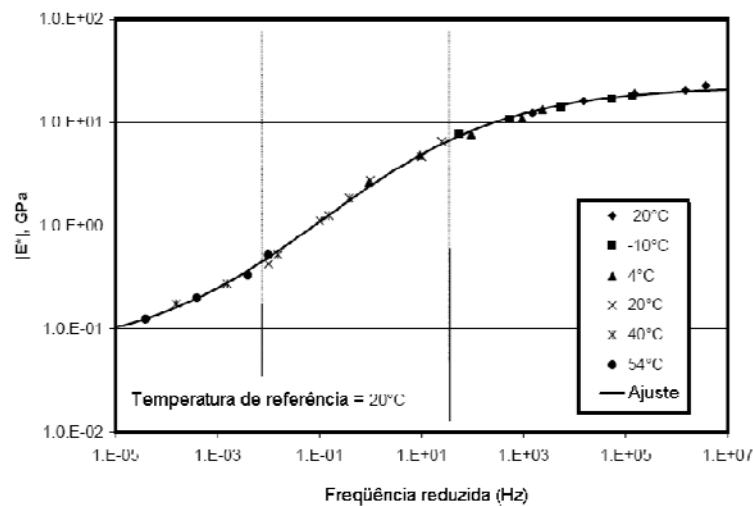


Figura 15: Curva mestra em ensaio de módulo dinâmico (adaptado de Clyne *et al.*, 2003)

Como visto na Figura 15, o MD cresce em função da frequência, o que é visto na vasta literatura existente sobre obtenção do MD de misturas asfálticas. Tal crescimento deve-se ao fato de que quando a frequência é aumentada existe um tempo menor em carga, não havendo tempo para manifestação de deformações viscoelásticas. Quando a frequência é muito alta o MD atinge o seu maior valor, pois só existem praticamente deformações elásticas no material. Quando a frequência é baixa, o tempo de carregamento é longo e as deformações viscoelásticas podem se manifestar em sua totalidade, provocando assim MD baixo. Para frequências muito baixas, o MD atinge seu menor valor. Assim é explicado o formato sigmoidal da curva mestra para MD.

Witczak e Fonseca (1996) propuseram um modelo empírico para previsão do MD para misturas asfálticas, baseado em grande quantidade de dados de curvas mestras (1429 pontos de medição para 149 misturas asfálticas). Melhorias foram feitas no modelo, adicionando efeitos de endurecimento e envelhecimento a longo e curto prazo e condições de extrema temperatura. O modelo foi sendo corrigido à medida que dados experimentais foram surgindo, até se tornar hoje modelo preditivo de Witczak. Baseado na granulometria dos agregados na mistura e das propriedades do ligante asfáltico, o modelo de Witczak é dado pelas equações 84 a 87:

$$\log(|E^*|) = \Pi_1 + \frac{\Pi_2}{1 + e^{\Pi_3}} \quad (84)$$

$$\begin{aligned} \Pi_1 = & -1,249937 + 0,02932P_{200} - 0,001767(P_{200})^2 + 0,002841P_4 - 0,058097V_a \\ & - 0,802208 \frac{V_{beff}}{V_{beff} + V_a} \end{aligned} \quad (85)$$

$$\Pi_2 = 3,871977 - 0,0021P_4 + 0,003958P_{3/8} - 0,000017(P_{3/8})^2 + 0,0547P_{3/4} \quad (86)$$

$$\Pi_3 = -0,603313 - 0,313351 \log(fr) - 0,393532 \log(\eta) \quad (87)$$

Nas equações 84 a 87, as variáveis envolvidas são listadas abaixo:

$|E^*|$ = módulo dinâmico (em 10^5 psi);

$P_{200}, P_4, P_{3/4}, P_{3/8}$ = percentual em peso passante nas peneiras número 200, 4, 3/4 e 3/8;

V_a = percentual em volume de vazios da mistura;

V_{beff} = teor efetivo em volume de ligante;

fr = frequência de carregamento (em Hz);

η = viscosidade do ligante (em 10^6 poise).

O modelo preditivo de Witczak mostra as variáveis em que o MD é dependente. como teor de ligante, natureza do ligante, do volume de vazios na mistura, da granulometria de projeto da mistura, da natureza do material pétreo empregado, ou seja, de variáveis das equações 85 a 87. Entretanto, a forma da curva mestra para qualquer mistura é a mesma, somente mudando os valores dos MDs para altas e baixas frequências e o intervalo de frequência que os separa.

Na Tabela 2 são vistos os parâmetros obtidos por Loulizi *et al.* (2006) do modelo de Witczak para dois tipos de misturas asfálticas (detalhes são vistos na publicação dos autores):

Tabela 2: Fatores Π_1 , Π_2 e Π_3 obtidos por Loulizi *et al.* (2006)

Mistura	Π_1	Π_2	Π_3
SM-9.5A	1,87615	2,41534	-1,28301-0,59499*log(fr)
BM-25.0	2,13580	2,26117	-1,11630-0,62973*log(fr)

Tal como o MD, o ângulo de fase (AF) é obtido em função da frequência da solicitação harmônica, resultando uma curva para descrever o material. Em teoria, quanto maior o grau de viscosidade do material, mais próximo o AF estará dos 90 graus; quanto maior o grau de elasticidade do material, mais próximo o AF estará de zero. Assim, na prática se espera que:

- Para baixas temperaturas ou altas frequências de carregamento, onde pouco existe ou pouco se manifesta comportamento viscoso no material, espera-se um baixo AF;
- Para altas temperaturas ou baixas frequências de carregamento, onde existe considerável influência da viscosidade no comportamento do material, espera-se um alto AF.

Entretanto, em muitos trabalhos o que se observa é um comportamento complexo e até queda no AF das misturas principalmente com o aumento da temperatura. Em Clyne *et al.* (2003) foram ensaiadas cinco diferentes misturas asfálticas onde o comportamento do AF pode ser muito bem observado. Existe um crescimento do AF com a temperatura, notado até 20°C. Para uma mesma temperatura (até 20°C), existe queda do AF com a frequência, o que até então

concorda com o que teoricamente poderia ser intuído. Entretanto, para 40°C e 54°C, as tendências de AF assumem formas diversas, mas tendo em comum o fato da queda do AF de 20°C para 40°C. A Figura 16 mostra as tendências de AF de duas misturas ensaiadas por Clyne *et al.* (2003):

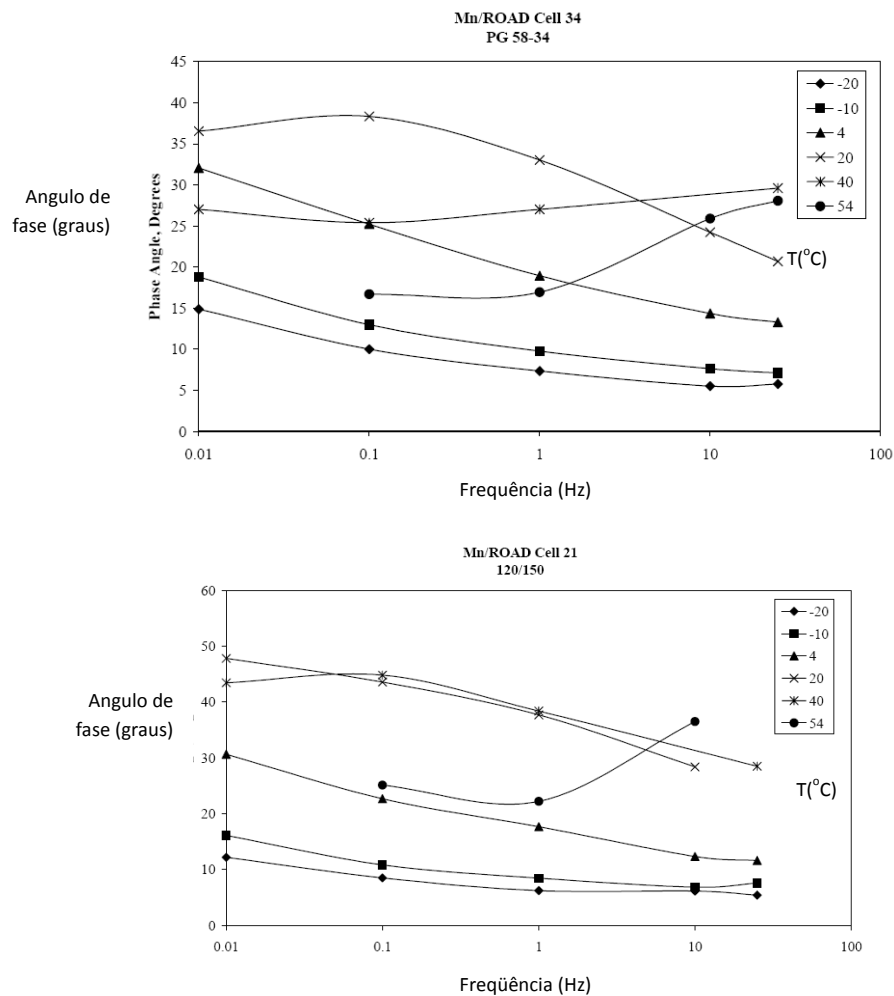


Figura 16: Ângulos de fase obtidos por Clyne *et al.* (2003)

Em Loulizi *et al.* (2006) o mesmo comportamento do AF foi detectado. Nos ensaios a 30°C e 40°C notou-se um pico e uma queda do AF com a temperatura, além das tendências terem sido notavelmente diferentes das tendências observadas em temperaturas inferiores a 20°C. Tal comportamento do AF dificulta a concepção de um modelo como o de Witczak. Uma tentativa de modelagem foi feita por Theisen *et al.* (2007) com parâmetros de curva de fluência da série de Prony. Um comportamento oscilatório com leve queda com o aumento da frequência foi encontrado, não concordando com tendências de AF encontradas nas misturas asfálticas.

2.2.2 Curvas de fluência e módulo de relaxação

Curva de fluência e de relaxação são as propriedades constitutivas que representam características fundamentais de materiais viscoelásticos lineares: fluência e relaxação, como visto no sub-item 2.1.1. A curva de fluência é a propriedade viscoelástica mais facilmente obtida para misturas asfálticas, pois está pode ser obtida em condições uniaxiais sob carga constante. A curva de relaxação não é obtida experimentalmente, devido à necessidade da imposição de uma deformação pequena, no qual se deve medir a tensão atuante no corpo-de-prova ao longo do tempo.

O princípio da determinação experimental da curva de fluência é bastante simples: em um corpo-de-prova cilíndrico (geralmente de 100 mm de diâmetro e 200 mm de altura), aplica-se uma carga constante P_0 , no qual é medido o deslocamento $u(t)$ medidos por LVDTs posicionados geralmente no terço médio do corpo-de-prova. Após um ciclo de condicionamento da amostra, aplica-se novamente a carga P_0 e os deslocamentos são medidos. A curva de fluência $D(t)$ é obtida em função das variáveis envolvidas no ensaio conforme visto na equação 88:

$$D(t) = \frac{u(t)}{h_{LVDT}} \frac{\pi R^2}{P_0} \quad (88)$$

onde R é o raio do corpo-de-prova e h_{LVDT} é a distância na altura do corpo-de-prova coberta pelos LVDTs. A forma típica de uma curva de fluência é vista na Figura 3, porém costuma-se traçar esta curva em escala log-log, no qual $D(t)$ adquire uma forma semelhante à curva do MD.

Com os dados experimentais ajusta-se a curva $D(t)$ em função do tempo conforme a função matemática mais adequada. O ajuste mais empregado para misturas asfálticas e ligantes asfálticos é com base nas séries de Prony, mostrado pela equação 6. Existe uma série de métodos para execução do ajuste, citando-se o Método da Colocação e o Método dos resíduos Sucessivos (citados por Huang, 1993), cujo método da colocação foi implementado por De Sousa *et al.* (2008) no programa ViscoTool®. Geralmente as séries de Prony resultantes dos ajustes têm de 8 a 12 termos. O número de termos depende geralmente do tempo de

carregamento de ensaio e da precisão desejada para o ajuste. A Tabela 3 mostra dois exemplos de constantes obtidas no ajuste dos resultados de dados experimentais:

Tabela 3: Exemplos de constantes de ajuste de séries de Prony em ensaios de fluência

Termo da série	Mistura asfáltica (Gibson <i>et al.</i> , 2003)		Mástique (Souza, 2005)	
	D_i (MPa ⁻¹)	τ_i (s)	D_i (MPa ⁻¹)	τ_i (s)
0	$3,459 \cdot 10^{-5}$	-	$1,014 \cdot 10^{-4}$	-
1	$9,042 \cdot 10^{-5}$	$1,125 \cdot 10^7$	$3,487 \cdot 10^{-5}$	$1,2 \cdot 10^{-3}$
2	$1,885 \cdot 10^{-4}$	$6,004 \cdot 10^5$	$5,978 \cdot 10^{-5}$	$8,3 \cdot 10^{-3}$
3	$3,525 \cdot 10^{-4}$	$3,204 \cdot 10^4$	$2,509 \cdot 10^{-4}$	$1,7 \cdot 10^{-1}$
4	$5,769 \cdot 10^{-4}$	$1,710 \cdot 10^3$	$8,123 \cdot 10^{-4}$	1,3
5	$5,955 \cdot 10^{-4}$	$9,125 \cdot 10^1$	$2,178 \cdot 10^{-3}$	$3,4 \cdot 10^1$
6	$3,396 \cdot 10^{-4}$	4,870	$1,699 \cdot 10^{-2}$	$1,4 \cdot 10^2$
7	$1,405 \cdot 10^{-4}$	$2,599 \cdot 10^{-1}$	$7,829 \cdot 10^{-2}$	$1,2 \cdot 10^3$
8	$5,670 \cdot 10^{-5}$	$1,387 \cdot 10^{-2}$	$5,392 \cdot 10^{-1}$	$7,9 \cdot 10^3$
9	$2,367 \cdot 10^{-5}$	$7,402 \cdot 10^{-4}$	1,813	$7,1 \cdot 10^4$
10	$1,172 \cdot 10^{-5}$	$3,950 \cdot 10^{-5}$	-	-
11	$4,222 \cdot 10^{-6}$	$2,108 \cdot 10^{-6}$	-	-
12	$-6,095 \cdot 10^{-8}$	$1,125 \cdot 10^{-7}$	-	-

Como é visto na tabela, os tempos de retardação τ_i possuem diversas ordens de grandeza representando diferentes parcelas viscoelásticas se manifestando em diferentes tempos. Quanto menor τ_i , mais rápido a parcela se manifesta e atinge sua deformação final. Este é o motivo da necessidade de mais termos para longos tempos de carga, pois as parcelas de alto τ_i têm magnitude significativa.

Os métodos para obtenção dos D_i e τ_i geralmente consistem no arbítrio dos τ_i e obtenção dos D_i para os τ_i arbitrados. O processo ocorre iterativamente até se obter os D_i e τ_i que se ajustem aos dados experimentais com uma precisão adequada. Assim, para cada iteração, seriam necessários n arbítrios de tempos de retardação para obtenção dos D_i correspondentes. Na prática, geralmente os τ_i possuem uma relação entre si como, por exemplo, a vista na equação 89:

$$\tau_i = \tau_1 (q_\tau)^{i-1} \quad (89)$$

onde q_τ é uma constante, representando a razão entre dois tempos de retardação sucessivos na série de Prony. Desta maneira, são arbitrados apenas dois parâmetros (τ_1 e q_τ) por interação, tornando o processo mais prático e computacionalmente mais rápido. Nos tempos de retardação da mistura de Gibson *et al.* (2003) da Tabela 3, τ_1 vale $1,125 \cdot 10^7$ s e q_τ vale 0,0534.

Outro tipo de ajuste de curva de fluência bastante encontrado na literatura é o ajuste potencial, que ajusta a curva de fluência com a função mostrada pela equação 90:

$$D(t) = D_0 + D_1 t^m \quad (90)$$

onde m é uma constante, a mesma vista na Figura 12, que varia entre 0 e 1. Se $m = 0$, representa um material puramente elástico; se $m = 1$, representa um material puramente viscoso. Assim, este ajuste é bastante prático para quantificação do grau de viscoelasticidade do material. Entretanto, adotar a curva de fluência da equação 3.29 exige ter em mente que, para D_0 nulo, quanto maior o tempo de carga, maior será m . Esta diferença é vista em alguns trabalhos: Theisen *et al.* (2009) obtiveram um valor de m de 0,3638 considerando ensaios de módulo de resiliência com tempo de carga de 0,2 s. Lee *et al.* (2003) encontraram valores variando entre 0,39 a 0,67 para ensaios de fluência (longo tempo de carga). Theisen e Ceratti (2009), com dados de Brito (2006), cujo tempo de carregamento é 0,1 s, encontraram um m médio de 0,2378. Todos os referidos ensaios foram feitos a 25°C. Recomenda-se a adoção da curva de fluência da equação 90 a situações cujo tempo de carga seja semelhante ao de origem da curva. Além disto, equação 90 resulta em um pior ajuste de $D(t)$ comparada às séries de Prony, pelo fato que na escala log-log a equação 90 é uma reta de coeficiente angular m , diferente do formato sigmoidal de uma curva de fluência na mesma escala. Assim, a equação 90 modela apenas o trecho intermediário da curva de fluência, onde a viscoelasticidade é mais evidente. Entretanto, o ajuste pela equação 90 é útil para obtenção de parâmetros de modelos de dano por fadiga na mistura asfáltica. Em Lee *et al.* (2003), mostra-se que a constante α_s da TPT pode ser obtida em função de m , apresentando uma boa correlação com α_s no trabalho dos autores.

Quanto à curva de relaxação, esta pode ser obtida através de métodos de interconversão como o método das frações parciais ou o método proposto por Park e Schapery (1999). O

procedimento de Park e Schapery (1999) relaciona as constantes D_i e τ_i com as constantes E_j na curva de relaxação através de uma equação matricial, vista na equação 91:

$$\underline{\underline{A}}(D_i, \tau_i, \rho_j) \underline{E}(E_j) = \underline{B}(D_i, \tau_i) \quad (91)$$

onde o vetor $\underline{E}(E_j)$ contem os termos E_j desejados. Os termos da matriz $\underline{\underline{A}}(D_i, \tau_i, \rho_j)$ e do vetor $\underline{B}(D_i, \tau_i)$ são expressos nas equações 92 e 93, respectivamente:

$$A_{kj} = \begin{cases} \left(D_0 + \sum_{i=1}^n D_i \right) e^{-\frac{t_k}{\rho_j}} - \sum_{i=1}^n D_i e^{-\frac{t_k}{\tau_i}} + \sum_{i=1}^n \frac{D_i \tau_i}{\rho_j - \tau_i} \left(e^{-\frac{t_k}{\rho_j}} - e^{-\frac{t_k}{\tau_i}} \right) & \text{se } \rho_j \neq \tau_i \\ D_0 e^{-\frac{t_k}{\rho_j}} + \sum_{i=1}^n \frac{t_k D_i}{\rho_j} e^{-\frac{t_k}{\tau_i}} & \text{se } \rho_j = \tau_i \end{cases} \quad (92)$$

$$B_k = 1 - \left[\frac{D_0 + \sum_{i=1}^n D_i \left(1 - e^{-\frac{t_k}{\tau_i}} \right)}{D_0 + \sum_{i=1}^n D_i} \right] \quad (93)$$

onde:

t_k = tempos de amostragem escolhidos para o cálculo;

j = apontador de coluna na matriz $\underline{\underline{A}}(D_i, \tau_i, \rho_j)$, geralmente igual a número de termos na série de Prony da curva de fluência;

k = apontador de linha na matriz $\underline{\underline{A}}(D_i, \tau_i, \rho_j)$ e no vetor $\underline{B}(D_i, \tau_i)$;

ρ_j = tempo de relaxação associado ao elemento E_j .

O termo E_∞ é calculado conforme mostrado na equação 94:

$$E_{\infty} = \frac{1}{D_0 + \sum_{i=1}^n D_i} \quad (94)$$

A equação 91 pode ser resolvida tanto pelo método da colocação como pelo método dos mínimos quadráticos. Segundo Souza (2005), resolvendo-se o sistema pelo método da colocação, tem-se que o número de termos na série de Prony para a curva de relaxação é igual ao número de tempos t_k adotados para solução; resolvendo-se o sistema pelo método dos mínimos quadráticos, tem-se que o número de termos t_k é maior que o número de termos na série de Prony.

Um dos problemas da solução do sistema visto na equação 91 é o arbítrio dos tempos de relaxação ρ_j . É possível adotá-los como iguais aos tempos de retardação ou determiná-los a partir do mesmo procedimento de Park e Schapery (1999), como explicado a seguir:

- Com a função $D(t)$, aplica-se a transformada de Fourier sobre a mesma para obter $|\overline{\overline{D}}(i\omega)|$;
- Para $i\omega < 0$, faz-se um gráfico de $|\overline{\overline{D}}(i\omega)|$ (eixo das ordenadas) contra a variável $-1/i\omega$ (eixo das abscissas);
- As abscissas correspondentes aos máximos da função $|\overline{\overline{D}}(i\omega)|$ se aproximarão dos valores de τ_i conhecidos;
- As abscissas correspondentes aos mínimos da função $|\overline{\overline{D}}(i\omega)|$ se aproximarão dos valores de ρ_j desejados para obter os E_j , como visto na Figura 17 (Souza, 2005):

Na Figura 17, os ρ_j tem magnitude menor que os τ_i . Entretanto, a adoção dos ρ_j com os mesmos valores τ_i , segundo Park e Schapery (1999), provoca um erro de aproximadamente 2% com relação à curva de relaxação onde os ρ_j são independentemente obtidos, pois as constantes E_j são alteradas de forma a amenizar a diferença existente entre os ρ_j e os τ_i . Na Tabela 4 são vistos os parâmetros da curva de relaxação das misturas da Tabela 3.

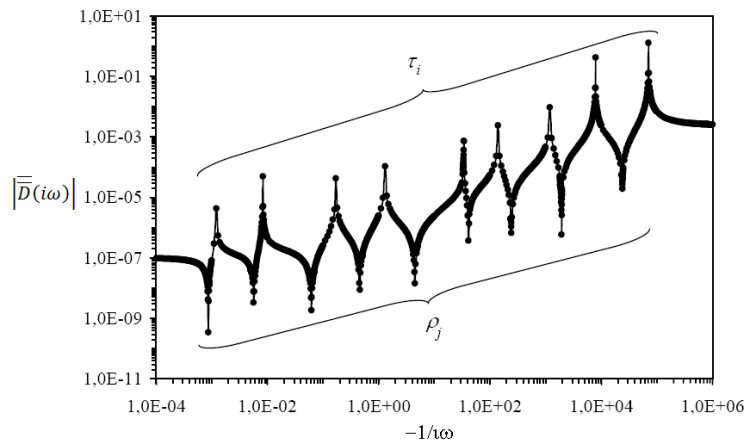


Figura 17: Obtenção dos ρ_j através do método de Park e Schapery (1999)

Tabela 4: Exemplos de constantes de séries de Prony em curvas de relaxação

Termo da série	Mistura asfáltica (Gibson <i>et al.</i> , 2003)		Mástique (Souza, 2005)	
	E_j (MPa)	ρ_i (s)	E_j (MPa)	ρ_i (s)
∞	412,8	-	$4,079 \cdot 10^{-1}$	-
1	$1,430 \cdot 10^1$	$1,500 \cdot 10^7$	$2,179 \cdot 10^3$	$8,7 \cdot 10^{-4}$
2	$3,210 \cdot 10^1$	$8,005 \cdot 10^5$	$2,675 \cdot 10^3$	$5,7 \cdot 10^{-3}$
3	$7,420 \cdot 10^1$	$4,272 \cdot 10^4$	$3,125 \cdot 10^3$	$6,2 \cdot 10^{-2}$
4	$1,796 \cdot 10^2$	$2,280 \cdot 10^3$	$9,929 \cdot 10^2$	$4,6 \cdot 10^{-1}$
5	$4,588 \cdot 10^2$	$1,217 \cdot 10^2$	$4,477 \cdot 10^2$	4,5
6	$1,232 \cdot 10^3$	6,493	$1,520 \cdot 10^1$	$4,1 \cdot 10^1$
7	$2,956 \cdot 10^3$	$3,465 \cdot 10^{-1}$	9,284	$2,4 \cdot 10^2$
8	$5,286 \cdot 10^3$	$1,849 \cdot 10^{-2}$	1,748	$1,9 \cdot 10^3$
9	$6,531 \cdot 10^3$	$9,869 \cdot 10^{-4}$	$5,535 \cdot 10^{-1}$	$2,4 \cdot 10^4$
10	$5,727 \cdot 10^3$	$5,267 \cdot 10^{-5}$	-	-
11	$3,848 \cdot 10^3$	$2,811 \cdot 10^{-6}$	-	-
12	$2,160 \cdot 10^3$	$1,500 \cdot 10^{-7}$	-	-

Observando-se os tempos de relaxação de Gibson *et al.* (2003), é notado que a razão constante entre os tempos obtidos não é constante tal como a curva de fluência. Tal fato acontece devido aos tempos de relaxação dependerem dos tempos de retardação e das constantes D_i , o que estabelece uma relação não linear entre cada tempo de relaxação da série de Prony.

Uma curva de relaxação correspondente ao modelo da equação 90 não é empregada em misturas asfálticas, devido a não existir solução analítica da aplicação da equação 34 em

função da equação 90. Existe uma solução analítica para $D_0 = 0$, porém isto leva a uma curva de relaxação com módulo de relaxação instantâneo infinito e nulo a longo prazo.

2.2.3 Fatores de translação de temperatura

Na abordagem viscoelástica linear, costuma-se modelar a influência da temperatura através do PSTT, descrito no sub-item 2.1.3. O material é assumido como termorreologicamente simples e os fatores de translação horizontal para cada uma das temperaturas é obtido, tanto no domínio tempo quanto no domínio frequência. Como a carga é geralmente menor nestes ensaios pelo motivo de não desenvolver grandes deformações em longos períodos, as limitações de equipamento não tem tanta influência. Assim, costuma-se utilizar como temperatura mínima de ensaio temperaturas na ordem dos -10 a -15°C . Quanto maior a gama de temperaturas, mais acurada é a curva mestra.

Na Figura 18, são mostradas algumas tendências de $\log(a_T)$ obtidas para diversas misturas asfálticas, cuja descrição é encontrada nas referências indicadas. Nota-se, observando-se a Figura, que é vista uma tendência muito próxima a linear nas funções $\log(a_T)$ obtidas pelos autores, ratificando o que foi comentado no parágrafo anterior. As tendências na Figura 18 são observadas nos ensaios de fluência e MD. Tal tendência é observada não somente para as propriedades ensaiadas pelos autores referidos na Figura 18, mas para propriedades fundamentais como os módulos de cisalhamento e compressibilidade, inclusive.

2.2.4 Parâmetros constitutivos relativos à fluência não-linear

Como foi visto no sub-item 2.1.4, quando um material viscoelástico é submetido a um nível de tensões e/ou deformações acima do limite linear, o comportamento típico de fluência não é mais observado. Segundo Medina e Motta (2005), uma modelagem linear é admissível a níveis baixos de tensão de tração (40% ou menos) em relação a ruptura [normalmente a resistência ao tração por compressão diametral (RT), cujos procedimentos de obtenção estão na DNIT-ME 138/94 (DNIT, 1994)] e a temperatura inferiores a 40°C . Outros autores sugerem valores de percentual e temperatura diferentes. Segundo Roque e Buttlar (1992), tais valores são difíceis de determinar.

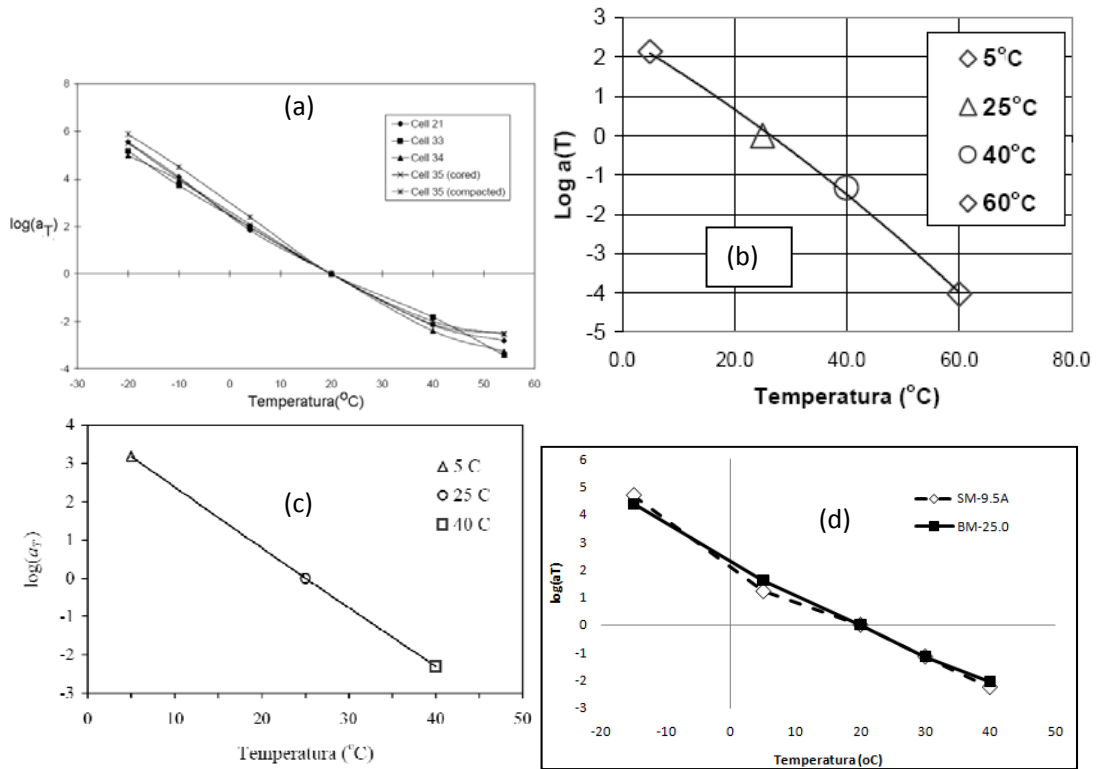


Figura 18: Tendências para $\log(a_T)$ para as misturas ensaiadas por (a) Clyne *et al.* (2003), (b) Gibson *et al.* (2003), (c) Souza (2005) e (d) Loulizi *et al.* (2006)

Um trabalho que mostra diretamente a influência das tensões e temperatura nas constantes da série de Prony de materiais asfálticos é o trabalho de Ye *et al.* (2009). No trabalho, os autores determinaram as constantes do modelo de Burger (uma mola elástica, um amortecedor viscoso e um elemento Kelvin, todos dispostos em série) com a adição de um elemento viscoplástico adicional em série para modelagem dos fenômenos de fluência secundária e terciária em mastiques. A curva de fluência encontrada por Ye *et al.* (2009) é expressa pela equação 3.51:

$$\varepsilon(t) = \sigma_0 \left[D_0 + D_1 \left(1 - e^{-\frac{t}{\eta_1 D_1}} \right) + \frac{t}{\eta_2} \right] + \frac{\langle \sigma_{nl} - \sigma_0 \rangle}{\eta_0} \left(\frac{t^3}{3} - \frac{B_{nl} t^2}{2A_{nl}} + \frac{C_{nl} t}{A_{nl}} \right) \quad (95)$$

onde A_{nl} , B_{nl} , C_{nl} e η_0 são parâmetros do modelo viscoplástico de deformações e σ_{nl} a tensão uniaxial de mudança de comportamento de fluência primário para o secundário. Foram realizados ensaios a várias temperaturas e níveis de tensão σ_0 , onde o modelo se ajustou razoavelmente aos dados experimentais, como visto nas Figuras 19(a) e 19(b),

respectivamente. Um modelo potencial (semelhante ao visto na equação 90) de curva de fluência também foi experimentado para ajuste dos dados, sem bom resultado.

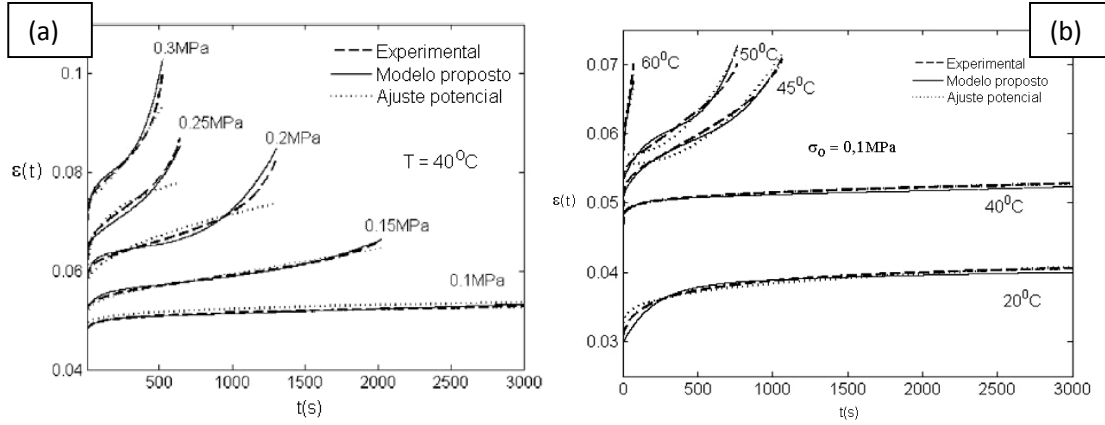


Figura 19: Modelo de Ye *et al.* (2009) e dados experimentais para ensaios variando (a) tensão uniaxial e (b) temperatura

As constantes da equação 95 foram modeladas em função de T e σ_0 , conforme as equações 96 a 3.57, onde T é em graus Celsius, σ_0 em MPa, compliâncias D_i em MPa^{-1} , η_2 e η_1 em MPa.s , η_0 em MPa.s^3 e A_{nl} em s^{-2} . As constantes B_{nl} e C_{nl} , permaneceram aproximadamente constantes segundo os autores (B_{nl} e C_{nl} foram $0,011\text{s}^{-1}$ e $0,863$; respectivamente).

$$D_0(T, \sigma_0) = \frac{2,092}{(0,0011T^2 - 0,127T + 5,48)[-25,94(\sigma_0)^2 + 22,38\sigma_0 + 0,09]} \quad (96)$$

$$D_1(T, \sigma_0) = \frac{47,619}{(0,2873T^2 - 15,53T + 209,14)[61,57(\sigma_0)^2 - 35,16\sigma_0 + 52,79]} \quad (97)$$

$$\eta_2(T, \sigma_0) = (0,0027T^2 - 2,75T + 148,32)[52,728(\sigma_0)^2 - 20,89\sigma_0 + 4,268] \quad (98)$$

$$\eta_1(T, \sigma_0) = \frac{(-1,445T^2 + 860T + 7232)[50,89(\sigma_0)^2 - 37,92\sigma_0 + 7,18]}{36363} \quad (99)$$

$$\eta_0(T, \sigma_0) = 5(0,68T^2 - 76,24T + 2102)[8,18(\sigma_0)^2 - 4,29\sigma_0 + 0,55] \quad (100)$$

$$A_{nl}(T, \sigma_0) = \frac{(5,42T^2 + 26T - 1847)[3,343(\sigma_0)^2 - 13,124\sigma_0 + 1,094]}{2970} \quad (101)$$

Masad *et al.* (2008) estudaram ligantes asfálticos considerando o efeito da temperatura, nível de tensões e envelhecimento. Os autores utilizaram o modelo de fluência não-linear de Schapery (1969), visto na equação 102, onde ΔD é a parcela transiente da curva de fluência; g_0 , g_1 e g_2 são parâmetros não lineares relativos à compliância elástica, compliância transiente e as tensões aplicadas, respectivamente. O tempo reduzido ξ é calculado conforme a equação 103:

$$\varepsilon(t) = g_0 D_0 \sigma(t) + \int_0^t g_1 \Delta D(\xi - \xi') \frac{\partial [g_2 \sigma(t')]}{\partial t'} dt' \quad (102)$$

$$\xi = \int_0^t \{a_T[T(t'), \sigma(t')] a_\sigma[T(t'), \sigma(t')] a_g[T(t'), \sigma(t')]\}^{-1} dt' \quad (103)$$

Na equação 103, foi incluído um terceiro fator de translação, referente ao envelhecimento dos ligantes, denotado por a_g . Masad *et al.* (2008) executaram ensaios nos ligantes em questão empregando o reômetro de cisalhamento dinâmico (*dynamic shear rheometer*) a diferentes níveis de tensões normalizadas (tensão dividida pela tensão última de cada temperatura) e temperaturas para medir a compliância de cisalhamento dos ligantes. O mesmo foi feito para os

mesmos ligantes envelhecidos no *rolling thin film oven* (RTFO) seguindo as recomendações da ASTM D2872. Os fatores de transição encontrados pelos autores são vistos na Tabela 5:

Tabela 5: Fatores de translação obtidos para o ligante ensaiado por Masad *et al.* (2008)

T (°C)	a_T	Tensão normalizada	g_1, g_2	a_σ	a_g				
					Tensão normalizada				
					T (°C)	0,01	0,60	0,80	1,00
10	225,0	0,01	1,00	1,00	20	1,30	1,15	1,05	1,05
20	26,5	0,60	1,08	0,96	30	2,90	2,60	2,50	2,40
30	1,0	0,80	1,13	0,93	40	2,70	2,70	2,65	2,60
40	0,1	1,00	1,21	0,84					

Com os fatores de translação da Tabela 5, os autores realizaram simulações pelo Método dos Elementos Finitos (FEM), simulando vários níveis de tensão normalizada a 20°C. A Figura 20 mostra os resultados experimentais e simulados para as situações de ligante envelhecido e não envelhecido, notando-se uma boa concordância entre dados experimentais e simulados.

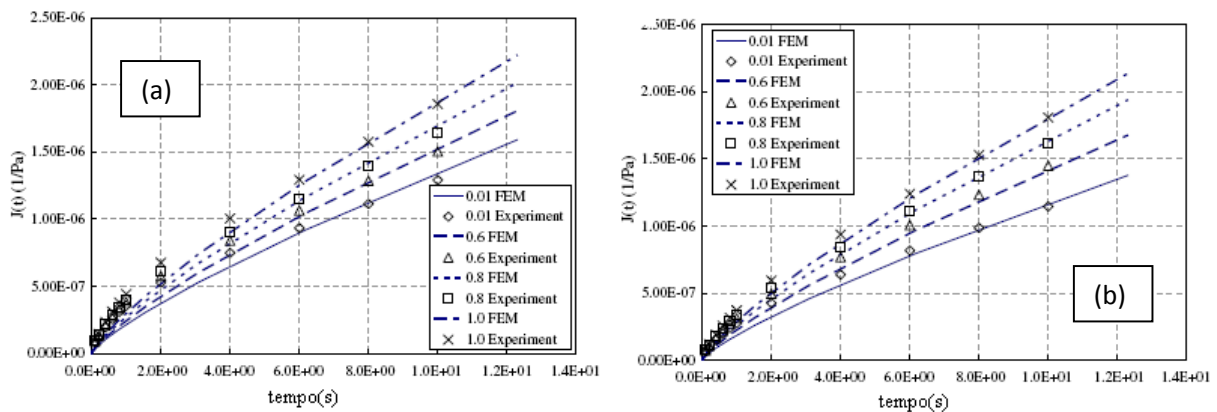


Figura 20: Simulações de comportamento de ligante asfáltico (a) não envelhecido e (b) envelhecido feitas por Masad *et al.* (2008)

2.2.5 Parâmetros constitutivos relativos à fadiga

A obtenção de parâmetros de fadiga para misturas asfálticas é a mais encontrada na literatura entre as abordagens de fenômenos não-lineares. Existe vasta literatura que busca parâmetros constitutivos que possam prever o comportamento a fadiga de misturas asfálticas. Segundo Mello (2008), para pesquisas em misturas asfálticas existem alguns tipos de ensaios para o

estudo do fenômeno da fadiga. Dentre eles, destacam-se os ensaios a flexão em vigotas, os ensaios uniaxiais a tração em corpos-de-prova cilíndricos e os ensaios de fadiga de compressão diametral em corpos-de-prova cilíndricos. Tayebali *et al.* (1994) discutem as vantagens e as desvantagens de cada um deles, fazendo ressalvas ao ensaio de compressão diametral. Quanto ao processamento dos dados do ensaio de fadiga, estes podem ser divididos em dois tipos:

- Processamento para obter o número de aplicações de carga para atingir certo critério de ruptura, geralmente 50% da rigidez inicial. Exemplo típico: curvas de Wohler;
- Processamento de forma a obter parâmetros de modelos de dano contínuo. O modelo de dano contínuo mais empregado é a TPT de Schapery (1990).

2.2.5.1 Parâmetros da curva de Wohler

A curva de fadiga de Wohler é expressa pelas equações 104 a 106:

$$N_f = d_1(\sigma_t)^{d_2} \quad (104)$$

$$N_f = d_3(\varepsilon_t)^{d_4} \quad (105)$$

$$N_f = d_5(\Delta\sigma)^{d_6} \quad (106)$$

onde N_f é o número de ciclos de carga até a ruptura por fadiga segundo um dado critério, σ_t é a tensão de tração máxima, ε_t é a deformação de extensão máxima, $\Delta\sigma$ é a diferença de tensões (maior tensão de tração subtraída da menor tensão de compressão) e d_i ($i = 1$ a 6) são constants a determinar, dependendo da variável independente tomada para ajuste do modelo. Dada a simplicidade do modelo, seus resultados têm aplicação restrita. No caso de misturas asfálticas, tais resultados são aplicáveis apenas para a mistura asfáltica ensaiada, para o nível de carga ou deformação imposto no ensaio, para a forma de carga ou função de deformação imposta, para o tempo de carga ou deformação imposto e para o critério de ruptura adotado no

cálculo de N_f . Mesmo com tais restrições, existe um considerável número de trabalhos que determinam a curva de Wohler para misturas asfálticas. Algumas das misturas ensaiadas no Laboratório de Pavimentação - LAPAV-UFRGS e seus valores de d_1 a d_6 são vistas na Tabela 6: Na Tabela, tensões e diferenças de tensões são em MPa, Os ensaios foram conduzidos a 25°C. A Tabela 6 mostra que N_f é inversamente proporcional às tensões e deformações (expoentes negativos), apresentando forte dependência destes parâmetros (valores absolutos altos dos expoentes). As misturas de Specht (2004) são as menos sensíveis as tensões e deformações. Mello (2008) realizou ensaios de fadiga em várias misturas asfálticas a várias temperaturas, determinando os parâmetros da curva de Wohler em função da deformação de tração do ensaio. O autor concluiu que d_4 pode ser obtido em função de d_3 , conforme visto na equação 107. Também foi obtida uma relação de d_4 com a temperatura, como visto na equação 108.

Tabela 6: Constantes da curva de Wohler de misturas ensaiadas no LAPAV-UFRGS

Autor	Tipo	Nome	d_1	d_2	d_3	d_4	d_5	d_6
Specht (2004)	Asfalto Borracha	AB 14	52,9	-3,04	$4,15 \cdot 10^{-5}$	-1,82	3565	-3,04
		AB 41	87,8	-2,82	$7,32 \cdot 10^{-6}$	-2,00	4378	-2,82
		AB 68	94,0	-2,81	$2,79 \cdot 10^{-6}$	-2,10	4610	-2,81
Wesseling (2005)	CBUQ convencional	Referência	44,1	-4,16	$2,56 \cdot 10^{-6}$	-2,20	14027	-4,16
	Mistura com resíduos industriais	70/0/30	108,9	-3,93	$9,10 \cdot 10^{-5}$	-2,04	25293	-3,93
		5/25/1970	406,0	-4,14	$2,02 \cdot 10^{-8}$	-5,18	12573	-4,14
		85/15/0	10,0	-3,76	$9,52 \cdot 10^{-5}$	-2,47	1840	-3,76
Rohde (2007)	Mistura de alto módulo	AMP EVA	63,4	-5,02	-	-	67	-5,02
		RASF	3,5	-4,03	-	-	926131	-4,03
		PPA 30/45	139,3	-5,11	-	-	16586	-5,11

$$d_4 = -0,252 \log(d_3) + 1,75 \quad (107)$$

$$d_4(T) = d_4(70^\circ\text{F})[1 - 0,0001(T - 70^\circ\text{F})] \quad (108)$$

Modelos de fadiga mais genéricos foram sendo obtidos ao longo das pesquisas. Tais modelos consideram, características do material, podendo ser aplicados para outras misturas asfálticas.

São citados dois modelos, atualmente empregados em métodos de projeto de pavimentos flexíveis:

- O modelo do *Asphalt Institute* MS-1: leva em conta a quantidade de vazios e de ligante. A vida de fadiga, definida como o número de aplicações para que 20% da área do pavimento esteja trincada ou o equivalente a 37% da área de trilha de roda, em pavimentos com no mínimo 10 cm de espessura é definida pelas equações 109 e 110. V_{beff} e V_a são os mesmos empregados no modelo de Witczak e $|E^*|$ é em psi:

$$N_f = 0,00432(\varepsilon_0)^{-3,291}(|E^*|)^{-0,854}10^{C_f} \quad (109)$$

$$C_f = 4,84 \left(\frac{V_{beff}}{V_{beff} + V_a} - 0,69 \right) \quad (110)$$

- O modelo da AASHTO: combinação das condições de tensão e deformação controlada, contemplando trincas iniciadas na base do revestimento ou do topo do mesmo. O modelo é expresso pelas equações 111 e 112, onde e_1 é a espessura do revestimento em polegadas e as variáveis restantes as mesmas do modelo do *Asphalt Institute* MS-1:

$$N_f = 0,00432(\varepsilon_0)^{-3,291}(|E^*|)^{-1,281}10^{C_f}k_f^{-1} \quad (111)$$

$$k_f = \begin{cases} 0,000398 + \frac{0,003602}{1 + e^{11,02-3,49e_1}} \Rightarrow \text{trincas vindas da base do rev.} \\ 0,01 + \frac{12}{1 + e^{15,68-2,82e_1}} \Rightarrow \text{trincas iniciando no topo do rev.} \end{cases} \quad (112)$$

Lee *et al.* (2003) obtiveram um modelo de previsão de vida de fadiga em função das propriedades viscoelásticas do material e dos parâmetros da TPT de Schapery (1990). Os parâmetros de dano nesta equação foram modelados em função de propriedades viscoelásticas do material, onde foi encontrada uma forte correlação com tais propriedades. Os autores chegaram ao modelo expresso pela equação 113:

$$N_f = 4fr[2,4905(\varepsilon_0)^{-0,1687}] \left(\frac{1}{2} + \frac{1}{m} \right)^{0,5+21,301(\varepsilon_0)^{-0,0064}} \left[\sqrt{\pi}(\varepsilon_0|E^*|)^{1+\frac{2}{m}} \right]^{-1} \quad (113)$$

onde m é o mesmo parâmetro visto na Figura 12. Comparando resultados previstos com experimentais para dois grupos de misturas asfálticas, chegou-se a uma percentagem média de erro de 26,8%, obtendo um R^2 de 0,96. A comparação escrita é vista na Figura 21:

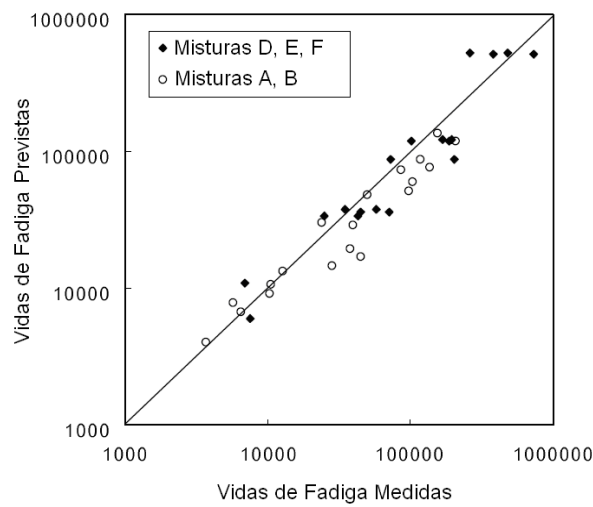


Figura 21: Vidas de fadiga (N_f) medidas e previstas (adaptado de Lee *et al.*, 2003)

2.2.5.2 Parâmetros da Teoria do Potencial de Trabalho de Schapery

A TPT de Schapery (1990) é talvez a formulação mais empregada para a modelagem do fenômeno da fadiga em misturas asfálticas, devido a não necessidade da obtenção experimental de propriedades físicas de cada uma das fases da misturas asfálticas. Os parâmetros a encontrar são as constantes α_s , A_s , a curva $C(S)$ e o parâmetro de dano S , tanto em função do número de ciclos N quanto do tempo. Em Lee *et al.* (2003), é explicado que α_s depende das características da zona de ruptura na ponta da trinca e pode ser expresso em função de m . Por exemplo, se a energia de fratura do material (Γ) e a tensão de ruptura através da zona do processo de fratura são constantes, então $\alpha_s = 1+1/m$, onde m é o parâmetro visto na Figura. Se o tamanho da zona do processo de fratura e Γ são constantes, $\alpha_s = 1/m$. Os autores relatam que em seus trabalhos anteriores esta relação foi verificada para misturas

asfálticas. No trabalho referido, onde m e a vida de fadiga foram medidas para uma série de misturas asfálticas, os autores concluíram que α_S seguia a relação $\alpha_S = 1/2 + 1/m$, ou seja, o valor médio das duas situações descritas anteriormente. Quanto ao coeficiente A_S , segundo Lee *et al.* (2003), tal coeficiente é dependente da definição de S e/ou de seu significado físico. Por exemplo, se S é um comprimento de trinca, então A_S é constante para sistemas isotérmicos sem ação de envelhecimento (Schapery, 1990). Como a maioria dos trabalhos aplica a teoria nas condições citadas, é usual assumir $A_S = 1$.

Os parâmetros que são determinados experimentalmente são a variável interna de estado S e a rigidez em função das pseudo-deformações $C(S)$. No caso de ensaios de fadiga, costuma-se modelar S em função do número de ciclos N . Com bases na TPT, para ensaios de deformação controlada uniaxiais, Daniel (2001) empregou a equação 114 no cálculo de S :

$$S = \sum_{i=1}^N \left[\frac{1}{2} (\varepsilon_R)^2 (C_{i-1} - C_i) \right]^{\alpha_S/(\alpha_S+1)} (t_i - t_{i-1})^{1/(\alpha_S+1)} \quad (114)$$

As pseudo-rigidezes C_i são obtidas por ciclo de solitação, $t_i - t_{i-1}$ é o tempo de solitação em cada ciclo. Daniel (2001) usou a equação 114 para obter S , porém avaliando que nos ensaios uniaxiais cíclicos à tração apenas parte do carregamento causa dano no material. Assim, optou-se pela adoção de um fator 0,25 em $t_i - t_{i-1}$ (primeiro quarto de deformação de tração crescente em solitação senoidal). Em ensaios de fadiga em vigotas, Mello (2008) utilizou este fator como $1/2$, encontrando as tendências vistas na Figura 22 (frequência 10 Hz, a 21°C, mistura KR7).

As pesquisas que vêm empregando a equação 114 têm achado uma curva única por material, independente de nível de solitação, frequência de solitação e temperatura. Entretanto, os autores usaram um processo de correção de α_S inicialmente calculado em função de m para obter tal independência, o que mostra uma não definição teórica do cálculo de α_S (Mello, 2008).

Tendências semelhantes às vistas na Figura 22 são observadas em outros trabalhos. A Figura 23(a) mostra a evolução do parâmetro de dano em função do módulo de resiliência obtida em uma das misturas ensaiadas por Brito (2006). Se a extensão da área trincada na superfície do pavimento em ensaios acelerados é medida, Theisen *et al.* (2009) encontraram a tendência

mostrada na Figura 23(b), onde ΔN é o número de ciclos de carga após o início do trincamento superficial do pavimento. Nota-se pela Figura 23 que a literatura apresenta maneiras diversas de representar o dano em função de N, com aproximadamente o mesmo comportamento.

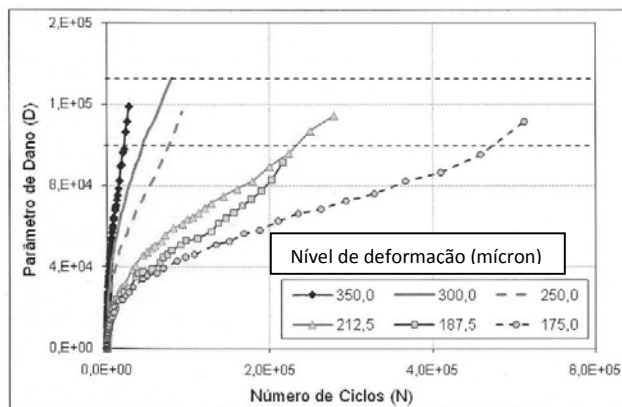


Figura 22: Tendências para o parâmetro de dano em função da deformação (Mello, 2008)

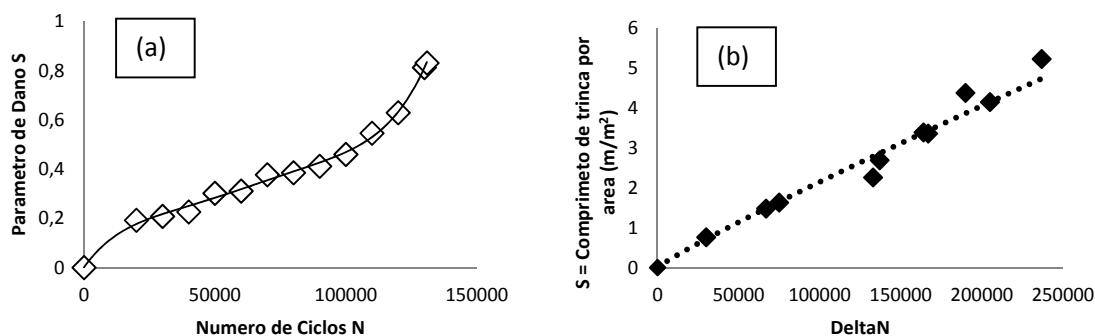


Figura 23: Tendências de S para (a) módulos de Brito (2006) e (b) Theisen *et al.* (2009)

Quanto à função $C(S)$, ou qualquer rigidez/módulo em função de S, as tendências obtidas em trabalhos são também decrescentes, como visto na fluência não linear, com sua forma dependendo de como S é obtido. Tal fato acontece tanto para misturas asfálticas quanto para ligantes asfálticos, como visto na Figura 24, sendo $K'(S)$ a rigidez a uma deflexão unitária causada pelo carregamento de eixo padrão. Como observado, a rigidez do modelo de Schapery (1990) resulta em uma função decrescente com S. Se a relação $C(S) = f(S)$ é conhecida e ambas são função de N, uma relação do parâmetro de dano com o número de ciclos de carga N pode ser obtida. Exemplos são vistos nas equações 115 e 116, cujas

referências são Lee *et al.* (2003) e Theisen *et al.* (2009), respectivamente, onde k'_1 , k'_2 , C_{N1} , C_{N2} , C_{N3} são constantes, V é a velocidade em km/h e P_{max}^R é o pico de pseudo-carga, vinda da aplicação do PCEVE de Schapery à relação carga-deslocamento de ensaios acelerados.

$$S^{\alpha_S(1-\gamma_2)} dS = \sqrt{\frac{\pi}{\alpha_S}} \frac{(|E^*|)^{2\alpha_S} (\varepsilon_0)^{2\alpha_S}}{4fr} \left(\frac{\gamma_1 \gamma_2}{2}\right)^{\alpha_S} dN ; C(S) = 1 - \gamma_1 S^{\gamma_2} \quad (115)$$

$$\begin{aligned} \{[k'_1 + k'_2 \ln(S)] S\}^{\alpha_S} dS &= A_S \left[\frac{8(C_{N1} e^{C_{N2} \alpha_S} + C_{N3})}{V} \right] \left[\frac{-k'_2 (P_{max}^R)^2}{2} \right]^{\alpha_S} d\Delta N ; K'(S) \\ &= k'_2 \ln(S) + k'_1 \end{aligned} \quad (116)$$

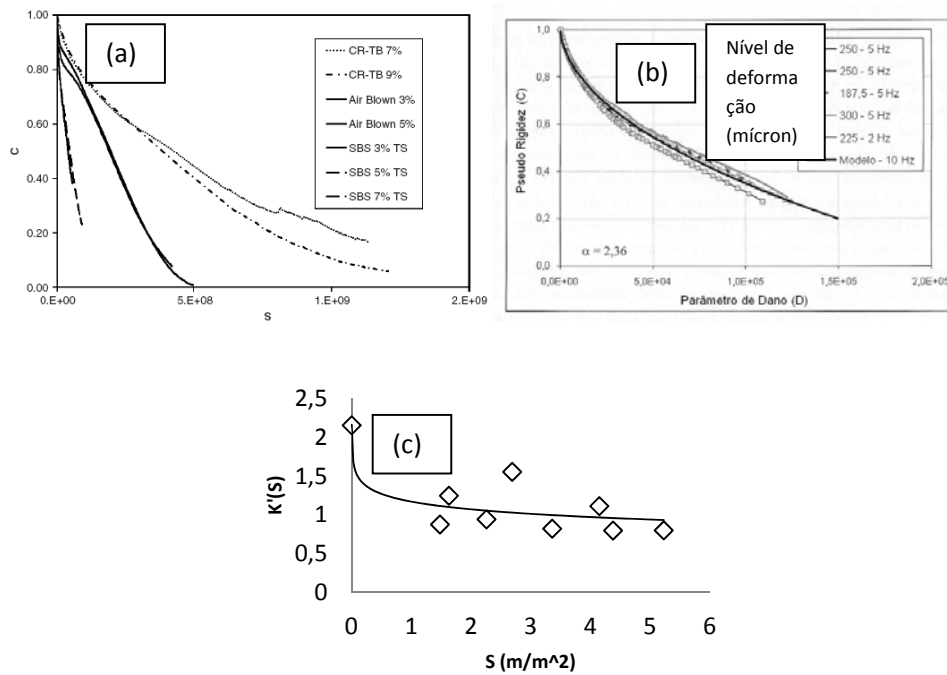


Figura 24: Funções $C(S)$ obtidas por (a) Wen e Bahia (2009) para ligantes, (b) Mello (2008) para a mistura da Figura 22 e (c) Theisen *et al.* (2009) em ensaios acelerados

2.3 MODELOS DE DEFORMAÇÕES PERMANENTES PARA MISTURAS ASFÁLTICAS

Além do fenômeno de fadiga, outro fenômeno não-linear ao qual estão suscetíveis as misturas asfálticas é a deformação permanente. Com o aumento do número de repetições de carga, as misturas asfálticas assumem uma parcela de deformação que não é recuperável com o tempo, assemelhando-se a deformações plásticas. Sendo assim, pesquisadores que desenvolveram modelos para previsão de deformações permanentes em misturas asfálticas buscaram bases na teoria da plasticidade e viscoplasticidade para equacionar o problema.

O primeiro trabalho que aplicou os conceitos da teoria da plasticidade no estudo de deformações permanentes em asfaltos foi Lytton *et al.* (1993). Foi desenvolvido um modelo de deformações permanentes utilizando a teoria da plasticidade associada de Vermeer (1984). Sousa *et al.* (1993) desenvolveram um modelo viscoelástico não-linear com um parâmetro de dano para prever deformações permanentes focado na captura da dilatância devido ao cisalhamento, aumento de G efetivo em função do aumento das tensões hidrostáticas, efeito da temperatura, taxa de carregamento e acúmulo de deformações permanentes residuais no carregamento repetido.

Segundo Bahuguna *et al.* (2006), o acúmulo de deformações permanentes sob cargas repetidas em misturas asfálticas é semelhante ao acúmulo de deformações permanentes em materiais granulares, pois é observado também que as misturas asfálticas dilatam quando submetidas a esforços de cisalhamento. Desta maneira, nos modelos plásticos e viscoplásticos de deformações permanentes em misturas asfálticas, as tensões desvio têm importância.

A maioria dos modelos para deformações permanentes é adaptada ou para carregamento monotônicos ou para carregamentos cíclicos onde se ultrapassem o limite de comportamento linear das misturas, delimitado por uma superfície de escoamento no espaço das tensões principais. Porém, estes modelos têm sido empregados com razoável sucesso na previsão de afundamentos de trilhas de rodas. Entre estes modelos, dois modelos se destacam:

- O modelo de fluência plástica com endurecimento, aplicado na literatura para previsão de deformações permanentes em simulações numéricas de estruturas de pavimentos (Fang *et al.*, 2004; Hua, 2000; Huang e White, 1998);
- O modelo de Schapery (1999) que considera endurecimento plástico em função do crescimento das deformações viscoplásticas;

O modelo de fluência plástica unidimensional com endurecimento (*time-hardening creep model*) para uma tensão constante é expresso pela equação 117:

$$\dot{\varepsilon}_{vp}(t, \sigma) = A_V \sigma^{m_V} t^{n_V} \quad (117)$$

onde $\dot{\varepsilon}_{vp}$ é a taxa de deformação viscoplástica, σ é a tensão desvio equivalente unidimensional, t é o tempo e A_V, m_V, n_V são parâmetros do material. Fang *et al.* (2004) relatam os estudos já feitos baseados em ensaios de laboratório onde os parâmetros A_V , m_V e n_V foram obtidos. Entretanto, embora os autores não questionem a validade de tais estudos, questiona-se a aplicabilidade dos resultados dos mesmos devido a estes não representarem as condições de solitação que ocorrem *in situ*. Os autores citam o estudo de Hua (2000) e Huang e White (1998), que usaram o modelo para estudo de deformações permanentes em ensaios acelerados, encontrando valores de A_V , m_V e n_V para esta situação e provando que o modelo e os parâmetros encontrados podem ser utilizados em situações complexas de carregamento.

O modelo de Schapery (1999) assume que a rigidez de deformação viscoplástica é uma função crescente da deformação viscoplástica, simulando desta um endurecimento viscoplástico. Para um carregamento uniaxial constante, a equação 118 apresenta a forma do modelo de Schapery:

$$\dot{\varepsilon}_{vp}(t, \sigma) = \frac{g[\sigma(t)]}{A_1 [\varepsilon_{vp}(t, \sigma)]^p} \quad (118)$$

onde $\dot{\varepsilon}_{vp}(t, \sigma)$ é a taxa da deformação viscoplástica $\varepsilon_{vp}(t, \sigma)$, $g[\sigma(t)]$ é uma função de carregamento uniaxial em função da tensão aplicada e A_1, p são constantes do material. Pode-se determinar o valor das deformações viscoplásticas fornecidas pelo modelo resolvendo-se a equação diferencial 118, resultando na equação 119:

$$\varepsilon_{vp}(t, \sigma) = \left(\frac{p+1}{A_1} \right)^{\frac{1}{p+1}} \left[\int_0^t g[\sigma(t)] dt \right]^{\frac{1}{p+1}} \quad (119)$$

Para o caso de carregamento uniaxial sob tensão constante, Schapery assume que a função de carregamento uniaxial assume a forma expresse pela equação 120, onde A_2 e q são constantes. A substituição da equação 120 na equação 119 gera a equação 121. No caso da tensão σ ser variável no tempo, o modelo é expresse pela equação 122:

$$g[\sigma(t)] = A_2 \sigma^q \quad (120)$$

$$\varepsilon_{vp}(t, \sigma) = \left[\frac{(p+1)A_2}{A_1} \right]^{\frac{1}{p+1}} \left(\sigma^{\frac{q}{p+1}} \right) t^{\frac{1}{p+1}} \quad (121)$$

$$\varepsilon_{vp}(t, \sigma) = \left[\frac{(p+1)A_2}{A_1} \right]^{\frac{1}{p+1}} \left\{ \int_0^t [\sigma(t)]^q dt \right\} \quad (122)$$

Modelos como o de Schapery são práticos de serem aplicados, pois a determinação dos parâmetros é simples. Gibson *et al.* (2003) usaram ensaios de fluência e recuperação cíclicos, nas modalidades de tempo e tensão fixas. Adicionalmente, pode-se considerar a atuação das deformações viscoplásticas separadamente das viscoelásticas no regime de altas deformações, fazendo-se a deformação total a soma das duas parcelas. Entretanto, tal modelagem assume que não haja interação entre deformações viscoelásticas e viscoplásticas. Outros modelos baseados na teoria da plasticidade consideram o comportamento global do material quando este ultrapassa as tensões limites, delimitada por uma superfície de escoamento. Tais modelos são mais sofisticados e exigem um esforço computacional maior para serem resolvidos. Entretanto, podem considerar fatores que nos modelos de deformação

permanente anteriormente citados não eram considerados, como a anisotropia devido a orientação dos agregados dentro da mistura, possibilitando a consideração apenas da soma da parcela elástica pura com a deformação viscoplástica, chamada também neste tipo de trabalho como deformações não-lineares ou inelásticas. Referências como Masad *et al.* (2005), Panoskaltis e Panneerselvam (2005) e Tashman *et al.* (2005) são exemplos de aplicação deste tipo de modelagem.

Experimentalmente, sua influência é tão maior quanto maior for a temperatura de trabalho da mistura. Como referido anteriormente, existem basicamente três tipos de modelos de deformação viscoplásticas. O primeiro, representado pela equação 118, tem como parâmetros A_V , m_V e n_V . A Tabela 7 mostra algumas referências que empregaram o referido modelo e os valores das constantes em questão que foram encontrados:

Tabela 7: Exemplos de constantes A_V , m_V e n_V do modelo da equação 118

Referência	Método de obtenção	$A_V(\text{kPa}^{-m_V s^{-n_V}})$	m_V	n_V
Perl <i>et al.</i> (1983)	Ensaio de fluência com tensão entre 100 e 800 kPa	$4,71 \cdot 10^{-6}$	0,8159	-0,78
Lai e Anderson (1973)*	Ensaio de fluência com tensão entre 69 e 345 kPa	$1,03 \cdot 10^{-5}$	0,8477	-0,75
Hua (2000) e Huang e White (1998)*	Ensaio acelerados em pavimentos	$8,40 \cdot 10^{-6}$	0,8000	-0,50

* O ajuste feito foi um produto de uma equação quadrática em função da tensão uniaxial. Fang *et al.* (2004) fizeram a adaptação para a equação 118.

O modelo de Schapery (1999) também é empregado na modelagem de misturas asfálticas. Trabalhos dos pesquisadores Gibson e Schwartz, (*University of Maryland*), são exemplos da aplicação do modelo. A obtenção das deformações plásticas se dá por ensaios de fluência cíclica e recuperação nas modalidades listadas abaixo, base do ajuste do modelo expresso pela equação 123.

- Tensão fixa: com um dado nível de tensão uniaxial, varia-se o tempo de carga. Após a carga, há um período de descanso de 10 vezes o tempo de carga;
- Tempo fixo: com um dado tempo de carga, varia-se a tensão, dando-se um período de descanso 20 vezes o tempo de carga para recuperação das deformações viscoelásticas após a carga.

$$\log(\varepsilon_{vp}) = \frac{1}{p+1} \log\left(\frac{p+1}{A_1/A_2}\right) + \frac{q}{p+1} \log(\sigma) + \frac{1}{p+1} \log(t) \quad (123)$$

Gibson e Schwartz têm obtido valores que variam de 1,0 a 1,8 para p ; 2,0 a 2,4 para q ; e $9,0 \cdot 10^{10}$ a $4,4 \cdot 10^{12}$ para A_1/A_2 . Em Schwartz *et al.* (2002), foram encontrados os valores de $p = 1,82$; $q = 2,34$ e $A_1/A_2 = 9,2 \cdot 10^{10}$. Os autores compararam resultados experimentais com previstos pelo modelo para duas misturas (S4 e S5), obtendo boa correlação, como visto na Figura 25:

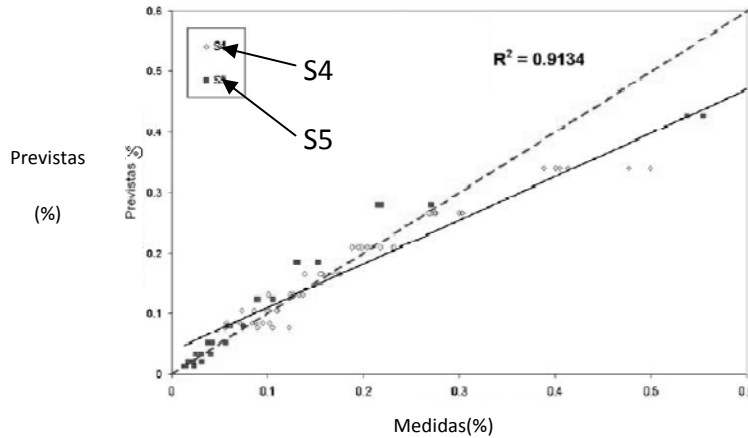


Figura 25: Deformações viscoplásticas medidas e previstas (Schwartz *et al.*, 2002)

Há modelos baseados em experimentos que fazem relação direta entre N e deformações viscoplásticas (permanentes). Um destes modelos é o modelo do guia da AASHTO (2002), que é uma relação constitutiva baseada em dados triaxiais de carga repetida calibrados com dados de observações de campo através de análises estatísticas. Este modelo é visto na equação 124:

$$\frac{\varepsilon_p}{\varepsilon_r} = \frac{\{0,328196^z [v_1 + z(0,0172e_1^2 - 1,7331e_1 + 27,428)]\} T^{1,5606} N^{0,4792}}{10^{3,5111}} \quad (124)$$

onde ε_p é a deformação permanente, ε_r a deformação resiliente, T a temperatura (°F) e z a profundidade do ponto de interesse (polegadas). O fator v_1 , função da espessura do revestimento (e_1), em polegadas, segundo a equação 125:

$$v_1 = -0,1039(e_1)^2 + 2,4868e_1 - 17,342 \quad (125)$$

3 MODELOS DE DISTRIBUIÇÃO DE TEMPERATURA EM PAVIMENTOS FLEXÍVEIS

Em virtude do ligante asfáltico que compõe as misturas asfálticas, os pavimentos flexíveis apresentam grande dependência de seu comportamento com a temperatura, dado a alta suscetibilidade de materiais asfálticos com esta variável. Assim, a deformabilidade maior ou menor do pavimento é condicionada pelas variações da temperatura do ar ou das condições meteorológicas de um modo geral (Medina e Motta, 2005).

Desta maneira, a temperatura deve ser considerada obrigatoriamente no projeto de pavimentos flexíveis. Um dos fenômenos recentes ocorridos em pavimentos flexíveis é o chamado *Top-down cracking*. Segundo o *Washington State Department of Transportation*, um dos três processos causadores do fenômeno tem influência direta da temperatura. A baixa rigidez das camadas superiores do revestimento asfáltico em função da alta temperatura presente nesta região. Assim, devido às altas tensões de cisalhamento que ocorrem nas extremidades da carga de eixo, a queda da resistência do material em altas temperaturas provoca o fenômeno de *top-down cracking*.

Os modelos podem ser classificados basicamente em dois tipos: empíricos e/ou estatísticos e racionais. Os modelos empíricos e/ou estatísticos têm como base o ajuste de dados experimentais a um determinado modelo, enquanto que os modelos racionais são fundamentados em Teorias de propagação de calor, sendo a mais conhecida a Lei de condução de Fourier. Na sequência, serão discutidos brevemente cada um desses modelos.

3.1 MODELOS EMPÍRICOS E/OU ESTATÍSTICOS

Tais modelos levam em consideração dados colhidos diretamente de campo, no qual modelos de regressão estatística são aplicados para obtenção de equações que prevêm a temperatura no interior do pavimento. Os primeiros estudos realizados pelo programa SHRP (ASPHALT INSTITUTE, 1994) para estimar as máximas temperaturas do pavimento estabeleceram a equação 126. A temperatura máxima do pavimento corresponde à temperatura à 2 cm de profundidade:

$$T_{2cm} = 0,9545(T_{ar} - 0,0061lat^2 + 0,2289lat + 42,2) - 17,78 \quad (126)$$

onde:

T_{2cm} = temperatura do pavimento à 2 cm de profundidade em °C,

T_{ar} = média da temperatura máxima de 7 dias consecutivos em °C,

lat = latitude de projeto em graus.

Já a temperatura inferior do pavimento no SUPERPAVE™ é determinada de dois modos. O primeiro admite que a temperatura do pavimento é igual a temperatura mínima do ar, o que deve ser muito bem analisado, já que a temperatura do pavimento geralmente é superior a do ar. O segundo modo utiliza a Equação 127 para a determinação da temperatura mínima do pavimento:

$$T_{min} = 0,859T_{ar} + 1,7^{\circ}\text{C} \quad (127)$$

onde:

T_{min} = temperatura mínima de pavimento de projeto em °C,

T_{ar} = temperatura mínima do ar em um ano típico em °C.

Quanto as pesquisas brasileiras, existe um número limitado de modelos para previsão de temperatura no interior do revestimento de pavimentos flexíveis. Entretanto, tais pesquisas apresentam grau muito simplificado de modelagem dos resultados, sendo seus resultados restritos a aplicação de profundidades específicas do revestimento. Uma pesquisa que modela a ação explícita da temperatura em função da profundidade é o trabalho de Motta (1991), que desenvolveu a Equação 128 para a determinação da temperatura em função da profundidade z do revestimento:

$$T(z) = T_{sup} + z(T_{sup} - T_{ar})(1 - e^{0,06855 - 0,002633z}) \quad (128)$$

onde T_{sup} é a temperatura da superfície do pavimento.

3.2 MODELOS RACIONAIS DE DISTRIBUIÇÃO DA TEMPERATURA

Os modelos racionais de distribuição de temperatura não são baseados em dados experimentais, mas sim em propriedades fundamentais do material relativas à condução de calor e armazenamento de energia térmica em si. Tais modelos possuem uma hipótese de comportamento válida em um domínio diferencial, cujo equacionamento destas condições resulta nas equações diferenciais parciais que regem o comportamento do material na distribuição de temperatura no seu domínio. Estes modelos têm a vantagem de poderem ser aplicados a qualquer tipo de estrutura de pavimento, desde que conhecidas as propriedades térmicas de cada um dos materiais envolvidos e as condições de contorno do problema, sendo a temperatura da superfície do pavimento e a irradiação solar para o caso específico dos pavimentos.

A seguir, são listadas as propriedades térmicas necessárias dos materiais para a modelagem da distribuição de temperatura no seu domínio:

- k = condutividade térmica: definida como a capacidade do material transferir o calor ao longo do domínio do material. Quanto maior for a condutividade térmica, mais rápida é a propagação de energia em um sólido. Tal propriedade pode ser avaliada através da energia necessária para provocar um gradiente de temperatura entre os extremos de uma barra, conforme a equação 129, onde Q é a quantidade de energia fornecida, A a área da seção transversal da barra, L o comprimento da barra e ΔT o gradiente de temperatura entre os extremos da barra:

$$Q = kA \frac{\Delta T}{L} \quad (129)$$

- c = calor específico: definido como a energia necessária para elevar a temperatura do corpo em uma unidade, por unidade de massa. Quanto maior o calor específico de um

material, maior é a energia necessária para uma determinada variação de temperatura neste material.

3.2.1 Lei de Fourier

Dada uma densidade de corrente de energia (energia por unidade de área e por unidade de tempo), que é estabelecida na barra devido à diferença de temperaturas entre dois pontos da mesma, a Lei de Fourier afirma que há uma proporcionalidade entre o fluxo de energia e o gradiente de temperatura, conforme a equação 130:

$$\frac{\partial Q}{\partial t} = k \frac{\partial T}{\partial x} dA \quad (130)$$

Se a densidade de corrente de energia for considerada como uma variável q_Q , a equação 130 pode ser reescrita conforme a equação 131:

$$q_Q = k \frac{\partial T}{\partial x} \quad (131)$$

A lei de Fourier é empregada para o cálculo da equação diferencial que rege o fenômeno da condução térmica em corpos, como visto a seguir.

3.2.2 Equação diferencial da condução térmica

Dado um sólido de dimensões dx , dy e dz , onde $dydz = dA$, tal como visto na Figura 25, supõe-se que haja fluxo de energia apenas na direção x , inicialmente. Em um ponto de coordenada x , existe fluxo de entrada de energia $Q(x)$. No ponto de coordenada $x+dx$, existe fluxo de saída de energia $Q(x+dx)$. A diferença entre o fluxo de entrada e de saída é expresso conforme a equação 132:

$$[q_Q(x + dx) - q_Q(x)]dA = \left[q_Q(x) + \frac{\partial q_Q(x)}{\partial x} dx - q_Q(x) \right] dA = \frac{\partial q_Q(x)}{\partial x} dx dA \quad (132)$$

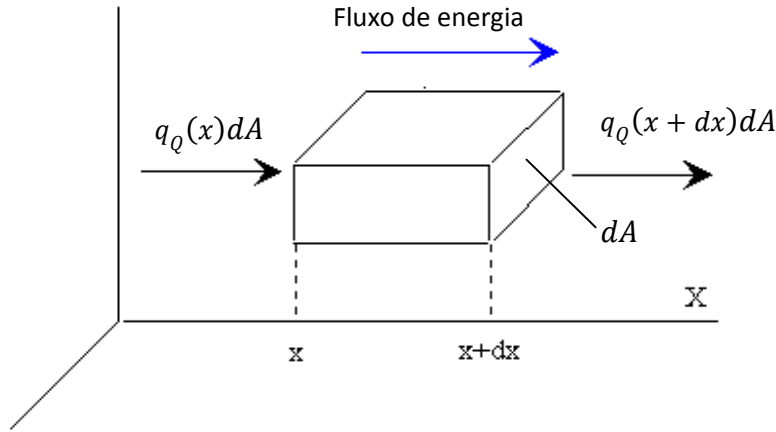


Figura 26: Fluxo de energia ao longo da direção x

A equação 132 representa a quantidade de energia que ficou armazenada no sólido visto na Figura 26. Esta energia provoca a variação de temperatura no sólido, regida pela equação 133:

$$dQ = \rho dx c \frac{\partial T}{\partial t} dA \quad (133)$$

onde ρ é a massa específica do material em questão. Igualando-se as equações 132 e 133, é obtida a equação 134:

$$\frac{\partial q_Q(x)}{\partial x} dx dA = \rho dx c \frac{\partial T}{\partial t} dA \therefore \frac{\partial q_Q(x)}{\partial x} = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \quad (134)$$

Substituindo-se a equação 131, referente a Lei de Fourier, na equação 134, é obtida a equação que rege o fenômeno unidimensional de condução térmica, expressa na equação 135:

$$\frac{\partial T(x, t)}{\partial t} = \frac{k}{\rho c} \frac{\partial^2 T(x, t)}{\partial x^2} \quad (135)$$

Para um caso genérico tridimensional, considera-se o fluxo de energia nas três direções do espaço, obtendo-se como equação regente a equação 136:

$$\frac{\rho c}{k} \frac{\partial T(x, y, z, t)}{\partial t} = \frac{\partial^2 T(x, y, z, t)}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T(x, y, z, t)}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T(x, y, z, t)}{\partial z^2} \quad (136)$$

A equação 136 é válida para o caso de materiais homogêneos e isotrópicos. Para materiais anisotrópicos, isto é, com condutividades térmicas diferentes nas direções x, y e z, denotadas respectivamente por k_x , k_y e k_z , a equação 136 é reescrita conforme a equação 137:

$$\rho c \frac{\partial T(x, y, z, t)}{\partial t} = k_x \frac{\partial^2 T(x, y, z, t)}{\partial x^2} + k_y \frac{\partial^2 T(x, y, z, t)}{\partial y^2} + k_z \frac{\partial^2 T(x, y, z, t)}{\partial z^2} \quad (137)$$

Para materiais heterogêneos, as propriedades térmicas do material são função das coordenadas do espaço. Por outro lado, pesquisas provam que para intervalos maiores de temperatura existe variação das propriedades térmicas com a temperatura. Desta maneira, o caso mais genérico de condutividade térmica em sólidos é descrito pela equação 138:

$$\begin{aligned}
& \rho(\underline{x})c[\underline{x}, T(\underline{x}, t)] \frac{\partial T(\underline{x}, t)}{\partial t} \\
& = k_x[\underline{x}, T(\underline{x}, t)] \frac{\partial^2 T(\underline{x}, t)}{\partial x^2} + k_y[\underline{x}, T(\underline{x}, t)] \frac{\partial^2 T(\underline{x}, t)}{\partial y^2} \\
& + k_z[\underline{x}, T(\underline{x}, t)] \frac{\partial^2 T(\underline{x}, t)}{\partial z^2}
\end{aligned} \tag{138}$$

onde \underline{x} é o vetor que contem as coordenadas x, y e z.

3.2.3 Distribuição de temperatura em pavimentos segundo modelos racionais

Para obtenção da distribuição de temperaturas em um pavimento flexível, é preciso resolver as equações diferenciais mostradas em 3.2.1. Para tal, o método mais utilizado é o método dos elementos finitos, através do uso de programas comerciais ou algoritmos deduzidos e implementados em pesquisas na área de conhecimento.

Um exemplo de aplicação de programas comerciais é o trabalho de Kettil et al. (2007). Tais autores fizeram simulações numéricas de transferência de calor em pavimentos asfálticos simulando no programa ABAQUS® 6 dias e meio da ação da temperatura no pavimento, simulando condições de verão, onde a temperatura variou de 20 a 50°C. Os autores obtiveram em suas simulações uma diferença de 14°C entre o topo do revestimento e a base em um horário de pico, como mostra a Figura 27:

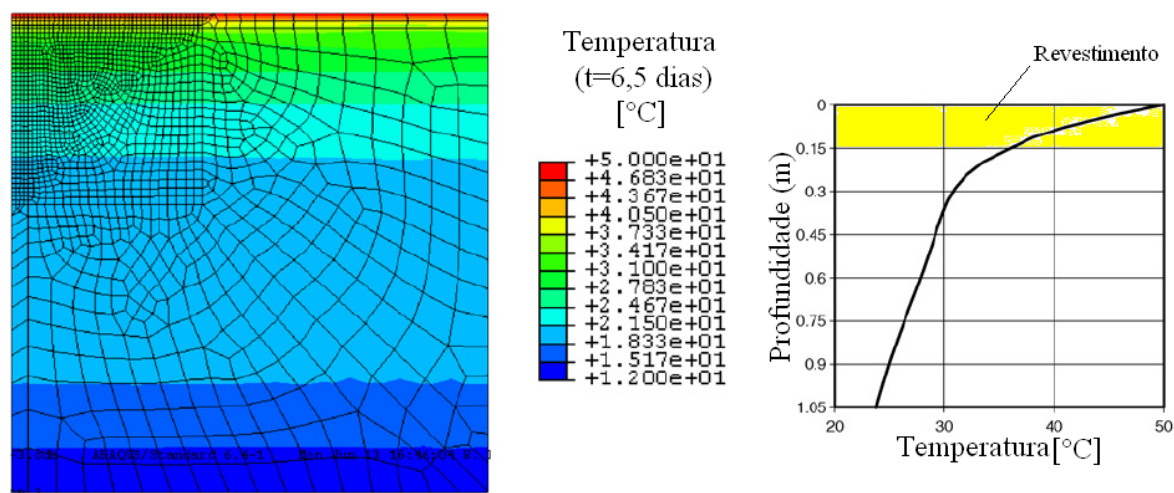


Figura 27: Simulação de transferência de calor em pavimento flexível via ABAQUS® (adaptado de Kettil et al., 2007)

Quanto a eficiência dos modelos racionais na previsão de temperaturas, Minhoto et al. (2006) mediram temperaturas de pavimentos flexíveis em sete profundidades diferentes, cujos revestimentos eram de CBUQ padrão e asfalto borracha, e compararam os resultados com os previstos da aplicação da Lei de Fourier. Os autores chegaram à conclusão que a ferramenta computacional baseada nos modelos racionais previram a temperatura do pavimento com boa acurácia. As medidas foram executadas ao longo de várias datas do ano, abrangendo datas entre 21 de Janeiro de 7 de Dezembro. As Figuras 28 e 29 mostram alguns resultados da comparação feita pelos autores. Pelas Figuras 27 a 29, observa-se que existe um grande gradiente de temperatura dentro do revestimento asfáltico, o que é experimentalmente comprovado, segundo as Figuras 28 e 29. Entretanto, a Lei de Fourier trata apenas do fenômeno da condução de calor. Segundo o Guia de Projeto empírico mecanístico AASHTO (AASHTO, 2004), os processos de radiação e convecção também influenciam a temperatura da superfície do pavimento e conseqüentemente a distribuição de temperaturas em sua estrutura. Como existe diferença entre a temperatura ambiente e a da superfície do pavimento, deve ser considerado o fenômeno da convecção, que no modelo empregado pela AASHTO considera mesmo a velocidade do vento na modelagem do fenômeno. Quanto a radiação, é considerada tanto a influência das radiações de ondas curtas quanto às de ondas longas.

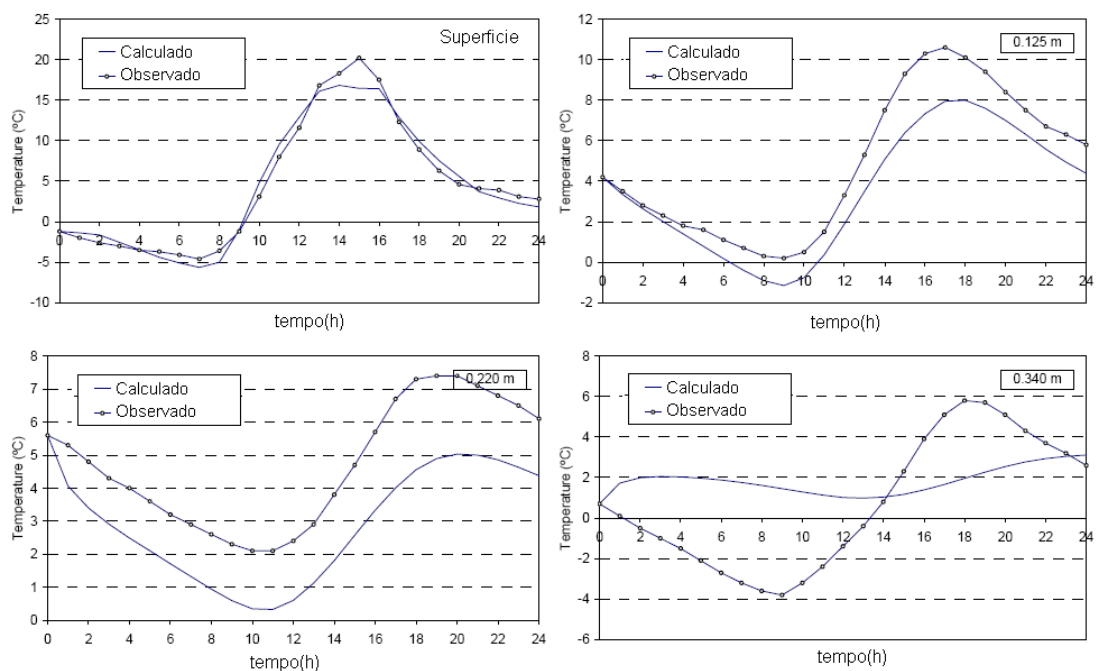


Figura 28: comparação entre temperaturas medidas e calculadas por Minhoto *et al.* (2006) na data de 2 de Março

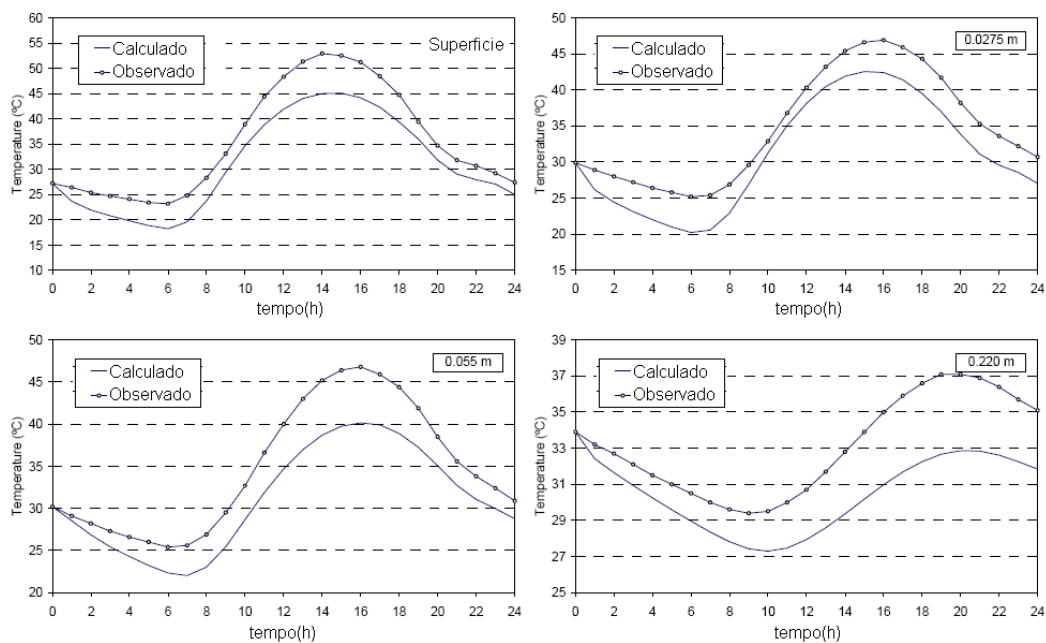


Figura 29: comparação entre temperaturas medidas e calculadas por Minhoto *et al.* (2006) na data de 24 de Julho

3.3 MODELOS DE DISTRIBUIÇÃO DE TEMPERATURA EM PAVIMENTOS FLEXÍVEIS CONSIDERANDO CONVECÇÃO E RADIAÇÃO

Dentro da camada de revestimento, a distribuição de temperatura pode ser perfeitamente modelada em função das equações que levam em conta a condução de calor, por exemplo, a lei de Fourier. Sabendo-se a temperatura da superfície do pavimento, tem-se a condição de contorno necessária para solução das equações de campo que descrevem o fenômeno da condução dentro do domínio do revestimento a ser estudado.

As equações que regem o fenômeno da condução podem ser empregadas diretamente na obtenção da distribuição de temperaturas na camada de revestimento. Entretanto, tal previsão requer que sejam previstas as temperaturas da superfície do pavimento ao longo do período de análise. Nesse caso, assume-se que a temperatura da superfície do pavimento se iguale a temperatura ambiente. Tal hipótese estaria correta se fossem desprezadas as outras formas de condução de calor. Entretanto, a realidade mostra que as temperaturas da superfície de pavimentos flexíveis e ambiente não coincidem, indicando que além do fenômeno de condução, a distribuição de temperaturas em um pavimento depende também de outros fenômenos de condução de calor: a convecção e a irradiação.

Desta maneira, a distribuição de temperaturas no pavimento dependerá, além da temperatura ambiente, de fatores como velocidade do vento e o percentual de horas de sol ao longo do dia, fatores que influem significativamente na convecção e irradiação de calor no ar, mostrando a tais parcelas são consideráveis nos resultados de previsões de temperaturas.

3.3.1 Transmissão de calor por Convecção

A convecção é a forma de transmissão do calor que ocorre principalmente nos fluidos (líquidos e gases). Diferentemente da condução onde o calor é transmitido de átomo a átomo sucessivamente, na convecção a propagação do calor se dá através do movimento do fluido envolvendo transporte de matéria.

A descrição e explicação desse processo é simples: quando uma certa massa de um fluido é aquecida, suas moléculas passam a mover-se mais rapidamente, afastando-se, em média, uma das outras. Como o volume ocupado por essa massa fluida aumenta, a mesma torna-se menos densa. A tendência dessa massa menos densa no interior do fluido como um todo é

sofrer um movimento de ascensão ocupando o lugar das massas do fluido que estão a uma temperatura inferior. A parte do fluido mais fria (mais densa) move-se para baixo tomando o lugar que antes era ocupado pela parte do fluido anteriormente aquecido. Esse processo se repete inúmeras vezes enquanto o aquecimento é mantido dando origem às chamadas correntes de convecção. São as correntes de convecção que mantêm o fluido em circulação. Fenômenos naturais como as brisas marítima e terrestre, ventos e as correntes oceânicas podem ser explicados através da convecção.

A condução de calor por convecção pode ser dividida, basicamente, em dois tipos:

- Convecção natural ou convecção livre: Neste caso, a convecção é causada devido à diferença de densidades provocadas pelo próprio calor. Exemplos conhecidos são o fluxo ascendente de ar devido a um incêndio ou um objeto quente e circulação de água em uma panela, que é aquecida por baixo;
- Convecção forçada: Neste caso, a transferência de calor é devido ao movimento no fluido o qual resulta de muitas outras forças, tais como (por exemplo) um ventilador ou bomba.

Nos pavimentos flexíveis, segundo NCRHP 1-37A (NCRHP, 2004), convecção é o processo de transferência de calor devido a diferenças entre a temperatura do ar e da superfície do pavimento. Se a temperatura da superfície do pavimento é menor que a do ar, há fluxo de calor para o pavimento. Se a superfície do pavimento é mais quente que o ar, calor é transferido para o ar. A magnitude do fenômeno de convecção que ocorre está diretamente relacionada à diferença de temperatura discutida anteriormente e a velocidade do vento. Velocidades de vento maiores estão diretamente correlacionadas com uma maior taxa de convecção. A influência do fator vento caracteriza então uma convecção forçada em função do movimento do fluido ar que contém calor a fornecer/receber para/de a superfície do pavimento.

3.3.2 Transmissão de calor por Irradiação

A transmissão de energia através do espaço é chamada irradiação. Este processo de transmissão do calor não depende da presença de um meio material, podendo ocorrer através do vácuo. A energia transmitida deste modo é denominada energia radiante e apresenta-se na forma de ondas eletromagnéticas, assim como as ondas de rádio, as microondas, a luz visível, a radiação ultravioleta (UV), os raios X e os raios gama. Essas formas de energia radiante estão classificadas por ordem de comprimento de onda (ou de frequência) constituindo o

espectro eletromagnético. Quanto maior a temperatura, maior é a frequência da radiação e menor é o comprimento de onda.

A transferência de calor por radiação geralmente envolve a faixa do espectro conhecida por infravermelho (IV). Qualquer objeto libera energia radiante. Objetos a uma maior temperatura liberam mais energia radiante que objetos a uma menor temperatura. As qualidades físicas de um objeto determinam a capacidade do mesmo absorver ou refletir radiação. Via de regra, superfícies rugosas e, ou, opacas são bons absorvedores de calor radiante, sendo, portanto, facilmente aquecidos por radiação. Superfícies lisas e polidas são usualmente bons refletores de modo que não permanecem eficientemente aquecidas. Objetos que são bons absorvedores, freqüentemente são bons emissores. Objetos que são bons refletores, freqüentemente são pobres emissores. Da mesma forma objetos de cor escura absorvem melhor a energia radiante do que objetos de cor clara. A energia total emitida por radiação é proporcional à quarta potência da temperatura absoluta do emissor. A este mecanismo se dá o nome de: lei de Stefan-Boltzmann.

Nos pavimentos flexíveis, segundo NCRHP 1-37A (NCRHP, 2004), são duas as fontes da transferência de calor por irradiação. A fonte primária de radiação é a radiação solar de ondas curtas. A magnitude de radiação solar atuante no pavimento é dependente dos seguintes fatores:

- Posição do sol no céu: dependente da latitude local, da hora do dia e do ano;
- A quantidade de nuvens no céu: obtido de estações climáticas.

Os fatores acima determinam a quantidade de radiação solar incidente no pavimento. Entretanto, nem toda a radiação é absorvida pelo revestimento. A quantidade de radiação solar realmente absorvida pelo pavimento é determinada em função de parâmetros que modelam a absortividade do material à radiação de ondas curtas.

O segundo tipo de radiação envolvida em pavimentos flexíveis é a radiação de ondas longas. Radiação de ondas longas é a emitida pelo pavimento de acordo com a teoria da radiação dos corpos negros. Em função da temperatura do material em graus Kelvin, uma quantidade específica de calor é emitida na forma de radiação de ondas longas. Uma porção dessa radiação de ondas longa é reabsorvida pelo pavimento após esta ter sido refletida das nuvens.

3.3.3 O Fluxo de calor no sistema ar-pavimento

Na consideração de condições realistas para determinação da distribuição de temperaturas numa estrutura de pavimento, devem ser considerados os fenômenos de transmissão de calor por convecção e irradiação, além do fenômeno da condução. Tais considerações implicam que o sistema a ser estudado para determinação do perfil desejado não se limita apenas ao pavimento em questão, mas sim a consideração do sistema que abrange desde a fonte inicial de calor. Tal consideração remete a muitas variáveis que contribuem absorvendo ou fornecendo calor ao sistema. Segundo o NCHRP 1-37A (NCHRP, 2004), em um dia ensolarado, ocorrem as transferências de calor entre o ar e o pavimento tal como visto na Figura 30.

Todas as parcelas vistas na Figura 2 contribuem para determinação da temperatura da superfície do pavimento. Sendo assim, se faz necessário executar um balanço energético na superfície do pavimento, conforme mostrado pela equação 139:

$$Q_i - Q_r + Q_a - Q_e \pm Q_c \pm Q_h \pm Q_g = 0 \quad (139)$$

Onde:

Q_i = Radiação de ondas curtas que entram no sistema (energia solar);

Q_r = Radiação de ondas curtas refletida;

Q_a = Radiação de ondas longas que entra no sistema;

Q_e = Radiação de ondas longas que sai do sistema;

Q_c = Transferência de calor convectiva;

Q_h = Efeitos de transpiração, condensação, evaporação e sublimação;

Q_g = Energia absorvida pelo pavimento.

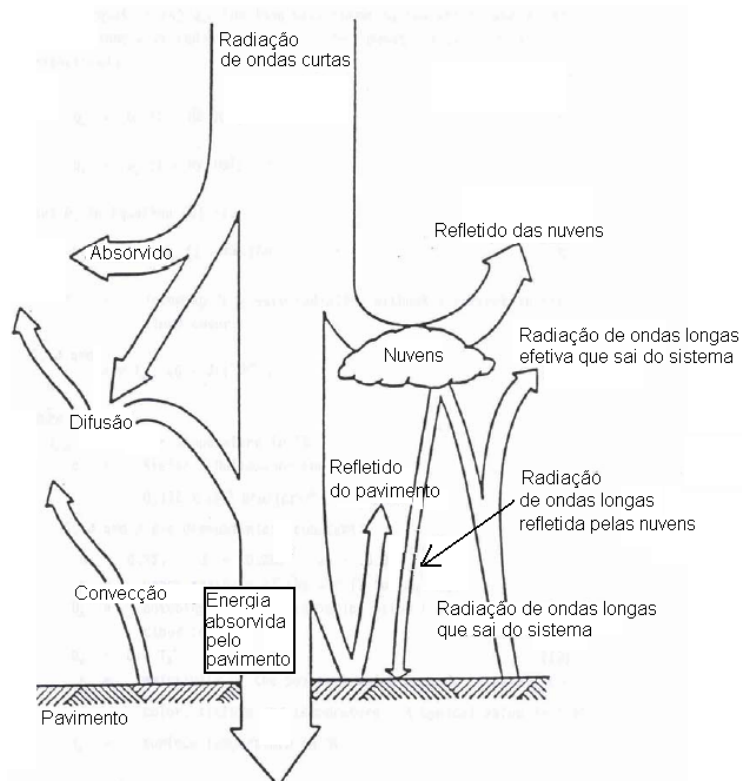


Figura 30: Transferência de calor entre o ar e o pavimento (adaptado de NCHRP, 2004)

Em função do balanço energético expresso na equação 139, é possível determinar a temperatura da superfície do pavimento em função da temperatura do ar. Entretanto, pelo número de parcelas de energia contidas na equação 139, um número considerável de outras variáveis de entrada devem ser obtido e introduzido no modelo. Em função das muitas variáveis que influem em cada uma das parcelas do balanço energético, os modelos que representam as parcelas do balanço energético em função das temperaturas do ar e do pavimento são muitas vezes empíricos, portanto de aplicação limitada às condições nos quais foram obtidos. Modelos mais racionais também podem ser obtidos da literatura, porém a complexidade do problema remete a hipóteses limitadas às equações de origem, por exemplo, a suposição de escoamento laminar do fluido em contato com a superfície do pavimento.

3.3.4 O modelo CMS de distribuição de temperaturas

O modelo CMS, originalmente desenvolvido pela *University of Illinois*, é um modelo unidimensional baseado no método das diferenças finitas para determinar a distribuição de temperaturas em pavimentos, além da penetração por congelamento no mesmo. O modelo

considera os fenômenos de transferência de calor por irradiação, convecção e condução, além dos efeitos do calor latente. O modelo não considera transpiração, condensação, evaporação ou sublimação. Tais efeitos são desconsiderados em função dos modelos que consideram estes efeitos não apresentarem resultados coesos e pelo fato de sua omissão não criar erros significativos no balanço de energia na superfície do pavimento. Os fluxos de calor causados pela precipitação e infiltração de umidade são também desconsiderados.

Os dados de entrada do modelo são os seguintes:

- Capacidade calorífica (calor específico) e condutibilidade térmica dos materiais do pavimento;
- Absortividade e emissividade da superfície do pavimento;
- Temperatura do ar;
- Velocidade do vento;
- Radiação solar.

No modelo, é assumido que o calor específico e a condutividade térmica dos materiais do pavimento não variam com o tempo. Entretanto, para as camadas abaixo do revestimento, tais propriedades variam com o teor de umidade e grau de congelamento destes materiais. Para o modelo do CMS, os dados de entrada são as propriedades dos materiais a seco. Para previsão do teor de umidade e conseqüentemente das propriedades térmicas dos materiais abaixo do revestimento, devem ser utilizados modelos em paralelo de modo a complementar o modelo de distribuição de temperaturas do CMS. No guia de projeto da AASHTO de 2004 (NCHRP, 2004), é empregado o modelo EICM, que prevê o teor de umidade e congelamento dos materiais abaixo, assim obtendo as propriedades térmicas nas condições que representam um grau de umidade e de congelamento qualquer.

O modelo apresenta duas condições de contorno: a primeira é a temperatura na superfície do pavimento, calculada em função da temperatura do ar, velocidade do vento, quantidade de radiação solar, absortividade e emissividade da superfície. A segunda condição de contorno é a chamada nó de temperatura constante, definido como a profundidade capaz de fornecer uma quantidade infinita de calor de modo a manter a temperatura naquele ponto constante. A primeira condição de contorno é determinada em função do fluxo de calor entre o ar e o pavimento, calculado em função do balanço energético expresso na equação 139. Nesta equação, são introduzidas algumas variáveis novas, obtidas em função das já existentes. São definidas duas novas parcelas de energia:

- Q_s = Diferença da radiação solar de ondas curtas que entra no sistema com a refletida, chamada de *Net short wave radiation*, expressa em função dos termos vistos na equação 10 conforme a equação 140;
- Q_l = Diferença da radiação solar de ondas longas que entra no sistema com a refletida, chamada de *Net long wave radiation*, expressa em função dos termos vistos na equação 10 conforme a equação 141.

$$Q_s = Q_i - Q_r \quad (140)$$

$$Q_l = Q_a - Q_e \quad (141)$$

Os modelos referentes a cada uma das parcelas do balanço de energia mostrados na sequência foram extraídos do Guia Projeto da AASHTO 2004 (NCHRP, 2004), onde a referência original dos modelos é citada. Assim, como mostrado em NCHRP (2004), Q_s é obtido conforme a equação 142:

$$Q_s = a_s R^* \left(A + B \frac{S_c}{100} \right) \quad (142)$$

Onde:

a_s = Absortividade de radiação de ondas curtas da superfície do pavimento;

R^* = Radiação extraterrestre incidente na superfície horizontal considerada, dependente da latitude e da declinação solar;

A, B = Constantes que consideram a difusão e a absorção de radiação por parte da atmosfera, dependentes também do local considerado;

S_c = Percentagem de horas de sol considerando a influência da cobertura das nuvens.

O termo Q_l é obtido conforme a equação 143:

$$Q_l = \sigma_{SB} \left(1 - \frac{NW}{100} \right) \left[T_{ar} \left(G - \frac{J}{10\rho p} \right) - \varepsilon T_{sup}^4 \right] \quad (143)$$

Onde:

σ_{SB} = Constante de Stefan-Boltzmann, cujo valor é $0,172 \cdot 10^{-8}$ Btu/(h*ft²*°R);

N = Fator que depende da altura das nuvens (0,9 para 1000 ft a 0,8 para 6000 ft);

W = 100-S_c (cobertura média de nuvens durante o dia ou noite);

T_{ar} = Temperatura do ar em graus Rankine;

G, J e ρ = Respectivamente iguais a 0,77; 0,28 e 0,074 (NCHRP, 2004);

p = Pressão de vapor do ar (de 1 a 10 mmHg);

ε = Emissividade do pavimento dependente da cor, textura e temperatura;

T_{sup} = Temperatura da superfície do pavimento em graus Rankine.

A parcela de energia Q_c é expressa conforme a equação 144:

$$Q_c = H(T_{ar} - T_{sup}) \quad (144)$$

onde T_{ar} e T_{sup}, no caso, são em graus Fahrenheit e H é o chamado coeficiente de transferência de calor por convecção, expresso conforme a equação 145:

$$H = 122,93 \left[0,00144 \left(\frac{T_{ar} + T_{sup}}{2} + 273,15 \text{ K} \right)^{0,3} U^{0,7} + 0,00097 (T_{sup} - T_{ar})^{0,3} \right] \quad (145)$$

Na equação 145, as temperaturas são em graus Celsius e U é a velocidade média diária do vento em m/s.

4 DESENVOLVIMENTO DO EQUIPAMENTO DE COLETA DE DADOS DE TEMPERATURA

4.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS

O objetivo desta pesquisa foi desenvolver e calibrar um modelo de degradação por fadiga em pavimentos flexíveis através da teoria do dano contínuo. Uma das variáveis necessárias para a calibração dos modelos são as temperaturas em diferentes profundidades dos pavimentos flexíveis. Para tanto, foi desenvolvido um sistema de aquisição de dados capaz de ler estas variáveis, armazená-las em memória não volátil e transmiti-las para um outro sistema onde serão feitas as análises das mesmas.

O desenvolvimento de um sistema para aquisição de dados como o necessário para esta pesquisa consiste na implementação de 3 blocos principais, sendo eles:

- Sensor de temperatura;
- Sistema de aquisição de dados (datalogger);
- Software.

O sensor de temperatura para o projeto de pesquisa atual deve suportar as condições encontradas em campo. Para tanto tal sensor precisa ser robusto, sensível para medir a temperatura com precisão de frações de grau centigrado e permitir a leitura em uma grande faixa de valores. Durante esta primeira fase do projeto o sensor foi selecionado. Suas principais características são vistas na Tabela 8.

Tabela 8: Principais características do sensor de temperatura

Parâmetro	Valor
Faixa de temperaturas	-55 °C a +127 °C
Precisão	0.5 C
Tipo de saída	Digital
Número de bits	12 bits
Tempo de conversão analógico para digital	220 ms

O sistema para a medição e armazenagem dos dados para este projeto é o elemento mais complexo do sistema. Ele é responsável pelas tarefas de leitura dos dados, filtragem dos

mesmos para a remoção de ruídos, armazenagem dos dados em memória não volátil e ter a capacidade de se comunicar com o sistema que fará o processamento dos dados.

Este sistema deve ainda ser capaz de funcionar em áreas remotas onde a infraestrutura é limitada. Por exemplo o sistema deve funcionar através de baterias. Como efeito collateral é necessário que o sistema tenha um baixo consumo de energia para que seu tempo de vida útil entre carregamentos da bateria seja entendido. O equipamento deve ainda suportar as condições ambientais do local onde instalado, tais como, grandes variações de temperatura e umidade.

Tendo-se em consideração os parâmetros descritos anteriormente, escolheu-se como hardware base para o datalogger a placa de desenvolvimento da (Field Program Gate Array) FPGA Spartan 3 AN. Esta placa possui memória não volátil e seu consumo de energia é baixo. Além disto, se o intervalo entre as medidas for significativamente longo (por exemplo, mais de 1 minuto) pode-se colocar este sistema em modo de hibernação, reduzindo-se ainda mais o consumo do mesmo. A imagem da placa escolhida pode ser vista na Figura 31.

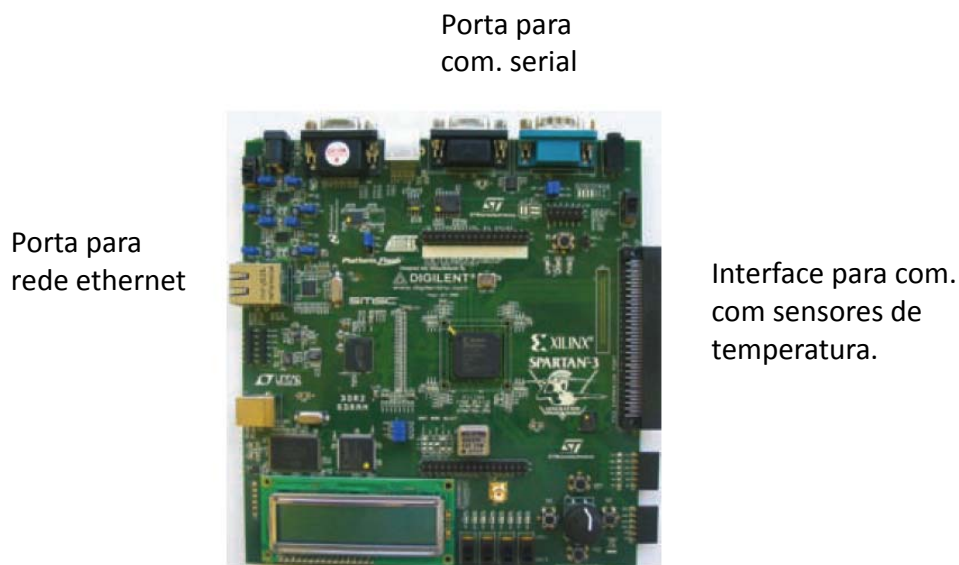


Figura 31: Imagem da placa de aquisição de dados usadas no sistema de medição de temperaturas.

O terceiro e último elemento deste sistema é o software que será utilizado para a leitura dos dados gravados na memória do sistema de aquisição dos dados, geração e atualização de um

banco de dados para que se possa fazer o acompanhamento dos sinais medidos ao longo de tempo e para a extração de parâmetros importantes para a calibração do modelo proposto neste trabalho.

4.2 SISTEMA DE AQUISIÇÃO ELOGGER PARA MEDIDAS DE TEMPERATURA

O sistema de aquisição eLogger adquire medidas de temperaturas. Para estas medidas são utilizados sensores do tipo TMP275. As principais características do sistema são:

- Medida de até oito sensores de temperatura;
- Tempo de aquisição de dados de 1 segundo por sensor;
- Intervalo de leitura de dados programável sendo que o valor padrão é de 10 minutos;
- Gravação dos dados em um cartão de memória não volátil do tipo compact flash de até 512MB de capacidade;
- Duas portas seriais sendo uma delas para reprogramação do equipamento e a outra para monitoração dos dados lidos pelo eLogger.

4.2.1 Descrição do hardware do sistema eLogger

O sistema eLogger possui os seguintes elementos:

- Conector para instalação dos cabos de alimentação e dados;
- *Display* do tipo LCD para visualização local dos valores de temperaturas lidos pelo sistema;
- Cartão de memória do tipo compact flash;
- Porta serial 1 (para ser usado para reprogramação do *firmware*) e porta serial 2 (para ser usado para monitoração remota dos dados);
- Conector do tipo RJ45 para rede ethernet (não utilizado pelo sistema eLogger na presente versão do *firmware*).

4.2.2 Monitoração das medidas de forma online

Os dados sendo adquiridos pelo sistema podem ser monitorados através da leitura dos mesmos pela porta serial 2.

Uma forma de fazer este monitoramento é através do uso do programa Hiper Terminal pertencente ao sistema operacional Microsoft Windows®. Para tanto é necessário configurar a porta serial do computador com velocidade de 19200 bps, 8 bits, sem paridade e um stop bit. Cada vez que o sistema realizar uma medida os dados serão automaticamente enviados para a porta serial e poderão ser visualizados.

Caso o usuário deseje requisitar uma nova medida (antes do tempo programado como intervalo de aquisição tenha transcorrido) basta pressionar qualquer tecla dentro do programa Hiper Terminal. Ao pressionar uma tecla o respectivo caractere será enviado ao eLogger que interpretará esse envio como uma requisição para uma nova leitura dos sensores.

O temporizador que conta no intervalo entre as medidas é zerado a cada vez que uma nova medida é solicitada.

4.2.3 Arquivo de dados

As medidas de temperatura armazenadas pelo sistema eLogger são gravados em um arquivo tipo “.csv” (*comma separated values*) onde os valores dos dados das medidas de cada sensor são separados por vírgulas. Assim, após a aquisição dos dados, é possível observá-los e manuseá-los em planilhas tipo Excel, organizando-os conforme mostrado na Tabela 9:

Tabela 9: Visualização de dados obtidos pelo sistema eLogger

DBE - Temperature logger								
YEAR:MONTH:DAY	TEMP1	TEMP2	TEMP3	TEMP4	TEMP5	TEMP56	TEMP7	TEMP8
4/27/2011 22:01	0	0	0	0	23.94	23.31	27.94	23.19
4/27/2011 22:11	0	0	0	0	23.94	23.44	27.94	23.12
4/27/2011 22:21	0	0	0	0	23.94	23.44	27.94	23.12

A partir dos dados organizados como mostrado na Tabela 9, é possível visualizá-los de forma gráfica objetivando melhor monitoração das temperaturas ao longo de um período desejado. A Figura 32 mostra um exemplo de uma monitoração com dados adquiridos do sistema, onde é visto um gráfico mostrando uma monitoração feito por 4 sensores conectados a um sistema num intervalo de 24 horas com tempo de amostragem entre as medidas de 10 minutos.

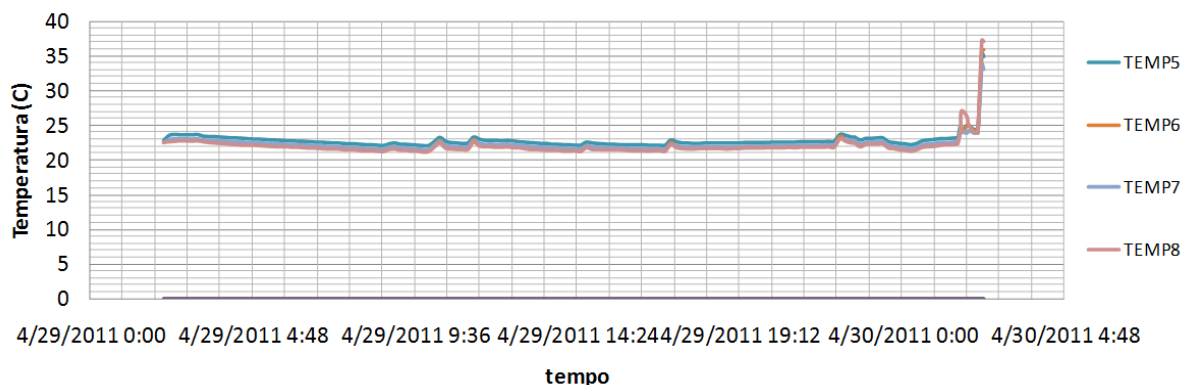


Figura 32: Exemplo de monitoração de temperatura em um intervalo de 24 horas realizado com o sistema *eLogger*

4.2.4 Instalação elétrica

O sistema *eLogger* funciona com tensão de alimentação contínua de 12 V nominal (mínima 9 V). Seu consumo de energia é de 140mA. A fonte de alimentação deve ser conectada como mostra a Figura 33:

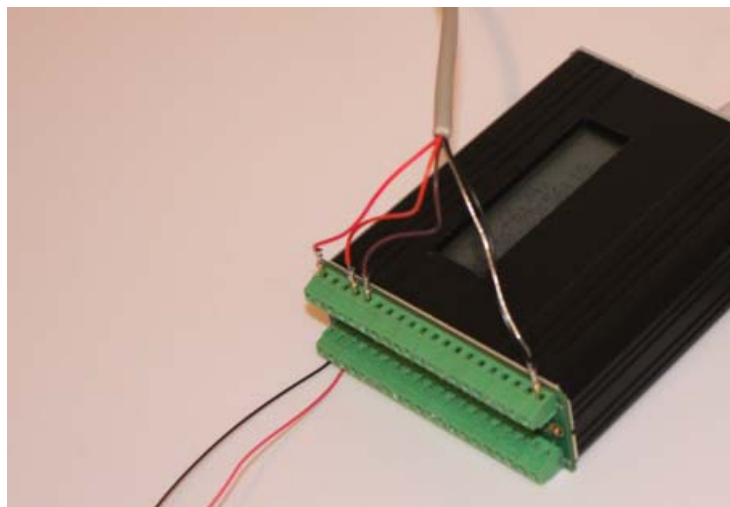


Figura 33: Descrição da ligação elétrica dos sensores e alimentação no sistema

Os fios da ligação elétrica dos sensores e da alimentação do sistema são diferenciados por cores, onde estas representam a respectiva função do mesmo, conforme listado abaixo:

- 1s – Vermelho: alimentação dos sensores
- 4s- Laranja: comunicação com sensores
- 5s- Marrom: comunicação com sensores
- 20s – Preto: GND
- 1i – Preto: GND
- 2i- vermelho: Alimentação do sistema *eLogger*.

4.2.5 Instalação dos sensores de temperatura

O sistema *eLogger* pode fazer a leitura de até 8 sensores do tipo TMP 275. Estes sensores possuem conversor analógico para digital interno e a leitura dos dados se dá de forma digital. Para o correto funcionamento dos sensores é necessário prover sinais de alimentação, terra,

clock serial a dados serial. O cabo de comunicação e alimentação dos sensores deve ser instalado como mostra a Figura 33.

4.2.6 Consumo de Energia

O sistema de aquisição *eLogger* consome cerca de 140mA hora. Para o uso do mesmo em locais remotos recomenda-se o uso de baterias automotivas de 12 V. A capacidade da bateria determina o tempo de vida útil do equipamento como mostra a Tabela 10:

Tabela 10: Autonomia do *eLogger* versus capacidade da bateria

Capacidade da bateria (AH)	Dias de funcionamento do sistema (dias)
40	11
50	14
75	22

4.2.7 Atualização do firmware

Para a reprogramação do sistema é necessário ter o software de desenvolvimento para software embarcado Paradigm C++. Uma vez que um novo programa for gerado deve-se realizar o seguinte procedimento:

- Abrir a caixa do *eLogger*;
- Remover o *jumper* J2;
- Abrir o software Hiper terminal configurado para 19200 bps, 8 bits de dados, sem paridade e 1 bit de parada;
- Conectar a porta serial 1 do sistema *eLogger* a porta sendo utilizada para esta comunicação;
- Digitar o comando GFA000;
- Instalar o *jumper* J2;
- Reiniciar o sistema;
- Abrir a ferramenta Paradigm e fazer o download do programa. Nota-se que o programa Paradigm tem que estar configurado para usar a porta serial com velocidade de 115200, 8 bits de dados, sem paridade e 1 bit de parada;
- Desligar o sistema e retirar o *jumper* J2;
- Ligar o sistema e usando o hiper terminal executar o comando G10000;
- Instalar o *jumper* J2, fechar a caixa e usar o sistema normalmente a partir de então.

4.3 INSTALAÇÃO EM CAMPO DO SISTEMA DE AQUISIÇÃO DE TEMPERATURAS

O sistema de aquisição eLogger desenvolvido nesta pesquisa para coleta de dados de temperatura foi instalado no bordo do acostamento externo localizado no km 17+000 da Pista Sul da BR-290/RS. Foram instalados 4 sensores, ficando dois (sensores 5 e 6) localizados no centro da camada de CBUQ e os outros dois (sensores 7 e 8) localizados entre a camada da base e a camada de CBUQ. O equipamento foi conectado a uma fonte com entrada de 220V e saída de 9V ficando acoplado em uma caixa de PVC vedada, a qual foi colocada dentro de uma bombona que ficou enterrada com a intenção de evitar problemas de furto do equipamento. O processo de instalação do sistema de aquisição eLogger para medidas de temperatura pode ser observado nas fotos abaixo:



Figura 34: Adequações elétricas e abertura do pavimento para instalação do sistema de aquisição eLogger desenvolvido nesta pesquisa.



Figura 35: Adequações elétricas e abertura do pavimento para instalação do sistema de aquisição eLogger desenvolvido nesta pesquisa.



Figura 36: Abertura do pavimento e do local para implantação da bombona para instalação do sistema de aquisição eLogger desenvolvido nesta pesquisa.



Figura 37: Abertura do pavimento e do local para implantação da bombona para instalação do sistema de aquisição eLogger desenvolvido nesta pesquisa.



Figura 38: Abertura do pavimento e do local para implantação da bombona para instalação do sistema de aquisição eLogger desenvolvido nesta pesquisa.



Figura 39: Sistema de aquisição eLogger desenvolvido nesta pesquisa.



Figura 40: Equipamentos empregados na instalação do sistema de aquisição eLogger desenvolvido nesta pesquisa.



Figura 41: Perfuração da camada de CBUQ para instalação dos sensores.



Figura 42: Perfuração da camada de CBUQ para instalação dos sensores.



Figura 43: Perfuração da camada de CBUQ para instalação dos sensores.



Figura 44: Instalação dos sensores na camada de CBUQ.



Figura 45: Adequação e instalação dos sensores na camada de base.



Figura 46: Adequação e instalação dos sensores na camada de base.



Figura 47: Acabamento final na instalação dos sensores no pavimento asfáltico.



Figura 48: Acabamento final na instalação dos sensores no pavimento asfáltico.



Figura 49: Adequações para a instalação do sistema de aquisição eLogger desenvolvido nesta pesquisa.



Figura 50: Adequações para a instalação do sistema de aquisição eLogger desenvolvido nesta pesquisa.



Figura 51: Montagem do sistema de aquisição eLogger equipamento desenvolvido nesta pesquisa.



Figura 52: Montagem do sistema de aquisição eLogger equipamento desenvolvido nesta pesquisa.



Figura 53: Montagem do sistema de aquisição eLogger dentro de um recipiente – bombona – para evitar infiltração de água.



Figura 54: Montagem do sistema de aquisição eLogger.

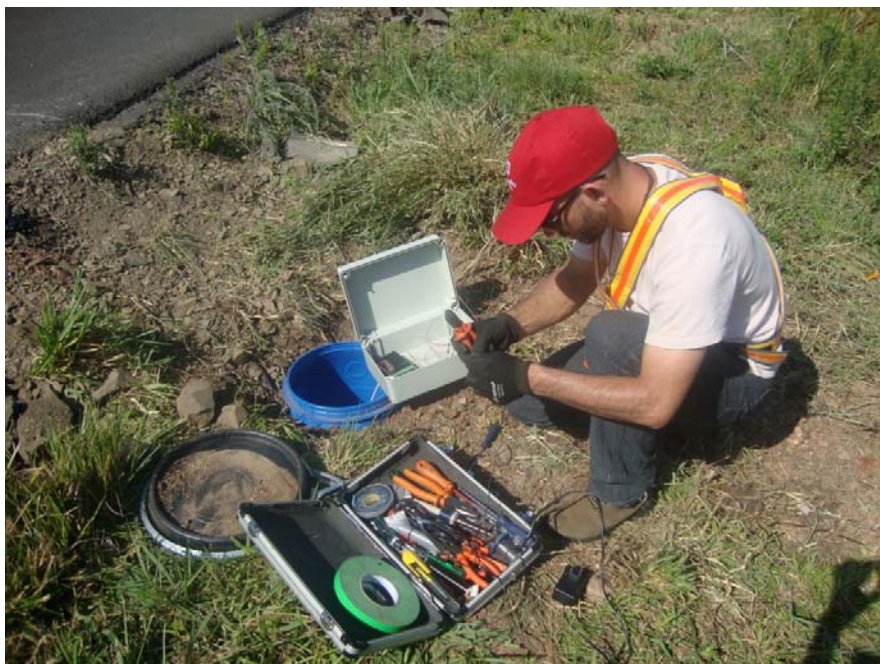


Figura 55: Montagem do sistema de aquisição eLogger.



Figura 56: Ligação, em campo, do equipamento do sistema de aquisição eLogger



Figura 57: Adequações do sistema de aquisição eLogger.



Figura 58: Equipamento do sistema de aquisição eLogger instalado em campo.



Figura 59: Conclusão dos trabalhos de instalação do sistema de aquisição eLogger.

4.4 DADOS DO EQUIPAMENTO DE AQUISIÇÃO OBTIDOS EM CAMPO

Apos a instalação do sistema de aquisição de temperaturas em campo, foram coletados dados de temperaturas nos pontos onde foram posicionados os sensores dentro da camada de revestimento. Como teste do equipamento, procurou-se executar leituras durante um período logo, isto é, maior que um dia, de modo a se obter o gradiente de temperatura dos pontos monitorados ao longo do tempo, possibilitando a comparação com dados medidos em trabalhos acadêmicos que abordam o mesmo tema.

Uma das leituras executadas compreendeu o intervalo de dois dias. O intervalo entre leituras foi de 10 minutos. A Figura 60 mostra as leituras dos sensores 5, 6, 7 e 8 ao longo do tempo, é horas, contadas a partir da hora da primeira leitura:

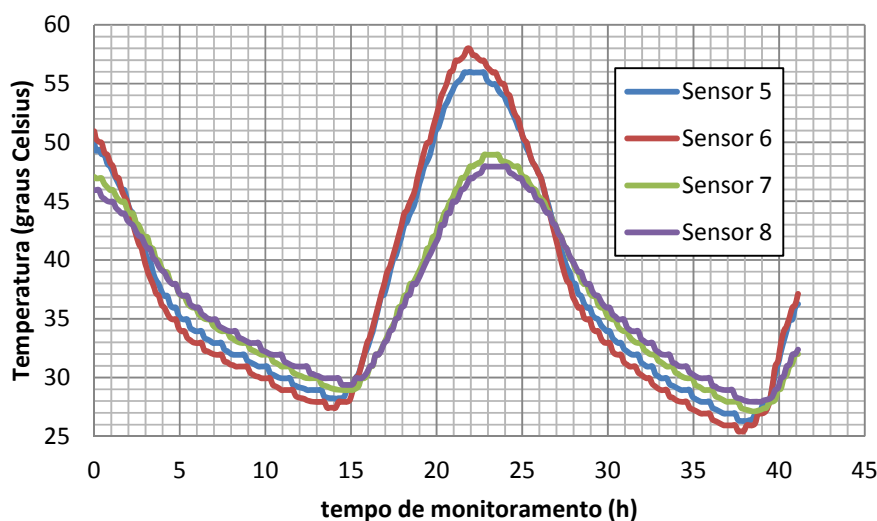


Figura 60: Monitoramento de temperatura na estaca 18+000 da Pista Sul para o intervalo de dois dias.

Na Figura 60 é possível ver uma variação oscilante das temperaturas dos sensores ao longo do tempo, no qual a variação mais evidente é a dos sensores 5 e 6, mais próximos da superfície do pavimento. Tal variação foi o resultado esperado e serviu como fator qualitativo para o bom funcionamento do equipamento. Além disto, a mesma observação com relação ao comportamento da temperatura foi observada em pesquisas relativo ao mesmo tópico, como Minhoto *et al.* (2006), cujos resultados são vistos nas Figuras 28 e 29. Na Figura 60 também se nota que para algumas horas após o pico de temperatura para os sensores 5 e 6, a temperatura dos sensores 7 e 8 é maior. Tal fato ocorre no período de medições entre as 18h até as 7h do dia seguinte. A Figura 61 mostra a diferença de temperaturas medidas entre a média dos sensores 5 e 6 e a média dos sensores 7 e 8.

Os pontos de menor temperatura para os sensores 5 e 6 foram atingidos entre 5:30 e 6 horas de ambos os dias com dados coletados, com temperatura variando entre 25 a 27 graus Celsius. Os pontos de maior temperatura foram atingidos entre 14h e 14:30 do dia 1 da amostra coletada, com valores na ordem dos 56 graus Celsius. Tais valores certamente não coincidem com os valores extremos de temperatura ambiente, além de que os picos de ambas as temperaturas não ocorrem no mesmo tempo, o que ressalta a importância da medida das temperaturas no interior do revestimento asfáltico visando uma boa modelagem do mesmo.

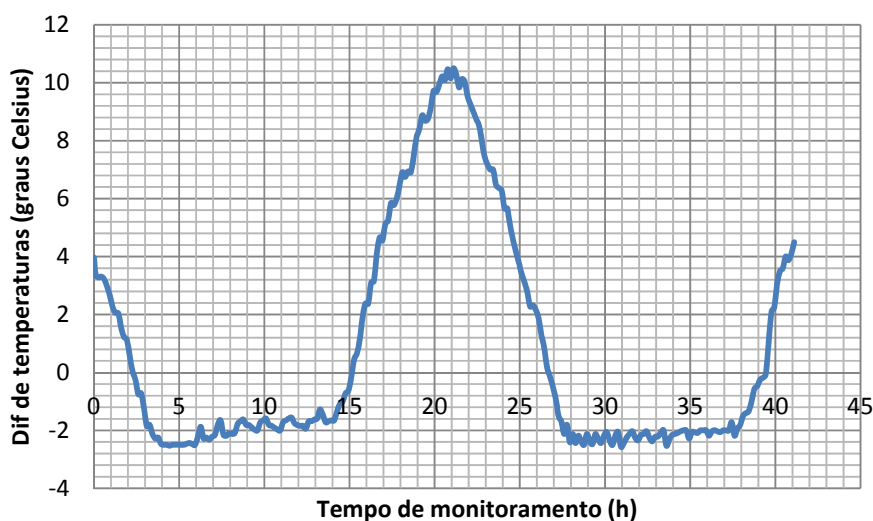


Figura 61: Diferença de temperaturas medidas pelo sistema de aquisição entre o ponto central e a base do revestimento

4.5 USO DO SISTEMA DE AQUISIÇÃO DE DADOS

Embora os dados medidos com o sistema de aquisição de temperaturas forneçam uma base realista e confiável do campo de temperatura no interior do revestimento asfáltico, a sua utilização, ainda é bastante restrita. Tal restrição tem fatores ligados a aplicabilidade dos dados nos modelos discutidos no capítulo de revisão bibliográfica. A seguir, são discutidos alguns destes fatores:

- **Histórico de dados:** Devido ao curto período da pesquisa - para efeitos de monitoramento de temperatura que requer grandes séries históricas - não foi possível construir um histórico de dados ao longo de uma parcela importante do ciclo de vida de um pavimento. Apesar de grande relevância dos dados coletados, estes podem ser empregados em modelos de previsão de desempenho da Concessionária responsável pela rodovia e/ou em pesquisas futuras sobre o tema; são necessários anos de dados coletados para que se tenha séries grandes o suficiente para dados mais representativos.
- **Gradiente de temperaturas:** o equipamento apenas fornece temperaturas do ponto central até a base do revestimento asfáltico. A temperatura da superfície do pavimento não é fornecida pelo sistema, assim não sendo possível obter o gradiente de temperaturas ao longo de toda a camada. Assim, sugere-se como pesquisa futura a inclusão de sensores que captem a temperatura no ponto, ou uso de estações climáticas a serem instaladas.
- **Relação entre temperatura do ar e da superfície do pavimento:** O problema da temperatura na superfície do pavimento poderia, a princípio, ser resolvido com a medida

da temperatura ambiente. Entretanto, a relação entre a temperatura ambiente e a da superfície do pavimento é dada por modelos complexo de fluxo de energia, como visto em 3.3. Tal modelo envolve variáveis meteorológicas do qual devem ser obtidas em função de cada região. As constantes dos modelos fornecidos em 3.3 se adéquam a realidade da região no qual tais modelos foram calibrados. Assim, sugere-se como pesquisa futura calibrar os mesmos modelos para localidade onde se situa a rodovia de interesse do presente trabalho;

- Número de pontos de monitoramento: Como foi descrito em 4.3, o sistema de aquisição foi instalado apenas em um ponto da rodovia. Dado o fato que os trechos homogêneos dos projetos rodoviários são baseados em dados de várias seções (ou estacas) onde dados são coletados, a hipótese que poderia ser assumida é que o ponto de medição de temperaturas é representativo de todo o trecho. Tal hipótese pode causar erros nos modelos, em função da variação da espessura da camada asfáltica e mesmo da variação espacial da temperatura. Sendo assim, seria aconselhável um maior número de seções de monitoramento do equipamento futuramente, o que apesar de ideal leva naturalmente a investimentos bastante maiores.

5 EXTRAÇÃO DOS PARÂMETROS CONSTITUTIVOS DA MISTURA ASFÁLTICA

Para início do desenvolvimento de um modelo racional de desempenho de pavimentos flexíveis baseado nos conceitos da Mecânica, se faz necessário entender e modelar o comportamento dos materiais que compõem a estrutura. O entendimento do comportamento do material faz com que a lei constitutiva adequada seja escolhida para o mesmo, no qual a modelagem se dá em função da determinação dos parâmetros constitutivos.

Como as misturas asfálticas é um material que, dentro do regime de pequenas deformações, pode ser considerado como viscoelástico, sendo este fato exaltado por inúmeras pesquisas nacionais e internacionais, os parâmetros constitutivos do presente trabalho tem base na Teoria da Viscoelasticidade. Ou seja, buscar-se-á a obtenção de curvas de fluência e módulos de relaxação do material em questão.

Quanto ao comportamento do material no regime não-linear, no caso aplicável ao comportamento a fadiga, a lei constitutiva empregada no presente trabalho se refere a Teoria do Potencial de Trabalho de Schapery (1990). Tal modelo é também muito aplicado e reconhecido em pesquisas internacionais, principalmente.

A extração dos parâmetros constitutivos da mistura asfáltica representativa da rodovia estudada é o tópico da terceira etapa de atividades da presente pesquisa. No presente relatório, tal modelagem é compilada no corrente capítulo 5, onde serão discutidos os itens a seguir:

- Caracterização da mistura asfáltica utilizada na modelagem;
- Uma breve descrição os ensaios de laboratório feitos para a análise;
- O tratamento dos dados extraídos nos ensaios para serem empregados no modelo;
- Os fundamentos, a modelagem e o método de extração das propriedades constitutivas das misturas asfálticas no regime visco elástico linear;
- A obtenção da curva de fadiga de laboratório da mistura asfáltica, com a dedução do modelo que a gerou.

5.1 CARACTERIZAÇÃO DA MISTURA ASFÁLTICA

Nas tabelas e Figuras apresentadas na sequência, é vista a caracterização da mistura asfáltica empregada na modelagem descrita no presente capítulo, representativa dos trechos de análise do projeto de pesquisa.

Tabela 11: Composição dos materiais da mistura

Procedência	Natureza	Materiais	Composição da Mistura		Tolerância (%)
			Seca	Asfáltica	
PEDREIRA TRS STº ANTº DA PATRULHA	BASALTO	BRITA 3/4"	25,0	23,8	
PEDREIRA TRS STº ANTº DA PATRULHA	BASALTO	PEDRISCO 3/8"	35,0	33,3	
PEDREIRA TRS STº ANTº DA PATRULHA	BASALTO	PÓ 3/16 AO FUNDO	40,0	38,0	
		CAL CH-1	0,0	0,0	
COMPASA DO BRASIL	PETRÓLEO	COMPAFLEX AMP SBS 60/85		4,9	± 0,3

Tabela 12: Propriedades finais da mistura asfáltica

Métodos	Ensaio	Unidade	Valores Especificados		Resultados
			Mínimo	Máximo	
DNER ME 043	TEOR DE LIGANTE DE PROJETO	%	-	-	4,9
DNER ME 043	VOLUME DE VAZIOS - VV	%	3,0	5,0	4,3
DNER ME 043	RELAÇÃO BETUME/VAZIOS - RBV	%	75,0	82,0	73,5
DNER ME 043	VAZIOS DO AGREGADO MINERAL - VAM	%	15,0	-	16,15
ABNT/NBR 15619	DENSIDADE MÁXIMA MEDIDA (RICE)	-	-	-	2,535
DNER ME 043	DENSIDADE APARENTE	-	-	-	2,423
DNER ME 043	ESTABILIDADE, 60°C	kgf	500,0	-	1578,2
DNER ME 138	RESISTÊNCIA A TRAÇÃO A 25 °C	MPa	0,65	-	1,650
DNER ME 043	FLUÊNCIA, 60°C	mm	2,0	4,0	2,28
INSTITUTO/ASFALTO	RELAÇÃO FILER/BETUME	-	0,8	1,6	1,2
NBR - 15617	DANO POR UMIDADE INDUZIDA - RRT, 7 à 8% VV	%	70,0	-	78,7

Tabela 13: Caracterização do ligante asfáltico

Métodos	Ensaio	Unidade	Valores Especificados		Resultados
			Mínimo	Máximo	
NBR-6576	PENETRAÇÃO (100g, 5s, 25 °C)	0,1 mm	40,0	70,0	56,0
NBR-6560	PONTO DE AMOLECIMENTO	°C	60,0	-	63,5
NBR-11341	PONTO DE FULGOR	°C	235,0	-	298,0
NBR-15184	VISC. BROOKFIELD A 135 °C, SP21, 20 RPM	cP	-	3000,0	1070,0
NBR-15184	VISC. BROOKFIELD A 150 °C, SP21, 50 RPM	cP	-	2000,0	542,0
NBR-15184	VISC. BROOKFIELD A 177 °C, SP21, 100 RPM	cP	-	1000,0	199,0
NBR-15166	ESTABILIDADE A ESTOCAGEM	°C	-	5,0	2,0
NBR-15086	RECUPERAÇÃO ELÁSTICA A 25°C, 20 CM	%	85,0	-	87,0
Ensaio no resíduo do RTFOT					
NBR-15235	VARIAÇÃO EM MASSA	%	-	1,0	0,1
NBR 6560	AUMENTO DO PONTO DE AMOLECIMENTO	°C	-	7,0	4,0
NBR 6560	REDUÇÃO DO PONTO DE AMOLECIMENTO	°C	-	5,0	0,0
NBR-6576	PENETRAÇÃO ORIGINAL	%	60,0	-	64,3
NBR 15086	RECUPERAÇÃO ELÁSTICA ORIGINAL A 25 °C	%	80,0	-	91,0
	DENSIDADE RELATIVA A 20/4 °C	-	-	-	1,011

Tabela 14: Viscosidade do ligante asfáltico

Temperatura (°C)	Viscosidade (SSF)
135	494,9
150	250,7
177	92,0

Características	Faixas de Viscosidade (SSF)	Faixas de Temperatura (°C)
MISTURA	110 - 140	165 - 172
COMPACTAÇÃO	170 - 210	155 - 160

Tabela 15: Caracterização dos agregados

Métodos		Ensaio		Unidade	Valores Especificados		Resultados
					Mínimo	Máximo	
DNER ME 035		ABRASÃO LOS ANGELES		%	-	55,0	12,0
DNER ME 054		EQUIVALENTE DE AREIA, EM PESO		%	55,0	-	63,2
DNER ME 089		DURABILIDADE MATERIAL GRAU D		%	-	12,0	0,6
DNER ME 089		DURABILIDADE MATERIAL MIÚDO		%	-	15,0	1,3
DER/PR		LAMELARIDADE		%	-	25,0	18,3
NBR 14329		ADESIVIDADE		%	90,00	-	> 95,0
DNER ME 055		IMPUREZAS ORGÂNICAS MAT. MIÚDO		ppm	-	300,0	< 300,0
DNER ME 086		ÍNDICE DE FORMA		%	0,5	-	0,7

Peneiras	% Retida	Densidade dos Agregados			Absorção	Densidade da Mistura de Agregados	
		Real	Aparente	Efetiva	Água	Ensaio	Resultados
3/4" - #10	72,50	2,830	2,725	2,778	1,357	DENSIDADE REAL	2,824
#10 - #200	21,80	2,817			Asfalto	DENSIDADE APARENTE	2,748
PASS. #200	5,7	2,780			0,002	DENSIDADE EFETIVA MÉDIA	2,786
						DENSIDADE EFETIVA (RICE)	2,748

Tabela 16: Composição granulométrica da mistura

Peneira		Porcentagem passando em peso			
		Composição da Mistura			
		25,0	35,0	40,0	0,0
N°	Abertura	BRITA 3/4"	PEDRISCO 3/8"	PÓ 3/16 AO FUNDO	CAL CH-1
3/4"	19,10 mm	25,0	35,0	40,0	0,0
1/2"	12,70 mm	12,7	35,0	40,0	0,0
3/8"	9,52 mm	4,8	34,8	40,0	0,0
#4	4,76 mm	0,7	6,9	39,5	0,0
#10	2,00 mm	0,7	0,9	25,9	0,0
#40	0,42 mm	0,7	0,8	10,5	0,0
#80	0,18 mm	0,6	0,8	6,7	0,0
#200	0,07 mm	0,6	0,8	4,3	0,0

Peneira		Graduação da Mistura (%)	Faixa C DNIT 031/06-ES (%)		Faixa de Trabalho (%)		Tolerância (%)	
N°	Abertura		Limite Min.	Limite Max.	Limite Min.	Limite Max.	Limite Min.	Limite Max.
3/4"	19,10 mm	100,00	100,0	100,0	100,0	100,0	-7,0%	7,0%
1/2"	12,70 mm	87,70	80,0	100,0	80,7	94,7	-7,0%	7,0%
3/8"	9,52 mm	79,60	70,0	90,0	72,6	86,6	-7,0%	7,0%
#4	4,76 mm	47,10	44,0	72,0	44,0	52,1	-5,0%	5,0%
#10	2,00 mm	27,50	22,0	50,0	22,5	32,5	-5,0%	5,0%
#40	0,42 mm	12,00	8,0	26,0	8,0	17,0	-5,0%	5,0%
#80	0,18 mm	8,10	4,0	16,0	5,1	11,1	-3,0%	3,0%
#200	0,07 mm	5,70	2,0	10,0	3,7	7,7	-2,0%	2,0%

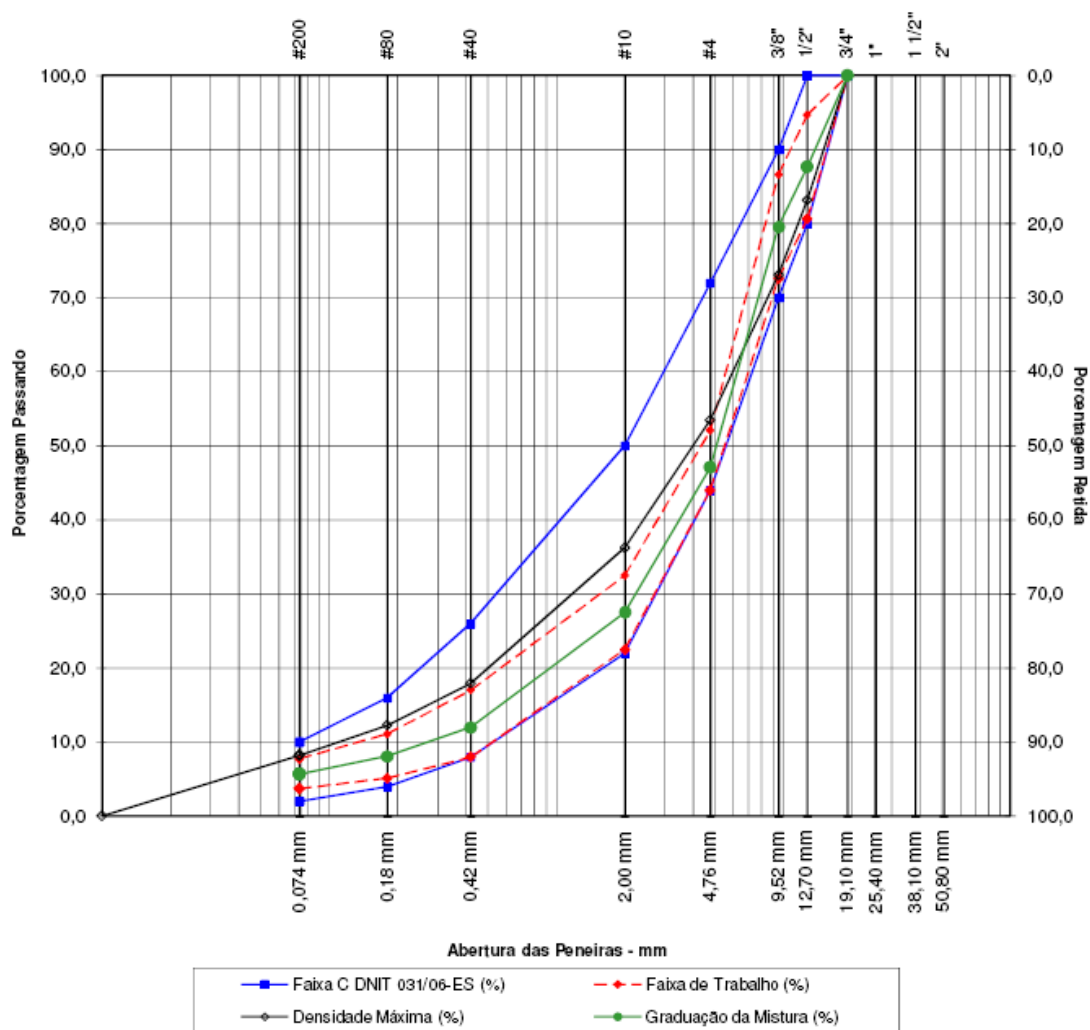


Figura 62: Composição granulométrica da mistura asfáltica

5.2 ENSAIOS PARA OBTENÇÃO DAS PROPRIEDADES VISCOELÁSTICAS NO REGIME LINEAR

Para obtenção das propriedades constitutivas do material em questão, foram executados ensaios de compressão diametral sob cargas cíclicas, conforme preconiza a norma DNIT 134/2010 - ME, adaptadas pelo protocolo 1-28A do NCHRP de 2004. Foram medidos deslocamentos perpendiculares ao sentido de aplicação da carga cíclica, considerando toda a extensão do diâmetro do corpo-de-prova. Foram lidos os valores de carga e deslocamentos dos ciclos 50 a 54, 60 a 64 e 70 a 74 do ensaio, porém foram apenas utilizados os ciclos 70 a 74 dos ensaios, pelo fato dos corpos de prova estarem mais bem condicionados. Os ensaios

foram feitos a temperatura de 25°C. As amostras foram separadas em sete lotes, diferenciados pela sua data de ensaio, embora fossem compostos do mesmo material. As datas que denominam os lotes são 09/07, 12/07, 23/07, 25/07, 29/07, 11/08 e 12/08. Cada lote era composto por três corpos de prova, no qual um deles foi utilizado para a determinação da resistência a tração sob compressão diametral. Os outros dois foram ensaiados de duas formas: determinado um diâmetro qualquer do corpo de prova, primeiramente a carga foi aplicada no sentido deste diâmetro e, em um segundo ensaio, o mesmo corpo de prova era ensaiado aplicando-se carga perpendicularmente a este diâmetro. Sendo assim, cada lote resultou em quatro resultados de ensaios, em um total de 28 ensaios.

5.3 TRATAMENTO DOS DADOS DO ENSAIO

O sistema de aquisição de dados do ensaio de compressão diametral adquire os dados de forma discreta em intervalos de 0,005 s. Os dados são fornecidos com a interferência de ruídos que aparecem quando a magnitude dos dados é pequena, essencialmente na medida da carga aplicada. Os detalhes do equipamento estão descritos em Brito (2006). Para contornar estes problemas, adotaram-se os procedimentos na sequência (explicações mais detalhadas sobre este procedimento são vistas em Theisen, 2006).

5.3.1 Pulsos de carga

Os dados provenientes da leitura da magnitude da carga cíclica, antes de serem introduzidos no modelo, sofreram o seguinte tratamento:

- Conversão de unidade dos dados: Os dados experimentais são adquiridos em N, no qual a conversão foi feita para kN;
- Eliminação de ruídos: Considerou-se como ruído qualquer medida que estivesse com valor menor que 7,5% do valor de pico dos pulsos de carga. A escolha deste percentual deu-se devido ao fato de que o tempo de aplicação de carga se enquadrava nos 0,1 s nos ensaios utilizados nas calibrações do modelos.

Um exemplo do tratamento dos dados relativos à carga é visto na Figura 63:

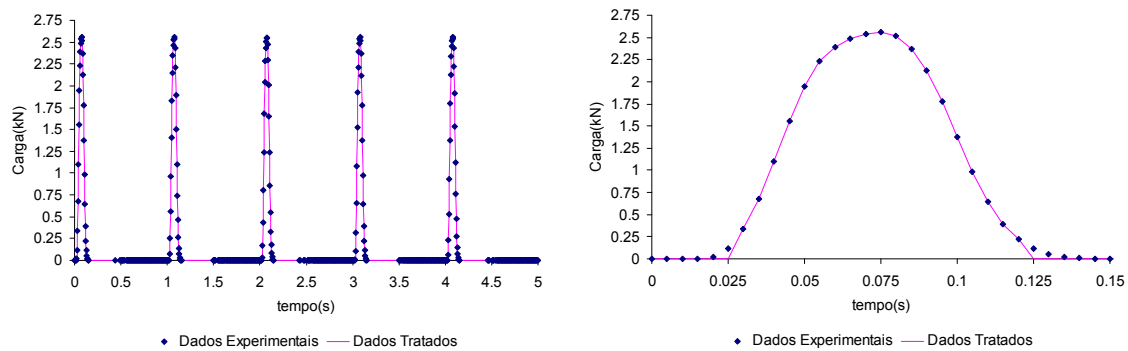


Figura 63: Exemplo de tratamento de dados relativos à magnitude da carga

Após a eliminação dos ruídos, os dados tratados foram ajustados de forma a obter uma curva contínua referente aos dados de carga, denominada de $P(t)$. O ajuste mais adequado foi utilizando um polinômio de quarta ordem, conforme a equação 146:

$$P(t) = \sum_{i=0}^4 c_i t^i \quad (146)$$

onde os c_i são constantes obtidas no ajuste numérico dos dados. Desta maneira, depois da eliminação dos ruídos dos pulsos de carga referentes aos ciclos 70 a 74, foi feita uma média dos valores dos referidos pulsos, onde se obteve um pulso de carga único para os dados utilizados, cujas constantes c_i são vistas na Tabela 17. As constantes vistas na tabela são validas para o intervalo de 0 a 0,1s.

Tabela 17: Constantes c_i para os pulsos de carga ajustados

Data	$c_0(\text{kN})$	$c_1(\text{KN/s})$	$c_2(\text{kN/s}^2)$	$c_3(\text{kN/s}^3)$	$c_4(\text{kN/s}^4)$	R^2
09/07	0	49.1746	1305.877	-37329.7	193732.4	0.9969
11/08	0	37.6591	1052.956	-30030.0	157410.4	0.9966
12/07	0	40.7195	1346.321	-37210.5	196961.3	0.9969
12/08	0	60.4869	1066.852	-36223.6	195231.6	0.9969
23/07	0	50.8892	1001.368	-33107.2	180112.1	0.9968
25/07	0	56.8275	1051.664	-34861.9	186754.1	0.9968
29/07	0	46.8139	1533.550	-42108.5	221159.5	0.9971

5.3.2 Deslocamentos

Como dado do ensaio, era fornecido não o deslocamento absoluto necessário para as modelagens, mas sim o deslocamento do transdutor de deslocamento posicionado no corpo de prova. Para obtenção do deslocamento absoluto, foi necessário apenas subtrair das leituras o deslocamento inicial do transdutor.

Após o processo acima, executou-se a média dos deslocamentos dos quatro ensaios de um lote. Tal procedimento assume que o material seja isotrópico, isto é, as propriedades constitutivas não dependem da direção no espaço. Assim, cada lote resultou em um conjunto de deslocamentos experimentais, no qual foram extraídas as propriedades constitutivas viscoelásticas, segundo o procedimento explicado na sequência.

5.4 OBTENÇÃO DOS PARÂMETROS CONSTITUTIVOS NO REGIME VISCOELÁSTICO LINEAR

Como foi medido apenas um deslocamento nos ensaios de compressão diametral, foi possível apenas extrair uma das duas propriedades constitutivas possíveis, assumindo-se o material como isotrópico. A propriedade constitutiva extraída foi a curva de fluência $D(t)$, enquanto que a propriedade constitutiva arbitrada foi o coeficiente de Poisson. O coeficiente de Poisson foi assumido como 0,3; valor sugerido pela norma ASTM D4123 (1995) para a temperatura no qual foram executados os ensaios (25°C). Segundo Theisen (2011), a curva de fluência $D(t)$ é o parâmetro constitutivo viscoelástico mais extraído de misturas asfálticas juntamente com o módulo dinâmico. Seu uso se deve, entre outras causas, à facilidade de obtenção em experimentos, podendo ser obtida em ensaio de compressão simples, medindo-se deslocamentos axiais no tempo em um corpo-de-prova cilíndrico.

A metodologia descrita a seguir tem como base o deslocamento em função do tempo, denominado de $\Delta U_{2R}(t)$, obtido através da aplicação do Princípio da Correspondência Elasto-viscoelástica na solução elástica de Hondros (1959), resultando na equação 147:

$$\Delta U_{2R}(t) = \frac{(0,27 + \nu)}{h} \int_0^t D(t - t') \frac{\partial P(t')}{\partial t'} dt' \quad (147)$$

5.4.1 Hipóteses adotadas e metodologia de obtenção

A primeira simplificação feita se refere ao número de termos da série de Prony utilizada para modelar a função $D(t)$. Theisen (2006) mostra que uma série de Prony com 3 termos viscoelásticos é suficiente para obtenção de bons ajustes do comportamento das curvas carga-deslocamento nos ensaios de módulo de resiliência, tanto para deslocamentos horizontais e verticais. Porém, a magnitude das compliâncias D_i das curvas de fluência obtidas pelo autor não mostravam se parcelas com maior tempo de retardação com relação aos encontrados na ocasião teriam significância no deslocamento total medido.

Com vistas a responder a questão acima, foi tentando o ajuste das curvas experimentais de forma a obter o número mínimo de termos da série de Prony onde se atingisse constantes D_i que demonstrasse a pouca significância da referida parcela viscoelástica do deslocamento total. Assim, chegou-se a conclusão que 5 parcelas viscoelásticas fariam que os deslocamentos referentes a constante D_5 (quinta parcela viscoelástica) fossem, no mínimo, 2 ordens de grandeza menor que as outras, de modo que 5, 6 ou mais parcelas viscoelásticas não contribuíssem significativamente ao ajuste dos dados experimentais. Desta maneira, a função $D(t)$ foi modelada conforme a equação 148:

$$D(t - t') = D_0 + \sum_{i=1}^5 D_i \left(1 - e^{-\frac{t-t'}{\tau_i}} \right) \quad (148)$$

Desta maneira, o deslocamento de interesse é obtido substituindo-se as equações 148 e 146 (polinômio $P(t)$ representativo da carga) na equação 147, obtendo-se a equação 149:

$$\Delta U_{2R}(t) = \frac{(0,27 + \nu)}{h} \left[D_0 P(t) + \sum_{i=1}^5 D_i \Phi_i(t) \right] \quad (149)$$

Onde:

$$\Phi_i(t) = \sum_{j=1}^4 j c_j \int_0^t \left(1 - e^{-\frac{t-t'}{\tau_i}}\right) (t')^{j-1} dt' \quad (150)$$

As equações 149 e 150 são válidas para o trecho em carga do ensaio. Para o trecho descarregado, é válida a equação 151:

$$\Delta U_{2R}(t) = \sum_{i=1}^5 \Delta U_{2R_i}(0,1 s) e^{-\frac{0,1 s-t}{\tau_i}} \quad (151)$$

onde $\Delta U_{2R_i}(0,1 s)$ é o deslocamento obtido a 0,1 s (final da carga), considerando-se apenas a parcela viscoelástica i da série de Prony.

Para obtenção das constantes D_i (i variando de 0 a 5) vistas na equação 148, utilizou-se o método dos mínimos quadráticos. Fazendo ΔU_{exp} os deslocamentos medidos experimentalmente, as constantes D_i foram determinadas com o uso do sistema de equações expresso pela equação 152:

$$\frac{(0,27 + \nu)}{h} \begin{bmatrix} \underline{M_{\Phi}} + \underline{M_{P=0}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} D_0 \\ D_1 \\ D_2 \\ D_3 \\ D_4 \\ D_5 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \underline{N_{\Phi}} + \underline{N_{P=0}} \end{bmatrix} \quad (152)$$

onde $\underline{M_{\Phi}}$ e $\underline{M_{P=0}}$ são matrizes em função de $P(t)$ e das funções $\Phi_i(t)$. $\underline{N_{\Phi}} + \underline{N_{P=0}}$ são vetores em função de $P(t)$, das funções $\Phi_i(t)$ e dos deslocamentos experimentais ΔU_{exp} . O sub-índice Φ nas matrizes e vetores descritos faz referência ao trecho sob carga, enquanto que o sub-índice $P=0$ se refere ao trecho descarregado. Fazendo $P(t) = \Phi_0(t)$, os termos ij das matrizes e vetores vistos na equação 152 são obtidos conforme as equações 153 a 156:

$$M_{\Phi_{ij}} = \sum \Phi_{i-1}(t) \Phi_{j-1}(t) \quad (153)$$

$$M_{P=0_{ij}} = \sum \Phi_{i-1}(0,1 s) e^{\frac{0,1 s-t}{\tau_i}} \Phi_{j-1}(0,1 s) e^{\frac{0,1 s-t}{\tau_j}} \quad (154)$$

$$N_{\Phi_i} = \sum \Phi_{i-1}(t) \Delta U_{exp} \quad (155)$$

$$N_{P=0_i} = \sum \Phi_{i-1}(0,1 s) e^{\frac{0,1 s-t}{\tau_i}} \Delta U_{exp} \quad (156)$$

Os somatórios vistos nas equações 153 a 156 se referem ao cálculo das funções em cada um dos instantes de tempo e após a soma dos valores resultantes. Para a obtenção do vetor com as constantes D_i , Theisen (2011) deduziu um processo iterativo, onde são arbitrados os tempos de retardação τ_i de forma a obter o menor erro quadrático da curva ajustada com relação aos dados experimentais. A relação entre os tempos de retardação é dada por uma constante q_τ , como mostrado na equação 157:

$$\tau_i = \tau_1 (q_\tau)^{i-1} \quad (157)$$

Assim, o processo iterativo se reduz ao arbítrio de duas constantes apenas (τ_1 e q_τ), não havendo necessidade do arbítrio de 5 tempos de retardação independentes. Em etapas, o processo iterativo consiste no seguinte:

- Arbítrio de um intervalo de constantes τ_1 e q_τ , cujo intervalo para τ_1 é definido por dois valores limites denominados de τ_{1min} e τ_{1max} . O mesmo é feito para a constante q_τ , onde são definidos $q_{\tau min}$ e $q_{\tau max}$;
- Definição de uma matriz de valores de τ_1 e q_τ , denominada ARB, de ordem $n \times n$, onde são armazenados os valores de τ_1 e q_τ a serem arbitrados, conforme a equação 158:

$$ARB_{ij} = \left[\tau_{1min} + \frac{(\tau_{1max} - \tau_{1min})}{n-1} (i-1), q_{\tau min} + \frac{(q_{\tau max} - q_{\tau min})}{n-1} (j-1) \right] \quad (158)$$

- Obtenção da matriz de valores de erro quadrático, da mesma dimensão da matriz ARB;
- Localização do termo ij da matriz de erros quadráticos cujo valor é mínimo, determinado assim i_{min} e j_{min} ;
- Determinação de novo intervalo de constantes τ_1 e q_τ em função de i_{min} e j_{min} , conforme as equações 159 e 160:

$$\tau_{1min} + \frac{(\tau_{1max} - \tau_{1min})}{n-1} (i_{min} - 2) \leq \tau_1 \leq \tau_{1min} + \frac{(\tau_{1max} - \tau_{1min})}{n-1} i_{min} \quad (159)$$

$$q_{\tau min} + \frac{(q_{\tau max} - q_{\tau min})}{n-1} (j_{min} - 2) \leq q_\tau \leq q_{\tau min} + \frac{(q_{\tau max} - q_{\tau min})}{n-1} j_{min} \quad (160)$$

O processo iterativo descrito acima é repetido até a convergência segundo um determinado critério adotado. No caso, adotou-se como critério a igualdade de valores de $q_{\tau min}$ e $q_{\tau max}$ considerando a sexta casa decimal. Observou-se que também pode se adotar como critério de convergência a permanência do valor do erro quadrático mínimo no termo central da matriz de mínimo quadrático ao longo das interações, pelo fato do intervalo de valores ir gradativamente “cercando” os valores de τ_1 e q_τ que retornam o mínimo erro quadrático.

5.4.2 Resultados obtidos

A aplicação do procedimento descrito em 5.4.1 resultou nas funções $D(t)$ vistas na Tabela 18:

Tabela 18: Constantes D_i e τ_i obtidas para $D(t)$ em função da data dos corpos de prova

Data	09/07	11/08	12/07	12/08	23/07	25/07	29/07
$D_0(\text{MPa}^{-1})$	$6.910 \cdot 10^{-6}$	$7.430 \cdot 10^{-6}$	$4.916 \cdot 10^{-6}$	$7.728 \cdot 10^{-6}$	$9.888 \cdot 10^{-6}$	$1.673 \cdot 10^{-5}$	$8.583 \cdot 10^{-6}$
$D_1(\text{MPa}^{-1})$	$3.834 \cdot 10^{-7}$	$1.420 \cdot 10^{-6}$	$1.470 \cdot 10^{-7}$	$4.725 \cdot 10^{-8}$	$4.642 \cdot 10^{-7}$	$3.687 \cdot 10^{-9}$	$2.461 \cdot 10^{-7}$
$D_2(\text{MPa}^{-1})$	$1.874 \cdot 10^{-4}$	$2.459 \cdot 10^{-4}$	$1.859 \cdot 10^{-4}$	$1.675 \cdot 10^{-4}$	$2.503 \cdot 10^{-4}$	$1.952 \cdot 10^{-4}$	$2.258 \cdot 10^{-4}$
$D_3(\text{MPa}^{-1})$	$5.926 \cdot 10^{-4}$	$9.874 \cdot 10^{-4}$	$4.557 \cdot 10^{-4}$	$5.687 \cdot 10^{-4}$	$9.207 \cdot 10^{-4}$	$6.520 \cdot 10^{-4}$	$7.698 \cdot 10^{-4}$
$D_4(\text{MPa}^{-1})$	$7.665 \cdot 10^{-5}$	$4.936 \cdot 10^{-5}$	$4.259 \cdot 10^{-5}$	$4.097 \cdot 10^{-5}$	$5.062 \cdot 10^{-5}$	$8.411 \cdot 10^{-5}$	$9.181 \cdot 10^{-5}$
$D_5(\text{MPa}^{-1})$	$1.815 \cdot 10^{-4}$	$8.731 \cdot 10^{-4}$	$7.432 \cdot 10^{-5}$	$4.170 \cdot 10^{-5}$	$1.275 \cdot 10^{-4}$	$1.988 \cdot 10^{-4}$	$9.151 \cdot 10^{-7}$
$\tau_1(\text{s})$	$3.922 \cdot 10^{-3}$	$4.637 \cdot 10^{-3}$	$4.208 \cdot 10^{-3}$	$4.091 \cdot 10^{-3}$	$4.103 \cdot 10^{-3}$	$3.966 \cdot 10^{-3}$	$4.105 \cdot 10^{-3}$
$\tau_2(\text{s})$	$4.133 \cdot 10^{-2}$	$4.403 \cdot 10^{-2}$	$3.920 \cdot 10^{-2}$	$4.111 \cdot 10^{-2}$	$4.222 \cdot 10^{-2}$	$3.995 \cdot 10^{-2}$	$4.036 \cdot 10^{-2}$
$\tau_3(\text{s})$	$4.354 \cdot 10^{-1}$	$4.180 \cdot 10^{-1}$	$3.652 \cdot 10^{-1}$	$4.132 \cdot 10^{-1}$	$4.344 \cdot 10^{-1}$	$4.025 \cdot 10^{-1}$	$3.968 \cdot 10^{-1}$
$\tau_4(\text{s})$	4.588	3.969	3.402	4.153	4.471	4.054	3.901
$\tau_5(\text{s})$	$4.835 \cdot 10^1$	$3.768 \cdot 10^1$	$3.169 \cdot 10^1$	$4.174 \cdot 10^1$	$4.600 \cdot 10^1$	$4.084 \cdot 10^1$	$3.835 \cdot 10^1$
R^2	0.9978	0.9983	0.9979	0.9972	0.9978	0.9925	0.9979

Como visto na tabela 18, todos os ajustes resultaram em coeficiente de determinação (R^2) maior que 0,99; indicando que o modelo escolhido é adequado para representar o comportamento do material estudado.

Sendo o mesmo material para todos os corpos de prova ensaiados, buscou-se obter uma única curva $D(t)$ para representar o comportamento do material. Para tal, traçou-se cada uma das curvas obtidas no intervalo entre 0 e 3 s, no qual calculou-se o coeficiente de variação da média ao longo do intervalo estudado. A Figura 64 mostra os coeficientes de variação em função do intervalo de tempo estudado.

Analisando-se a Figura 64, nota-se que os maiores coeficientes de variação estão situados nos instantes iniciais da curva, onde seu valor ultrapassa 0,4. Sendo este intervalo de tempo o mais importante da curva, dada a curta duração das cargas típicas de tráfego (em torno de 0,03 s), decidiu-se fazer uma investigação nos resultados de modo a eliminar dados espúrios que gerassem tal variação. Na análise, observou-se que os corpos de prova referentes as datas de 12/07 e 25/07 causavam tal variação. Assim, eliminou-se os resultados referentes aos dois corpos de prova, de modo a se obter um menor coeficiente de variação, como também é visto na Figura 64:

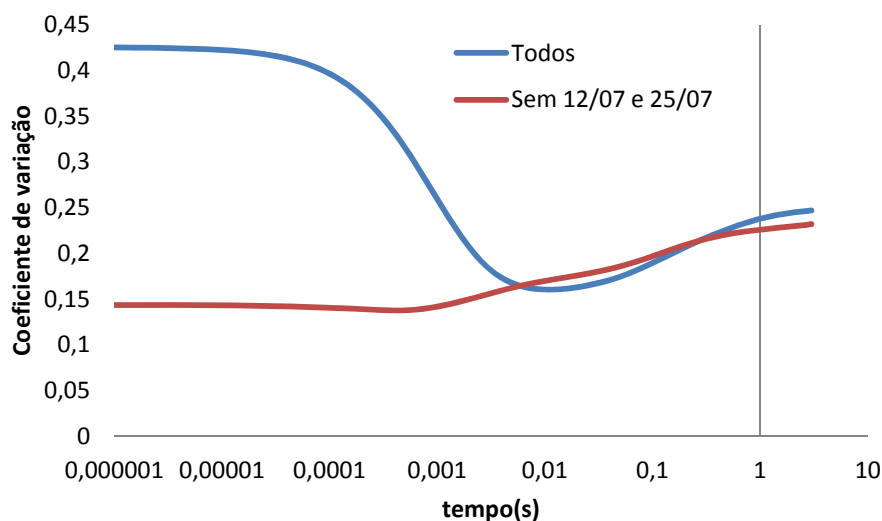


Figura 64: Coeficiente de variação no estudo para obtenção de $D(t)$

Desta maneira, foi obtida uma sequência de dados que representou a função $D(t)$ buscada para o material, resultante da média das curvas, excluindo-se os dados de 12/07 e 25/07. Entretanto, tal curva é resultado de uma média em função de várias constantes D_i e τ_i , provenientes dos ajustes das 5 curvas utilizadas para calcular a curva média. Assim, foi necessário um novo ajuste desses dados de forma a obter as constantes D_i e τ_i exclusivas da curva média. Tal processo foi feito simplesmente fazendo-se a média das constantes D_i e τ_i das 5 curvas que geraram a curva média. Traçando-se a curva resultante em função das médias das constantes e comparando-se com a curva média referida anteriormente, obteve-se um R^2 de 1, indicando que a hipótese adotada para obtenção dos parâmetros da curva média é adequada. As constantes de ajuste da curva média, e que representa a curva $D(t)$ procurada para o material, é vista na Tabela 19:

Tabela 19: Constantes D_i e τ_i obtidas para a curva média

$D_0(\text{MPa}^{-1})$	$8.108 \cdot 10^{-6}$	$D_3(\text{MPa}^{-1})$	$7.678 \cdot 10^{-4}$	$\tau_1(\text{s})$	$4.171 \cdot 10^{-3}$	$\tau_4(\text{s})$	4.216
$D_1(\text{MPa}^{-1})$	$5.123 \cdot 10^{-7}$	$D_4(\text{MPa}^{-1})$	$6.188 \cdot 10^{-5}$	$\tau_2(\text{s})$	$4.181 \cdot 10^{-2}$	$\tau_5(\text{s})$	$4.242 \cdot 10^1$
$D_2(\text{MPa}^{-1})$	$2.154 \cdot 10^{-4}$	$D_5(\text{MPa}^{-1})$	$2.450 \cdot 10^{-4}$	$\tau_3(\text{s})$	$4.196 \cdot 10^{-1}$	R^2	1.0000

5.5 OBTENÇÃO DOS PARÂMETROS CONSTITUTIVOS PARA COMPORTAMENTO A FADIGA

Para a pesquisa, também foram realizados ensaios de vida de fadiga a compressão diametral. Os ensaios não foram instrumentados, portanto deslocamentos não foram medidos ao longo dos ciclos, devido à complexidade do procedimento. O diâmetro dos corpos de prova foi o mesmo do ensaio descrito em 5.2, ou seja, 10,2 cm. As condições de ensaio e os resultados do mesmo são vistos na Tabela 20:

Tabela 20: Resultados do ensaio de fadiga a compressão diametral

Amostra	h (cm)	Carga/Carga Ruptura*(%)	Carga (Kgf)	Nf	MR(0) (MPa)
1	6.11	10	133	588329	7761
2	6.19	10	135	317656	7471
3	6.29	15	206	118966	6387
4	6.13	20	267	59890	6554
5	6.22	20	271	51101	7680
6	6.27	25	342	12894	6818
7	6.22	30	407	8445	4788
8	6.22	30	407	8297	6733
9	6.13	35	468	5694	6136
10	6.23	40	543	4486	5126

*Ruptura por compressão diametral

5.5.1 Modelo para a curva de fadiga

A literatura mostra uma série de modelos que relacionam o número de ciclos de carga para ruptura N_f com variáveis como módulos, tensões e deformações observadas. Entretanto, estes modelos não serão empregados aqui, devido à pretensão de se estender o modelo deduzido aqui para uma situação genérica em três dimensões.

Neste caso, será deduzido um modelo baseado na Teoria do Potencial de Trabalho de Schapery (1990), expresso pela equação 64. Tal equação pode ser reescrita em função do número de ciclos N , resultando a equação 161:

$$\frac{\partial S}{\partial N} \frac{\partial N}{\partial t} = -A_s \left(\frac{\partial W_R}{\partial S} \right)^{\alpha_s} \quad (161)$$

A equação 161 será adaptada para o caso elástico linear, onde pseudo-variáveis não precisam ser empregadas. Sendo assim, parâmetros lineares-elásticos serão utilizados no modelo, porém considerando a velocidade de passagem da carga no módulo de resiliência calculado em função da curva de fluência $D(t)$ obtida em 5.4.2. Desta maneira, a densidade de energia de pseudo-deformações W_R pode ser substituída pela densidade de energia de deformações elásticas W , calculada conforme visto na equação 162:

$$W = \frac{1}{2} \underline{\underline{\sigma}} : \underline{\underline{\varepsilon}} \quad (162)$$

As matrizes $\underline{\underline{\sigma}}$ e $\underline{\underline{\varepsilon}}$ representam os tensores de tensões e deformações observados no ponto estudado. A densidade de energia de deformação é calculada em função do produto escalar dos dois tensores, representado pelos dois pontos entre eles.

Considerando o material como homogêneo e isotrópico, a equação 162 pode ser reescrita conforme a equação 163:

$$W = \frac{1}{2} \underline{\underline{E}} (\underline{\underline{\varepsilon}} : \underline{\underline{\varepsilon}}) \quad (163)$$

Onde $\underline{\underline{E}}$ é o tensor das propriedades constitutivas, que relaciona tensões com deformações.

Considerando-se a ação do dano, a equação 163 pode ser reescrita como a equação 164:

$$W(S) = \frac{1}{2} \underline{\underline{E(S)}} \left(\underline{\underline{\varepsilon}}; \underline{\underline{\varepsilon}} \right) \quad (164)$$

Considerando-se que o dano desenvolve-se igualmente em todas as direções do espaço, a equação 164 é reescrita como a equação 165:

$$W(S) = \frac{1}{2} \underline{\underline{E(0)}} \left(\underline{\underline{\varepsilon}}; \underline{\underline{\varepsilon}} \right) C(S) \quad (165)$$

Onde $\underline{\underline{E(0)}}$ é o tensor das propriedades constitutivas sem dano e $C(S)$ é uma função de dano, que descreve a perda de rigidez em função de S . Neste caso, adotar-se-á a função genérica expressa pela equação 166, onde k_1 e k_2 são constantes:

$$C(S) = 1 + k_1 S^{k_2} \quad (166)$$

A função expressa na equação 166 é usada em vários trabalhos que empregam a Teoria do potencial de trabalho de Schapery. Tal função representa uma variação potencial da propriedade constitutiva estudada durante os ciclos de aplicação da solicitação. Se o caso é de um ensaio de deformação controlada, estar-se-á estudando a rigidez do material, portanto $C(S)$ é decrescente. Se o caso é de um ensaio sob tensão controlada, estar-se-á estudando a flexibilidade do material, fazendo $C(S)$ uma função crescente.

Substituindo-se a equação 166 na equação 165 e reescrevendo-se o resultante, é obtida a equação 167:

$$W(S) = \frac{1}{2} \underline{\underline{\sigma}}: \underline{\underline{\varepsilon}} (1 + k_1 S^{k_2}) \quad (167)$$

Substituindo-se a equação 167 na equação 161, é obtida a equação 168:

$$\frac{\partial S}{\partial N} = \frac{A_S}{f} \left[\frac{1}{2} \frac{\sigma}{\varepsilon} \frac{\partial (1 + k_1 S^{k_2})}{\partial S} \right]^{\alpha_S} \quad (168)$$

Onde f é a frequência do carregamento aplicado, resultante da variação (derivada parcial) de N com relação ao tempo. Rearranjando-se os termos na equação 168, o resultado será a equação diferencial expressa pela equação 169:

$$\frac{\partial S}{S^{(k_2-1)\alpha_S}} = \frac{A_S}{f} \left[\frac{1}{2} \frac{\sigma}{\varepsilon} \varepsilon (k_1 k_2) \right]^{\alpha_S} \partial N \quad (169)$$

Integrando-se ambos os lados da equação 169, com a condição inicial de valor nulo para ambas as variáveis, o resultado é o modelo de vida de fadiga expresso pela equação 170:

$$N(S) = \frac{S^{(1-k_2)\alpha_S+1}}{\frac{A_S}{f} [(1-k_2)\alpha_S+1] \left[\frac{1}{2} \frac{\sigma}{\varepsilon} \varepsilon (k_1 k_2) \right]^{\alpha_S}} = \Lambda \left[\frac{1}{2} \frac{\sigma}{\varepsilon} \varepsilon \right]^{-\alpha_S} S^{(1-k_2)\alpha_S+1} \quad (170)$$

Na equação 170, S é a variável interna de estado que representa a evolução do dano no material em questão. No ciclo inicial de carga, esta pode ser considerada como nula. Na ruptura, há modelos que quantificam essa variável como 1 (alguns deles podem ser vistos em Mello, 2008), sendo ela assim indicadora da percentagem da rigidez do material perdida ao longo do processo de fadiga. Portanto, o número de ciclos para ruptura por fadiga Nf é obtido da equação 170 substituindo-se S por 1, resultando a equação 171:

$$Nf = \Lambda \left[\frac{1}{2} \frac{\sigma}{\varepsilon} \varepsilon \right]^{-\alpha_S} \quad (171)$$

A equação 171 será a equação utilizada para obtenção dos parâmetros à fadiga do material em questão e para os cálculos de vida de fadiga de estruturas de pavimentos calculadas futuramente.

5.5.2 Obtenção das constantes do modelo de fadiga

Para determinação das constantes α_s e Λ vistas na equação 171, é preciso calcular a densidade de energia de deformação para cada uma das amostras do ensaio. O ponto de análise é o ponto central do corpo de prova. Assim, supondo um estado plano de tensões para o ponto, as tensões no sentido horizontal (σ_{xx}) e no sentido vertical (σ_{yy}) são calculadas conforme as equações 172 e 173, respectivamente, onde d é o diâmetro do corpo de prova e P a carga de compressão diametral aplicada:

$$\sigma_{xx} = \frac{2P}{\pi dh} \quad (172)$$

$$\sigma_{yy} = -\frac{6P}{\pi dh} \quad (173)$$

No estado plano de tensões, as deformações no sentido horizontal (ε_{xx}) e vertical (ε_{yy}) se relacionam com as tensões no mesmo sentido segundo as equações 174 e 175, respectivamente:

$$\varepsilon_{xx} = \frac{1}{E}(\sigma_{xx} - \nu\sigma_{yy}) \quad (174)$$

$$\varepsilon_{yy} = \frac{1}{E}(\sigma_{yy} - \nu\sigma_{xx}) \quad (175)$$

A densidade de energia de deformação é calculada pela equação 176. Substituindo-se as equações 172 a 175 na equação 176, o resultado é a densidade de energia de deformação em função da carga aplicada e do módulo de resiliência do material, como mostra a equação 177:

$$W = \frac{1}{2}(\sigma_{xx}\varepsilon_{xx} + \sigma_{yy}\varepsilon_{yy}) \quad (176)$$

$$W = \frac{4}{E} \left(\frac{P}{\pi dh} \right)^2 (5 + 3\nu) \quad (177)$$

Calculando-se W com o uso da equação 177 através dos dados da tabela 20, as constantes α_s e Λ obtidas valem 1,551156 e 0,013560, como pode ser visto na Figura 65. No modelo a densidade de energia de deformação é em MJ/m³, ou seja, as tensões entram em MPa ou, alternativamente, cargas entram em N e dimensões em mm.

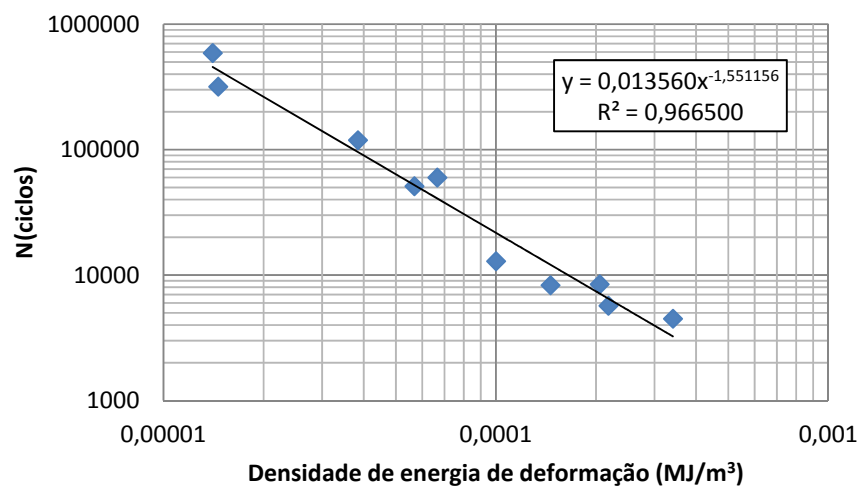


Figura 65: Curva de fadiga para o material estudado

6 LEVANTAMENTOS DE CAMPO

Para obtenção dos modelos pretendidos na presente pesquisa, além dos dados de laboratório, são necessários dados que incluam em si a ação de todos os fatores envolvidos no comportamento real de pavimentos flexíveis, principalmente os fatores ambientais, justificando a necessidade de obtenção dos dados de campo para a pesquisa.

Desta maneira, a partir dos trechos escolhidos para a pesquisa da rodovia em questão, foram e/ou serão obtidos dois conjuntos de dados de campo para a pesquisa, como listado a seguir:

- Bacias de deflexões;
- Afundamento de trilhas de roda.

Cada conjunto de dados de campo tem uma função específica no modelo a ser desenvolvido. A bacia de deflexões fornece dados para a obtenção de modelos relacionados ao desempenho a fadiga, uma vez que as deflexões são consequência da deformabilidade cuja resiliência é diferente de zero, o que inclui deformações de caráter elástico e viscoelástico. Já o afundamento de trilhas de roda é ligado a deformabilidade dissipativa, o que inclui deformações permanentes e/ou plásticas. Cada uma das deformações mencionadas possui modelos constitutivos diferentes, portanto devem ser obtidas isoladamente.

6.1 LEVANTAMENTOS DEFLECTOMÉTRICOS

Um dos levantamentos de dados de campo executados na pesquisa foram levantamentos deflectométricos nos trechos da pesquisa. Tais levantamentos fornecem deflexões em vários pontos da superfície do pavimento. Deflexão é o deslocamento vertical de um ponto na superfície do pavimento devido à ação de um carregamento, no caso o tráfego. O conjunto de deflexões medidos a partir de uma referência é chamado de bacia de deflexões. Como as deflexões dependem da estrutura que o pavimento é constituído (módulo das camadas, espessuras), estas podem ser utilizadas no estudo das condições das camadas do pavimento empregando-se os conceitos da mecânica, com procedimentos tipo retro-análise.

Assim, estando envolvidos os fundamentos da mecânica, é possível estimar respostas estruturais (tensões, deformações e deslocamentos) na estrutura do pavimento, fornecendo subsídios para a criação de modelos relacionados ao comportamento a fadiga dos pavimentos flexíveis.

No Brasil, existem basicamente dois métodos de medição de deflexões em pavimentos flexíveis bastante utilizados: medições com o uso da Viga Benkelman e medições via *Falling Weight Deflectometer* (FWD). Para a presente pesquisa, foi empregado o método via FWD, brevemente explicado na sequência.

6.1.1 Breve conceituação sobre levantamentos via FWD

Com o objetivo de simular o carregamento dinâmico de curta duração observado em campo, foi desenvolvido um equipamento denominado de *Falling Weight Deflectometer* (FWD), ou Deflectômetro de queda de peso. O FWD é um equipamento de última geração, que permite a determinação automática das bacias de deformações recuperáveis dos pavimentos, com elevada precisão e produtividade. O FWD simula a passagem de um veículo através de uma carga de impacto na superfície do pavimento, transferida através de uma placa metálica circular, no qual geofones acoplados no FWD medem imediatamente as deflexões ocorridas a determinadas distâncias do centro da placa metálica. O equipamento FWD é visto na Figura 66 e uma ilustração esquemática do mesmo é vista na Figura 67.



Figura 66: Falling Weight Deflectometer (FWD)

O FWD, acoplado em um veículo de apoio (Figura 68), além de reproduzir mais realisticamente o carregamento do tráfego no pavimento, proporciona maior rapidez na aquisição de dados de uma dada rodovia. A não necessidade de um veículo que simule o carregamento na superfície

do pavimento, aliada a aquisição imediata da resposta do pavimento são dois fatores que fazem do levantamento via FWD ser o mais empregado atualmente no Brasil pelas concessionárias.

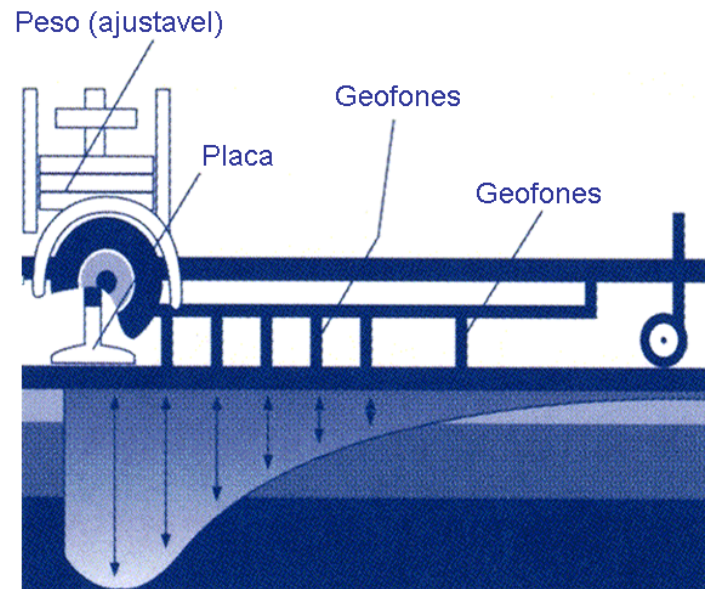


Figura 67: Ilustração do funcionamento do FWD



Figura 68: Veículo de apoio e FWD em campo

6.1.2 Cronologia dos levantamentos deflectométricos

No planejamento da presente pesquisa, foi pretendido executar quatro levantamentos deflectométricos para suprir a base de dados para os modelos a desenvolver na pesquisa. Entretanto, dentro do tempo planejado para a pesquisa (um ano), não seriam gerados dados que representassem o comportamento do pavimento no qual sejam nítidas as suas fases de degradação. No caso específico da degradação por fadiga de misturas asfálticas, desde Adedimila e Kennedy (1975) é sabido que existem três zonas de comportamento a fadiga de misturas asfálticas, conforme visto na Figura 69, observadas ao longo dos ciclos de carregamento na vida útil do material:

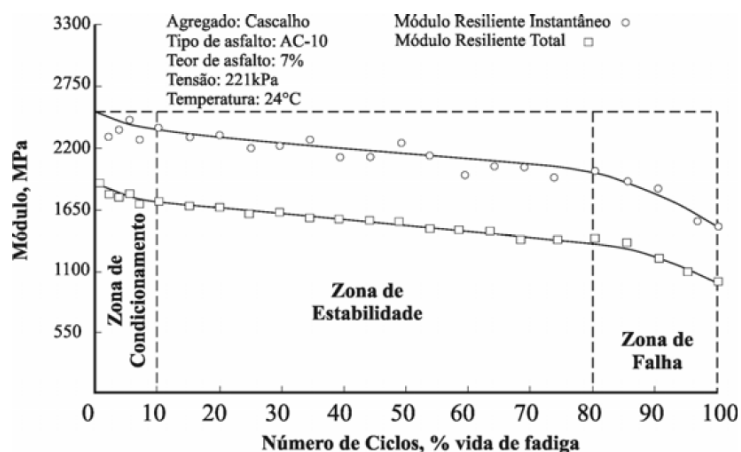


Figura 69: Módulo de resiliência em função do número de ciclos (Adedimila e Kennedy, 1975)

Como visto na Figura 69, a primeira zona de comportamento (zona de condicionamento) perdura até aproximadamente 10% da vida de fadiga da misturas asfálticas. Após, é notada a zona de estabilidade, no qual é notado um comportamento aproximadamente linear da rigidez em função dos ciclos. Quando o tempo de análise não é suficiente, pode não ser possível notar a zona de estabilidade dentro do comportamento a fadiga. A consequência disto é a não aplicabilidade das teorias de dano mais empregadas atualmente para misturas asfálticas, que não consideram a zona anterior a zona de estabilidade. Theisen (2011) mostrou que a Teoria do Potencial de Trabalho de Schapery (1990), quando é considerada a zona de condicionamento além da zona de estabilidade nos dados, não gera um bom ajuste dos dados no modelo, sendo necessário sugerir um novo modelo com os dados de entrada da Teoria do Potencial de Trabalho.

Desta maneira, em adição aos levantamentos realizados na presente pesquisa, foi também consultado o banco de dados de levantamentos deflectométricos executados na BR-290/RS pela empresa Triunfo|Concepa, a saber:

- Levantamentos executados em Abril de 2011;
- Levantamentos executados em Agosto de 2009;
- Levantamentos executados em Novembro de 2008;
- Levantamentos executados em Setembro de 2007.

Os dados listados acima representam mais de três anos e meio de dados, representando um intervalo notavelmente maior do que um ano inicialmente planejado para a pesquisa. Além disto, tais dados conjugados com as informações das intervenções feitas nos trechos levantados servirão de base para a produção de um banco de dados que possa cobrir, além da zona de condicionamento, uma parcela razoável da zona de estabilidade do comportamento a fadiga da mistura asfáltica estudada. Além disto, em função do tempo de execução do revestimento, contado a partir de 2007, é possível obter uma base de dados plena na zona de estabilidade, supondo que os trechos analisados já tenham sofrido o processo de condicionamento anteriormente, fornecendo assim uma base de dados maior para produção dos modelos buscados na pesquisa.

Inicialmente, tentou-se realizar as análises apenas com as medições feitas durante o período de projeto; evidenciou-se, no entanto, mais representativo o uso dos levantamentos históricos disponíveis, sendo que a relação dos levantamentos no período de projeto possibilitou, em adição, um maior refino na análise.

6.1.3 Bacias deflectométricas

As bacias deflectométricas consideradas para o presente estudo - aquelas disponíveis no banco de dados referido em 6.1.2 - tiveram correção dos dados para a temperatura de referência de 25°C. A correção é feita aplicando-se, para cada deflexão da bacia, a equação 178:

$$\delta(25^{\circ}C) = (1,1463 - 0,0071T)\delta(T) \quad (178)$$

onde T é a temperatura da superfície do pavimento em graus Celsius e $\delta(T)$ é uma deflexão qualquer referente a temperatura da superfície do pavimento. Após, as bacias foram ajustadas conforme a equação 179:

$$\delta(x) = \frac{\delta_0}{1 + kx^n} \quad (179)$$

onde δ_0 é a deflexão máxima, x é a distância medida a partir do centro do carregamento e k e n são parâmetros de ajuste. Com tal modelagem, é possível obter o raio de curvatura R de cada uma das bacias, calculado conforme a equação 180:

$$R = \frac{6250}{2(\delta_0 - \delta_{25})} = \frac{6250}{2\delta_0 \left[1 - \frac{1}{1 + k(25cm)^n} \right]} \quad (180)$$

onde R é em metros e as deflexões em centésimos de milímetros.

Com o raio de curvatura das bacias juntamente com a deflexão máxima, é possível ter noção da magnitude das deflexões no pavimento bem como a forma no qual estas se distribuem no pavimento. Se o raio de curvatura é pequeno (menor que 100 m), significa que há um problema na estrutura, decorrente de materiais degradados ou que não estão se desempenhando adequadamente. Um dimensionamento da estrutura inadequado, com camadas de dimensões não adequadas também pode ser detectado em uma análise conjunta do raio de curvatura e da deflexão máxima. Quando há concentração de tensões no pavimento, as deflexões se concentram na região de concentração das tensões, provocando baixas deflexões nos pontos onde não existe tal concentração e conseqüentemente um raio de curvatura baixo.

6.2 LEVANTAMENTO DE AFUNDAMENTOS DE TRILHAS DE RODAS

Dado o fato de que fenômenos ligados as deformações elásticas e as deformações permanentes são independentes, cada um deve ter uma medida em campo correspondente para sua avaliação. Tanto para misturas asfálticas quanto para materiais granulares, as

deformações permanentes são parte de um somatório onde deformações elásticas, viscoelásticas e plásticas (permanentes) compõem a deformação total. Sendo assim, justifica-se a necessidade de medidas de deformações permanentes nos pavimentos flexíveis.

Segundo Fang *et al.* (2004), o afundamento de trilhas de roda (ATR) é definido em função do perfil transversal de deformações permanentes e dos picos de deformação com relação ao perfil indeformado, conforme mostrado na Figura 70:

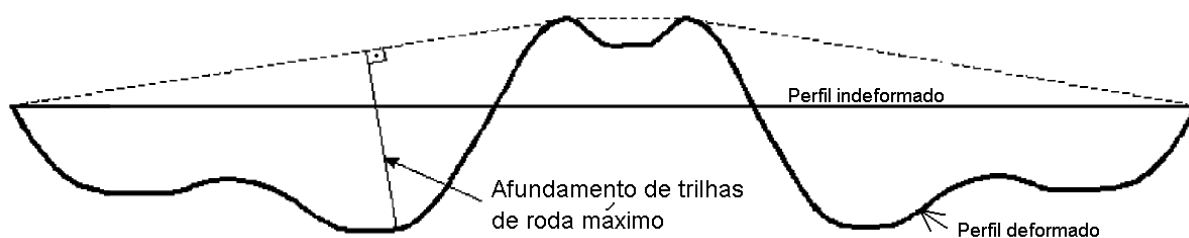


Figura 70: Afundamento de trilhas de roda máximo em uma seção transversal de pavimento

Para definição do perfil de deformações permanentes bem como o valor do afundamento de trilhas de roda máximo nas seções da rodovia, é necessário que uma medida de dados continua por seção seja feita, de forma a construir o perfil de deformações permanentes de cada seção levantada. Assim, é necessário que as deformações permanentes sejam medidas de forma continua, prática e rápida ao longo da extensão da via. O equipamento hoje empregado para tal tarefa é o denominado perfilômetro inercial laser, cujos princípios são brevemente explicados na sequência.

6.2.1 Breve conceituação sobre levantamentos via perfilômetro inercial laser

Um perfilômetro Inercial Laser é um equipamento destinado à avaliação de Irregularidade Longitudinal de Pavimentos (QI e IRI) que opcionalmente também permite a avaliação dos ATR's. Este pode ser acoplado a um veículo, como mostrado pela Figura 71:



Figura 71: Perfilômetro inercial laser acoplado em veículo

Segundo Severo *et al.* (2004), o funcionamento do Perfilômetro inercial laser consiste no seguinte: Em um momento inicial, o veículo contendo o equipamento trafega sobre o pavimento e o computador registra concomitantemente: o deslocamento longitudinal, a altura do veículo até o pavimento e a aceleração vertical do veículo. Finda esta parte, o dados gravados no computador são processados para que a aceleração vertical registrada seja transformada em deslocamento vertical do veículo, uma vez que diferentemente dos outros métodos, neste a altura de referência está se movimentando. A “transformação” da medida da aceleração em deslocamento vertical é feita através de duas integrações sucessivas. Com o valor do deslocamento calculado, basta corrigir todas as medidas de altura feitas e obter-se-á um perfil que tem relação com o perfil verdadeiro da faixa de rolamento medida.

Existem algumas características que são comuns aos perfilômetros inerciais e que são destacadas por renomados autores do assunto:

- Necessitam estar em movimento para realizar as medições;
- Podem ser usados na velocidade da via, ou seja, podem passar despercebidos aos demais usuários evitando riscos à segurança e problemas de fluidez;
- Não devem ser usados a velocidades muito baixas (o que depende da sensibilidade dos acelerômetros usados);
- Não geram perfis exatamente iguais aos obtidos estaticamente (com nível e mira ou Dipstick), entretanto, a partir dos dados coletados é possível se calcular com precisão índices relativos à condição superficial, tais como o IRI ou o QI;

- Podem gerar resultados mais confiáveis que os obtidos estaticamente, pois a coleta de dados é automatizada, o que elimina fontes de erros humanos.

Entre as vantagens do uso do perfilômetro inercial laser, pode-se destacar:

- É realizada durante a mesma passagem do veículo;
- Representa muito menos risco aos técnicos que a realizariam caminhando ao longo dos trechos;
- Representa grande economia de tempo e de recursos, pois a medição desta variável em campo requer a formação de uma ou mais equipes, dada a baixa produtividade do levantamento feito a pé;
- Não impõe interferência ao tráfego, que ao contrário, seria desviado ou interrompido temporariamente, causando aborrecimentos ao usuário e diminuição da segurança;
- Permite medidas muito mais confiáveis, pois são calculados valores médios a cada 10 metros, ou seja, são computados valores medidos a cada 1 ou 2 centímetros de deslocamento do veículo. Comumente quando se mede essa variável manualmente é feita apenas uma medida cada 20, 40, 100 ou até 200 metros.

É fornecido como resultado, além da média, o desvio padrão das medidas consideradas, o que permite aos técnicos uma análise da variação da medida de cada uma das médias.

6.2.2 Quantificação dos Afundamentos de Trilhas de Roda para as camadas do pavimento

No levantamento de deformações permanentes, como mencionado em 6.2.1, é fornecido como resultado, além da média, o desvio padrão das medidas consideradas. Tais dados permitem aos técnicos uma análise da variação da medida de cada uma das médias.

Entretanto, ao contrário das deformações elásticas, as deformações permanentes precisam de informações adicionais em cada seção do pavimento para que um diagnóstico correto do problema possa ser feito e a correta quantificação da influência de cada uma das camadas possa ser corretamente obtida. Segundo Fang *et al.* (2004), detectada a camada onde o problema de deformação permanente é mais sério, as camadas superiores precisam todas serem substituídas de modo a corrigir o problema da camada cuja degradação aconteceu. Caso esta camada seja o subleito, uma restauração do pavimento pode ser bastante onerosa.

A detecção da camada de falha tem sido alvo de estudo desde o início dos anos 90. Um dos trabalhos pioneiros para determinação da camada de falha por deformação permanente em pavimentos flexíveis tem como autores Simpson *et al.* (1995). Segundo os autores, é possível determinar a camada de falha por deformações permanentes em um pavimento flexível através dos deslocamentos da seção transversal do pavimento, onde são delimitadas áreas em função

destes. Em função do somatório das áreas e da razão entre as áreas positivas e negativas, é possível obter a camada de falha, segundo a Tabela 21 e a Figura 72:

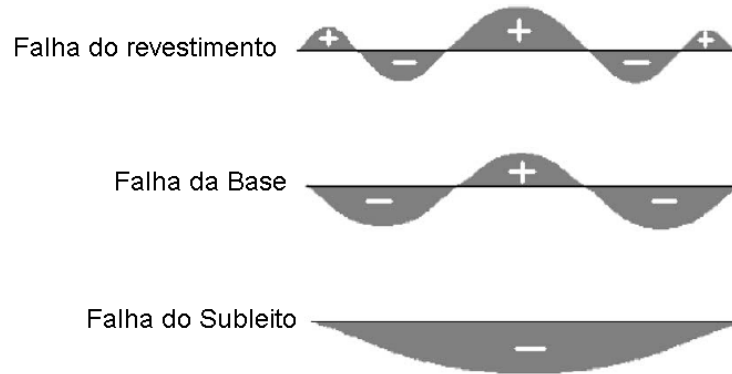


Figura 72: Perfis de afundamento de trilhas de roda em função da camada falha (adaptado de Simpson *et al.*, 1995)

Tabela 21: Camada de falha em função da área da seção transversal e da razão entre áreas positivas e negativas (adaptado de Simpson *et al.*, 1995)

Camada de falha	Área total (mm ²)	Razão de áreas
Subleito	<-4500	<0,4
Base	Entre -4500 e -700	Entre 0,4 e 1,25
Revestimento	Entre 700 e 500	Entre 1,25 e 3

Entretanto, os levantamentos especificados no item 6.2.1 não fornecem a informação necessária para aplicação da proposta feita por Simpson *et al.* (1995), sendo necessário modelos alternativos para quantificação do Afundamento de Trilhas de rodas para cada uma das camadas do pavimento. Sendo assim, uma das soluções para obter o afundamento de trilhas de rodas relativo ao revestimento é o emprego do modelo proposto pelo do guia da AASHTO (2002), representado pela equação 124. Considerando-se as deformações no sentido z , tal equação pode ser integrada, obtendo-se a equação 181:

$$ATR_1 = \frac{N^{0,4792}}{10^{3,5111}} \int_0^{e_1} \{0,328196^z [v_1(e_1) + z(0,0172e_1^2 - 1,7331e_1 + 27,428)]\} T(z)^{1,5606} \varepsilon_r(z) dz \quad (181)$$

onde ATR_1 é o afundamento de trilhas de rodas relativo aos revestimento e a função $v_1(e_1)$ é dada pela equação 125. Os termos presentes na equação 181 são os mesmos definidos na equação 124. Assim, em função da distribuição de temperaturas obtidas nos modelos e/ou nas

medições de campo disponíveis, é possível determinar a função $T(z)$ que descreve a temperatura do revestimento em função da profundidade z do mesmo.

O perfil de deformações resilientes no revestimento é representado pela função $\varepsilon_r(z)$, no qual pode ser obtido através da retroanálise dos levantamentos deflectométricos descritos em 6.1. Tal perfil pode ser modelado como uma função potencial da forma sugerida na equação 20:

$$\varepsilon_r(z) = X_0 + X_1 \left(\frac{z}{e_1} \right)^{X_2} \quad (182)$$

onde as constantes X_0 , X_1 e X_2 são constantes que carregam a influência dos módulos e espessuras utilizadas nas análises provenientes dos módulos retroanalizados. Substituindo-se a equação 182 na equação 181, o ATR devido ao revestimento é dado pela equação 183:

$$ATR_1 = \frac{N^{0,4792}}{10^{3,5111}} \int_0^{e_1} \{0,328196^z [v_1(e_1) + z(0,0172e_1^2 - 1,7331e_1 + 27,428)]\} T(z)^{1,5606} \left[X_0 + X_1 \left(\frac{z}{e_1} \right)^{X_2} \right] dz \quad (183)$$

Determinado o afundamento de trilhas de roda por parte do revestimento, este é descontado do afundamento de trilhas de roda total, obtido nos levantamentos feitos com a metodologia mostrada em 6.2.1, resultando no afundamento de trilhas de roda nas camadas granulares e de granulometria fina (solos) do pavimento. Tais afundamentos de trilhas de rodas são dependentes essencialmente do nível de tensões no ponto considerado na estrutura do pavimento e fatores ambientais, essencialmente o nível de umidade do material. Entretanto, a determinação da parcela de afundamento de trilhas de roda dessas camadas não são fáceis de serem estimadas, sendo necessária uma descrição mais detalhada dos materiais que compõem estas camadas de forma a prever a parcela de cada uma das camadas em modelos de previsão de degradação como os apresentados pelo guia de projeto da AASHTO (2002).

Uma alternativa para a quantificação do afundamento de trilhas de roda no caso de materiais granulares é a obtenção de modelos que se adequam a dados experimentais. A título de exemplo, Malysz (2004) realizou ensaios de deformação permanentes em britas basálticas no qual as deformações permanentes podem ser modeladas conforme a equação 184:

$$\varepsilon_p = f_1 \left[\frac{\tau_{oct}}{\theta} \right] N^{f_2 \left[\frac{\tau_{oct}}{\theta} \right]} \quad (184)$$

onde ε_p é a deformação permanente no sentido vertical e as funções f_1 e f_2 expressam a dependência do material, do grau de saturação (ou teor de umidade) e do nível de tensões representados pela tensão octaédrica τ_{oct} e pelo tensão volumétrica θ , expressas nas equações 185 e 186, respectivamente:

$$\tau_{oct} = \sqrt{\frac{2[\sigma_1^2 + \sigma_2^2 + \sigma_3^2 - (\sigma_1\sigma_2 + \sigma_1\sigma_3 + \sigma_2\sigma_3)]}{9}} \quad (185)$$

$$\theta = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 \quad (186)$$

onde σ_1 , σ_2 e σ_3 são as tensões principais maior, intermediária e menor, respectivamente.

7 DESENVOLVIMENTO DO MODELO DE DANO EM FUNÇÃO DOS LEVANTAMENTOS DEFLECTOMÉTRICOS

Feita a modelagem de laboratório da mistura asfáltica e de posse dos levantamentos deflectométricos descritos no capítulo anterior, é possível fazer a extensão do modelo apresentado no capítulo 5 para a realidade de campo da rodovia em questão. A concepção do modelo passa pelas etapas listadas abaixo, sendo cada uma delas descrita em um item do presente capítulo:

- Seleção dos dados deflectométricos para concepção do modelo;
- Retro-análise das bacias de deflexões dos dados deflectométricos utilizados;
- Análise de tensões e deformações das estacas do trecho analisado;
- Obtenção das funções de dano em função de N e da densidade de energia de deformação em função do dano;
- Verificação da aplicabilidade da lei de evolução de dano de Schapery (1990) e concepção de novos modelos de evolução de dano em função da taxa de variação do dano e da densidade de energia de deformação.

7.1 SELEÇÃO DOS DADOS DE CAMPO PARA CONCEPÇÃO DO MODELO

Entre as várias seções com dados de bacias de deflexões disponíveis, alguns critérios de seleção foram impostos para otimização da quantidade de dados considerados no modelo. Foram utilizados os dados de deflexão referentes à faixa externa de tráfego da rodovia, onde se concentra o tráfego mais pesado, buscando-se assim um desenvolvimento de dano mais evidente para concepção do modelo buscado. Os critérios são listados a seguir:

- Critério 1: Disponibilidade de pelo menos 3 épocas distintas de medida de deflexões em um mesmo ponto, de modo a ser possível visualizar uma tendência de crescimento de dano no pavimento; o uso de dados históricos permitiu uma maior distância entre os dados e assim melhor nível de análise em termos do comportamento à fadiga.
- Critério 2: Crescimento da deflexão máxima (corrigida para a temperatura de 25°C) ao longo do tempo, como um critério primário de que as seções que tal fato ocorrem estão de fato sofrendo perda de rigidez dos materiais, em especial a camada de revestimento;
- Critério 3: Menor número de interferências durante o período de análises. Entende-se como interferência fatores como alteração da estrutura do pavimento e mudança do volume de tráfego;
- Critério 4: Disponibilidade de um trecho que possua um número razoável de seções que satisfaçam os 3 critérios acima mencionados.

O primeiro critério listado acima é satisfeito conforme listado a seguir:

- Pista Norte: Dados disponíveis das seções coincidentes obedecendo ao critério 3, localizado entre as estacas 26+000 e 69+750, referentes aos levantamentos realizados em Setembro de 2007, Agosto de 2009 e Abril de 2010, este levantamento realizado nesta pesquisa;
- Pista Sul: Dados disponíveis das seções coincidentes obedecendo ao critério 3, localizado entre as estacas 50+750 a 42+000, referentes aos levantamentos feitos em Setembro de 2007, Novembro de 2008 e Abril de 2010, estes dados levantados nesta pesquisa.

Cabe salientar que a sugestão inicial da pesquisa de se considerar os trechos entre os km 18 a 14 da Pista Sul (onde são conhecidos os materiais da estrutura do pavimento em maior detalhe), foi desvantajosa tal escolha haja visto que o princípio da fadiga demora anos a ocorrer. Considerando que este trecho teve intervenção pesada recente com recapamentos, o processo de fadiga ainda encontra-se em sua fase de condicionamento e estabilidade, minimizando a deflagração do processo. Daí as escolhas acima feitas.

Obtidas as seções que satisfazem o critério 1, tomou-se a deflexão máxima medidas nestas seções e corrigiu-se a mesma para a temperatura de 25°C, considerando a espessura do revestimento nas seções. A correção foi feita em função da equação 187:

$$\delta(25^{\circ}C) = \delta(T) \frac{1,3704 - 0,0058e_1 - 0,014T}{1,0204 - 0,0058e_1} \quad (187)$$

onde T é a temperatura da superfície do pavimento, em graus Celsius, e e_1 a espessura do revestimento, em centímetros.

Corrigidas as deflexões, verificou-se quais seções apresentavam uma tendência crescente da deflexão corrigida em função do tempo. Para isso, ajustou-se uma curva potencial para os dados de deflexão, de forma a analisar os coeficientes resultantes da mesma. A curva potencial mencionada é expressa pela equação 188:

$$\delta(t) = \delta(t_1) + a_1(t - t_1)^{a_2} \quad (188)$$

Na equação 188, a_1 e a_2 são constantes que determinam o comportamento da curva, t é a data do levantamento (em anos) e t_1 é a data do primeiro levantamento considerado, no caso Setembro de 2007. As deflexões somente representaram uma tendência crescente no tempo

se a_1 e a_2 são positivos. Sendo assim, boa parte das seções foram eliminadas com este critério, restando somente as seções listadas na Tabela 22 para a Pista Norte e na Tabela 23 para a Pista Sul:

Tabela 22: Valores de a_1 e a_2 das seções da Pista Norte que satisfazem o critério 2

Estaca	Deflexões corrigidas (10^{-2}mm)			a_2	a_1
	Set/2007	Ago/2009	Abr/2010		
26+000	38.769	38.952	56.935	11.758	$8.732 \cdot 10^{-5}$
41+750	37.630	39.721	49.859	4.519	0.110
43+250	35.466	41.137	59.770	3.723	0.503
43+500	40.970	48.208	68.172	3.387	0.799
47+500	24.237	26.513	30.279	2.497	0.448
54+750	44.218	45.129	75.528	9.048	0.003
55+750	52.206	53.455	83.858	8.270	0.006
58+750	42.775	53.278	65.960	2.026	2.811
59+750	38.696	41.714	54.479	4.232	0.192
60+000	38.183	43.114	72.039	4.929	0.200
60+250	55.289	56.021	66.748	7.035	0.008
61+000	35.813	40.731	41.040	0.156	4.443
61+500	32.860	47.913	68.437	2.201	3.596
61+750	38.123	50.696	58.982	1.295	5.414
62+000	48.281	61.961	65.510	0.590	9.319
62+250	34.896	46.210	58.194	1.848	3.400
62+750	29.975	39.952	40.072	0.031	9.780
63+000	28.342	37.035	42.886	1.317	3.691
63+250	28.921	49.235	56.956	0.824	11.884
63+500	24.085	55.449	57.007	0.124	28.934
64+000	34.429	51.232	55.155	0.537	11.849
64+250	33.415	41.082	46.150	1.298	3.295
64+500	40.876	53.153	67.311	1.962	3.425
66+500	35.077	36.510	59.770	7.283	0.013
66+750	29.345	29.475	45.362	12.332	$4.233 \cdot 10^{-5}$
69+250	38.405	40.696	49.367	4.005	0.169

Tabela 23: Valores de a_1 e a_2 das seções da Pista Sul que satisfazem o critério 2

Estaca	Deflexões corrigidas (10^{-2} mm)			a_2	a_1
	Set/2007	Nov/2008	Abr/2010		
44+500	10.636	11.958	35.927	3.326	0.792
45+500	10.911	12.037	36.868	3.537	0.653
46+000	9.262	12.672	38.089	2.405	2.354
47+000	6.614	9.026	37.867	2.887	1.545
47+250	10.306	14.090	29.906	1.854	2.843
47+500	5.482	13.298	38.245	1.615	6.093

Determinadas as seções no qual a deflexão corrigida cresce em função do tempo, como próximo critério de seleção é necessário o conhecimento do histórico de obras nas Pistas em questão. Tal fato é importante devido, primeiramente, que a inclusão de um novo material nas pistas resultaria em mais uma incógnita no modelo, pois as propriedades constitutivas de tal material devem ser previamente conhecidas para serem consideradas no modelo. Além disso, pelo fato de se obter uma nova estrutura, a distribuição de tensões no pavimento seria alterada, conseqüentemente as propriedades constitutivas das camadas inferiores ao revestimento, devido à dependência que estes materiais têm com o estado de tensões atuante.

Pelo Critério 3, consultando-se o histórico de obras na BR-290/RS feito pela Triunfo|Concepa até o período de Abril de 2010, constatou-se que não houve intervenções estruturais significativas (recapeamentos espessos, por exemplo), de forma a causar erros no modelo a ser concebido, de forma que ambas as pistas podem ter seus dados utilizados no mesmo.

Quanto ao critério 4, que diz respeito a densidade de pontos em um determinado trecho para uso no modelo, pelas tabelas 22 e 23, nota-se que a Pista Norte possui uma quantidade de dados consideravelmente maior que a Pista Sul, podendo ser esta última descartada por isso. Sendo assim, utilizar-se-á dados referentes à Pista Norte no modelo, bastando determinar quais dos dados da Tabela 22 serão empregados. Pela tabela, nota-se que existe uma densidade maior de pontos de dados entre as estacas 61+000 e 64+500, onde as seções válidas se distanciam no máximo de 500 metros entre si.

Portanto, por satisfazer os quatro critérios mencionados no início do presente item, os dados adotados para concepção do modelo serão os dados entre as estacas 61+000 e 64+500 da

Faixa 3 (externa) da Pista Norte. Outro fato importante que ratifica a escolha do trecho indicado é que o mesmo é originário de uma ampliação da faixa externa executada pela Triunfo|Concepa até 2007. Assim, isto faz do trecho escolhido mais adequado ao modelo, pelo fato de ser mais recente e ser possível modelar mais fases do processo de fadiga do revestimento por consequência.

Salienta-se ainda que a dedicação computacional para os cálculos realizados é tão maior quanto maior for a extensão do segmento escolhido. Assim, houve também a necessidade de se fazer uma concentração do esforço matemático desenvolvido em um segmento não maior do que 5km. Desta forma os 3,5km escolhidos enquadraram-se nos requisitos necessários e disponíveis.

7.2 ANÁLISE E RETRO-ANÁLISE DOS DADOS DE CAMPO SELECIONADOS

Escolhidos as estacas que serão empregadas no modelo, o próximo passo foi fazer um estudo mais aprofundado do comportamento do pavimento nas estacas escolhidas. Para tal, executou-se os procedimentos listados a seguir:

- Retro-análise de deflexões: Determinação dos módulos de resiliência das camadas do pavimento, supondo comportamento linear-elástico para os materiais da estrutura;
- Análise de tensões e deformações: Com os módulos obtidos na retro-análise, fez-se uma análise das tensões e deformações na base do revestimento de modo a obter a densidade de energia de deformação para o mencionado ponto.

7.2.1 Retro-análises

Para obter os módulos de resiliência das camadas do pavimento nas seções, utilizou-se o programa computacional EVERCALC 5.0® (WSDOT, 2005), baseado na teoria das camadas elásticas. Os dados que foram utilizados nas retro-análises são vistas nas Tabelas 24 e 25:

Tabela 24: Dados para retro-análise para as datas de Set/2007 e Ago/2009

Data	Estaca	Carga(N)	Deflexões (microns)							T(°C)
			0cm	20cm	30cm	45cm	65cm	90cm	120cm	
	61+000	41563	559	316	204	136	86	47	32	50
	61+480	40220	537	365	266	180	116	60	44	52
	61+760	39443	638	360	260	137	69	28	26	53
	62+000	37817	808	534	402	282	194	107	93	53

Set 2007	62+240	39513	584	362	268	169	98	57	45	53
	62+760	38736	514	280	187	116	70	36	29	54
	63+000	39231	486	311	230	156	94	46	44	54
	63+240	39937	484	306	255	168	104	65	53	53
	63+480	41281	413	329	242	160	90	54	45	54
	64+000	38736	621	415	306	191	102	51	43	56
	64+240	40786	573	358	250	146	68	36	31	54
	64+480	38736	668	340	234	132	68	41	25	52
Ago 2009	61+000	39584	442	252	169	113	65	50	40	20
	61+480	39584	415	287	197	136	81	57	46	21
	61+760	40220	490	296	191	99	62	36	25	21
	62+000	38807	472	332	247	195	125	86	58	22
	62+240	39513	523	345	230	145	83	50	36	22
	62+760	40079	377	222	142	93	51	31	21	23
	63+000	40291	344	234	164	114	67	42	28	23
	63+240	40008	446	282	192	120	63	41	35	23
	63+480	40079	391	264	166	105	58	45	36	23
	64+000	39301	549	326	211	162	102	51	39	23
	64+240	39443	462	295	191	98	41	23	22	23
	64+480	39443	441	281	210	112	55	43	34	24

Tabela 25: Dados para retro-análise para as datas de Abr/2010

Data	Estaca	Carga(N)	Deflexões (microns)							T(°C)
			0cm	20cm	30cm	45cm	65cm	90cm	120cm	
Abr 2010	61+000	40980	365	262	182	126	83	57	43	16
	61+500	40750	608	443	326	222	137	81	58	15
	61+750	40880	524	321	235	144	77	35	19	15
	62+000	40270	582	444	330	255	178	113	73	15
	62+250	40310	517	355	247	164	103	53	33	15
	62+750	40290	356	237	158	87	57	31	21	15
	63+000	40550	381	274	196	132	84	47	31	15
	63+250	39930	506	366	276	196	124	62	41	15
	63+500	40070	507	377	285	205	129	61	36	16
	64+000	39950	490	386	317	148	107	57	38	15
	64+250	40080	410	311	243	182	120	60	34	15
	64+500	39910	598	442	315	202	114	48	29	15

A estrutura do pavimento para as seções analisadas foi a seguinte: revestimento de espessura de 8 cm; base com espessura de 15 cm e sub-base com espessura de 30 cm. Os coeficientes

de Poisson adotados foram 0,3; 0,35; 0,4 e 0,45 para as camadas de revestimento, base, sub-base e para o subleito, respectivamente. Os resultados das retro-análises são vistos nas Tabelas 26 a 28, onde E_1 , E_2 , E_3 e E_4 são os módulos obtidos da retro-análise para as camadas de revestimento, base, sub-base e o subleito, respectivamente:

Tabela 26: Resultados da retro-análise referentes à data de Setembro de 2007

Estaca	E_1 (MPa) a 25°C	E_1 (MPa)	E_2 (MPa)	E_3 (MPa)	E_4 (MPa)	Erro(%)
61+000	7093	340	688	97	253	4.56
61+480	31951	1131	516	67	193	3.89
61+760	14008	425	354	62	314	8.48
62+000	21646	657	293	62	96	6.17
62+240	59849	1815	251	88	189	3.4
62+760	15755	409	514	103	279	4.4
63+000	27372	710	571	87	217	9.24
63+240	31826	965	552	108	174	4.96
63+480	x	11032	44	1000	212	3.59
64+000	x	6826	26	1000	200	4.78
64+240	x	6331	34	1000	288	4.26
64+480	7930	281	426	73	275	4.32

x valor resultante maior que limite máximo do EVERCALC 5.0® de 100000 MPa.

Tabela 27: Resultados da retro-análise referentes à data de Agosto de 2009

Estaca	E_1 (MPa) a 25°C	E_1 (MPa)	E_2 (MPa)	E_3 (MPa)	E_4 (MPa)	Erro(%)
61+000	1752	2727	163	312	229	4.64
61+480	4730	6771	84	542	196	3.07
61+760	1156	1654	245	125	310	4.13
62+000	788	1034	740	97	144	2.56
62+240	1647	2162	252	97	223	1.45
62+760	846	1017	559	138	372	2.58
63+000	2042	2454	623	124	293	1.85
63+240	5551	6670	56	1000	263	4.04
63+480	4754	5713	80	1000	258	3.52
64+000	218	262	1048	82	212	6.75
64+240	4562	5482	50	541	400	4.25
64+480	5095	5591	57	1000	266	4.32

Tabela 28: Resultados da retro-análise referentes à data de Abril de 2010

Estaca	E ₁ (MPa) a 25°C	E ₁ (MPa)	E ₂ (MPa)	E ₃ (MPa)	E ₄ (MPa)	Erro(%)
61+000	3826	8161	97	685	212	2.46
61+500	2640	6059	70	134	147	2.22
61+750	525	1206	461	60	356	4.32
62+000	931	2137	478	65	119	2.85
62+250	866	1988	390	68	234	2.1
62+750	1729	3968	279	156	372	2.66
63+000	2229	5116	362	110	262	1.96
63+250	2267	5202	286	63	196	2.14
63+500	2339	4989	367	47	218	1.98
64+000	2978	6834	70	146	207	7.86
64+250	1994	4575	700	46	250	1.78
64+500	2214	5080	151	51	238	1.95

Como visto na Tabela 26, há estacas onde os módulos de resiliência a 25°C do revestimento não puderam ser obtidos, que são as estacas 63+480, 64+000 e 64+240. Pelo modelo de correção de temperaturas empregado pelo EVERCALC 5.0®, os valores ultrapassariam o limite máximo de módulos considerados pelo programa, de 100000 MPa, não podendo ser utilizados em cálculos posteriores.

Além do problema recém mencionado, o mesmo modelo gera para o restante das estacas módulos de resiliência notavelmente elevados, o que inviabiliza o uso dos mesmos nos modelos desenvolvidos na sequência deste relatório. Tal fato pode gerar módulos consideravelmente elevados de modo que inviabilize a construção de uma curva em função do tráfego visando quantificar o crescimento de dano no material.

Posto o problema acima, buscou-se solucioná-lo através de pesquisa na literatura de modelos para correção do módulo de resiliência de misturas asfálticas em função da temperatura. Na pesquisa, foi encontrado em Theisen (2011) uma abordagem da influência da temperatura em parâmetros constitutivos lineares-elásticos em misturas asfálticas, o que inclui o módulo de resiliência. Segundo Theisen (2011), as misturas asfálticas apresentam queda do módulo de resiliência com a temperatura. Para o intervalo de temperatura entre 5°C a 45°C, nota-se um maior gradiente de queda para menores temperaturas, próximo a uma variação potencial ou exponencial. Entretanto, não existe um modelo preditivo geral proposto que considere esta

variação no módulo de resiliência. Em geral, é notado um comportamento de queda exponencial do módulo de resiliência com a temperatura, como visto na equação 189:

$$\frac{MR(T)}{MR(25^{\circ}C)} = \psi_T e^{-\theta_T \left(\frac{T}{25^{\circ}C}\right)} \quad (189)$$

onde θ_T e ψ_T são parâmetros de sensibilidade térmica, MR é o módulo de resiliência e T a temperatura. Tal modelo equaciona o módulo de resiliência normalizado para a temperatura de 25°C em função da temperatura normalizada com relação a temperatura de referência de 25°C. A Tabela 29 mostra os parâmetros θ_T e ψ_T para algumas misturas asfálticas vistas na literatura. Os parâmetros θ_T e ψ_T podem ser interpretados da seguinte maneira:

- Quanto maior for ψ_T , maior é a perda de módulo de resiliência da mistura com a temperatura;
- Quanto maior for θ_T , mais brusca é a variação do módulo de resiliência com a variação de temperatura.

Tabela 29: Parâmetros θ_T e ψ_T para algumas misturas asfálticas encontradas na literatura (extraído de Theisen, 2011)

Referência	Tipo de mistura	Nome	ψ_T	θ_T	R^2
Rohde (2007)	Misturas de módulo elevado	RASF	2,6293	0,999	0,9951
		PPA 30/45	4,1865	1,434	1,0000
	CBUQ convencional	CAP 50/70	9,8766	2,103	0,9643
Brito (2006)	CBUQ convencional	CA-C 0,2 s Q	6,4009	1,805	0,9975
		CA-C 0,2 s SSV	5,8037	1,929	0,9771
	Asfalto Borracha	CA-AB 0,1 s	5,3296	1,667	1,0000
		CA-AB 0,2 s Q	5,3861	1,726	0,9982
		CA-AB 0,2 s SSV	5,9824	1,872	0,9940
Hamzah e Yi (2008)	Agregado 100% de escória de aço	SSDA 5% lig.	4,6770	1,801	0,9589
		SSDA 6% lig.	5,0229	1,849	0,9675
		SSDA 7% lig.	5,3863	1,892	0,9754
	Agregado 50% escória de aço e 50% granítico	SSGDA 5% lig.	4,9739	1,852	0,9641
		SSGDA 6% lig.	4,9055	1,803	0,9719
		SSGDA 7% lig.	4,8063	1,803	0,9662

De posse da informação da Tabela 29 e do modelo proposto pela equação 189, decidiu-se fazer um novo ajuste dos módulos retro-analisados em função da temperatura. O procedimento foi utilizar as constantes θ_T e ψ_T referentes às misturas convencionais (que mais se aproximam do tipo de mistura ensaiada no capítulo 5 desta pesquisa) para obter as curvas em função do modelo da equação 189. Em seguida, as curvas resultantes foram utilizadas para obter uma curva média, no qual posteriormente se utilizou o modelo da equação 189 para obter novas constantes θ_T e ψ_T por regressão. Utilizando-se θ_T e ψ_T das misturas de CBUQ convencional de Rohde (2007) e Brito (2006), obteve-se $\theta_T = 1,955$ e $\psi_T = 7,3225$; com R^2 do ajuste igual a 1.

Uma vantagem do novo modelo a utilizar é que o mesmo considera a suscetibilidade a temperatura de misturas que empregam materiais locais, com características iguais ou próximas aos empregados nas obras rodoviárias da Triunfo/Concepa, sendo assim um modelo mais fiel ao comportamento real dos materiais de interesse nesta pesquisa.

Definidas as constantes do modelo para correção de temperaturas, manipula-se a equação 189 de forma a obter o modelo que resulta no módulo de resiliência corrigido para 25°C, expresso pela equação 190:

$$MR(25^{\circ}C) = \frac{MR(T)}{7,3225e^{-1,955\left(\frac{T}{25^{\circ}C}\right)}} \quad (190)$$

A aplicação da equação 190 resulta nos novos módulos de resiliência do revestimento corrigidos para 25°C, vistos na Tabela 30:

Tabela 30: Módulos de resiliência do revestimento corrigidos segundo modelo alternativo

Estaca	E ₁ (MPa)		Estaca	E ₁ (MPa)
	Set/2007	Ago/2009		
61+000	2508	1837	61+000	3995
61+480	9795	4941	61+500	2739
61+760	3985	1207	61+750	545
62+000	6158	817	62+000	966
62+240	17026	1709	62+250	899
62+760	4151	870	62+750	1794
63+000	7210	2100	63+000	2313

63+240	9054	5709	63+250	2352
63+480	x	4890	63+500	2443
64+000	x	224	64+000	3089
64+240	x	4692	64+250	2068
64+480	2431	5183	64+500	2296

x valores resultantes ainda altos, portanto descartados

Comparando-se os resultados vistos na tabela 30 com os resultados das tabelas 26 a 28, nota-se uma razoável queda nas magnitudes os módulos ajustados, como visto na Figura 73. Quanto a correção dos módulos do revestimento para as datas de Agosto de 2009 e Abril de 2010, verificou-se que o modelo alternativo produz módulos pouco maiores aos fornecidos pelo EVERCALC, com diferença máxima entre módulos de 5%. Sendo assim, optou-se por usar os módulos corrigidos pelo EVERCALC para as datas de Agosto de 2009 e Abril de 2010, adotando-se os módulos corrigidos pelo modelo alternativo para a data de Setembro de 2007.

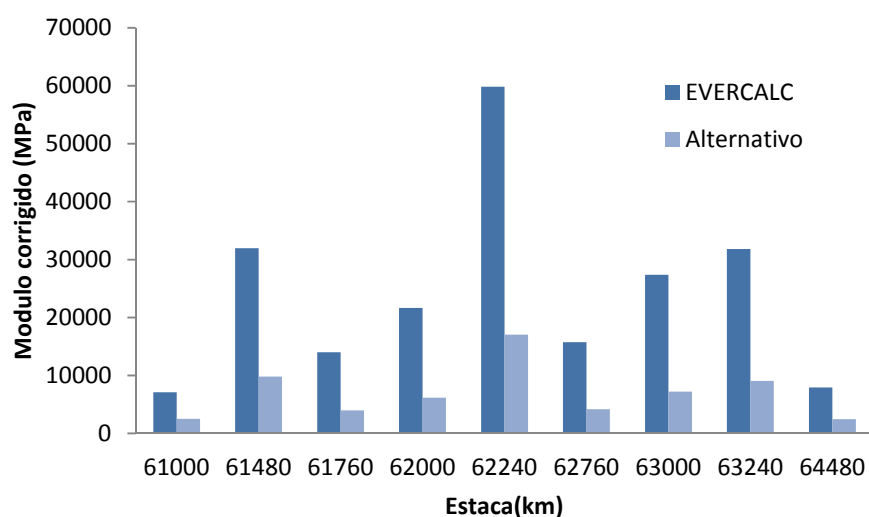


Figura 73: Comparação dos módulos de resiliência do revestimento corrigidos para temperatura de 25°C pelo EVERCALC 5.0 e pelo modelo alternativo empregado

Salienta-se que os dados apresentados são referentes a cada estaca levantada e, portanto, não podem ser analisados independentes de uma média quilométrica para efeito de determinação da deflexão característica do segmento; análise este fora do escopo deste estudo.

7.2.2 Análise de tensões e deformações

Com os módulos das camadas definidos, foi possível executar uma análise de tensões e deformações nas estruturas das estacas de modo a se obter parâmetros que representassem o comportamento da estrutura. Tais dados servem de dado de entrada nos modelos de crescimento de dano descritos na sequência desta pesquisa. Especificamente, a variável procurada nas análises é a densidade de energia de deformação no revestimento da base, ponto cujas tensões são fortemente relacionadas ao processo de dano por fadiga em misturas asfálticas. Adicionalmente, tal variável considera a atuação de todas as tensões no ponto em questão, não se limitando apenas a considerar tensões em uma direção apenas.

Para as análises, foi empregado o programa EVERSTRESS 5.0®, também foi desenvolvido pelo *Washington State Department of Transportation* (WSDOT, 2005). Foi considerada a atuação de um eixo padrão de 82kN de rodas duplas, cujos centros são distantes de 30cm, com pressão de inflação de 560kPa, distribuída uniformemente em uma carga de raio 10,79cm. Os coeficientes de Poisson foram os mesmos empregados nas retro-análises. Como respostas, foram obtidas as tensões e deformações normais nas direções do espaço para o ponto da base do revestimento coincidente com o centro do carregamento. Tal escolha é devido ao fato de que para revestimentos não espessos (espessura < 10 cm), as maiores tensões e deformações de tração estão situadas neste ponto, gerando uma maior densidade de energia de deformação por consequência. Os resultados para as datas consideradas são vistos na Tabela 31:

Tabela 31: Resultados das análises de tensões e deformações para as seções estudadas

Data	Estaca	σ_{xx} (MPa)	σ_{yy} (MPa)	σ_{zz} (MPa)	ϵ_{xx}	ϵ_{yy}	ϵ_{zz}
Set 2007	61+000	0.376	0.300	-0.322	$1.52 \cdot 10^{-4}$	$1.13 \cdot 10^{-4}$	$-2.09 \cdot 10^{-4}$
	61+480	1.787	1.426	-0.173	$1.44 \cdot 10^{-4}$	$9.61 \cdot 10^{-5}$	$-1.16 \cdot 10^{-4}$
	61+760	1.184	0.941	-0.223	$2.43 \cdot 10^{-4}$	$1.64 \cdot 10^{-4}$	$-2.16 \cdot 10^{-4}$
	62+000	1.794	1.425	-0.171	$2.30 \cdot 10^{-4}$	$1.52 \cdot 10^{-4}$	$-1.85 \cdot 10^{-4}$
	62+240	2.877	2.286	-0.105	$1.31 \cdot 10^{-4}$	$8.54 \cdot 10^{-5}$	$-9.72 \cdot 10^{-5}$
	62+760	0.892	0.712	-0.254	$1.82 \cdot 10^{-4}$	$1.25 \cdot 10^{-4}$	$-1.77 \cdot 10^{-4}$
	63+000	1.329	1.059	-0.209	$1.49 \cdot 10^{-4}$	$1.00 \cdot 10^{-4}$	$-1.28 \cdot 10^{-4}$
	63+240	1.552	1.234	-0.190	$1.37 \cdot 10^{-4}$	$9.11 \cdot 10^{-5}$	$-1.13 \cdot 10^{-4}$
	63+480	-	-	-	-	-	-
	64+000	-	-	-	-	-	-
	64+240	-	-	-	-	-	-
	64+480	0.650	0.521	-0.284	$2.38 \cdot 10^{-4}$	$1.69 \cdot 10^{-4}$	$-2.61 \cdot 10^{-4}$

Ago 2009	61+000	0.850	0.674	-0.266	$4.15 \cdot 10^{-4}$	$2.85 \cdot 10^{-4}$	$-4.13 \cdot 10^{-4}$
	61+480	1.863	1.431	-0.157	$3.13 \cdot 10^{-4}$	$1.94 \cdot 10^{-4}$	$-2.42 \cdot 10^{-4}$
	61+760	0.468	0.375	-0.320	$3.91 \cdot 10^{-4}$	$2.86 \cdot 10^{-4}$	$-4.96 \cdot 10^{-4}$
	62+000	-0.094	-0.095	-0.417	$7.61 \cdot 10^{-5}$	$7.42 \cdot 10^{-5}$	$-4.58 \cdot 10^{-4}$
	62+240	0.678	0.541	-0.285	$3.65 \cdot 10^{-4}$	$2.57 \cdot 10^{-4}$	$-3.95 \cdot 10^{-4}$
	62+760	0.015	-0.001	-0.402	$1.60 \cdot 10^{-4}$	$1.36 \cdot 10^{-4}$	$-4.80 \cdot 10^{-4}$
	63+000	0.310	0.246	-0.336	$1.65 \cdot 10^{-4}$	$1.24 \cdot 10^{-4}$	$-2.46 \cdot 10^{-4}$
	63+240	2.179	1.668	-0.133	$3.10 \cdot 10^{-4}$	$1.90 \cdot 10^{-4}$	$-2.32 \cdot 10^{-4}$
	63+480	1.840	1.410	-0.158	$3.08 \cdot 10^{-4}$	$1.90 \cdot 10^{-4}$	$-2.38 \cdot 10^{-4}$
	64+000	-0.236	-0.226	-0.491	$-9.57 \cdot 10^{-5}$	$-3.49 \cdot 10^{-5}$	$-1.62 \cdot 10^{-3}$
	64+240	2.144	1.640	-0.136	$3.71 \cdot 10^{-4}$	$2.28 \cdot 10^{-4}$	$-2.79 \cdot 10^{-4}$
	64+480	2.110	1.614	-0.138	$3.27 \cdot 10^{-4}$	$2.01 \cdot 10^{-4}$	$-2.46 \cdot 10^{-4}$
Abr 2010	61+000	1.594	1.228	-0.180	$3.34 \cdot 10^{-4}$	$2.10 \cdot 10^{-4}$	$-2.68 \cdot 10^{-4}$
	61+500	1.730	1.338	-0.170	$5.23 \cdot 10^{-4}$	$3.30 \cdot 10^{-4}$	$-4.13 \cdot 10^{-4}$
	61+750	-0.061	-0.065	-0.414	$1.58 \cdot 10^{-4}$	$1.48 \cdot 10^{-4}$	$-7.17 \cdot 10^{-4}$
	62+000	0.081	0.055	-0.374	$1.89 \cdot 10^{-4}$	$1.53 \cdot 10^{-4}$	$-4.45 \cdot 10^{-4}$
	62+250	0.141	0.106	-0.368	$2.53 \cdot 10^{-4}$	$2.02 \cdot 10^{-4}$	$-5.11 \cdot 10^{-4}$
	62+750	0.618	0.494	-0.297	$3.23 \cdot 10^{-4}$	$2.30 \cdot 10^{-4}$	$-3.64 \cdot 10^{-4}$
	63+000	0.657	0.525	-0.286	$2.62 \cdot 10^{-4}$	$1.86 \cdot 10^{-4}$	$-2.87 \cdot 10^{-4}$
	63+250	0.866	0.691	-0.258	$3.25 \cdot 10^{-4}$	$2.24 \cdot 10^{-4}$	$-3.20 \cdot 10^{-4}$
	63+500	0.753	0.604	-0.270	$2.79 \cdot 10^{-4}$	$1.96 \cdot 10^{-4}$	$-2.89 \cdot 10^{-4}$
	64+000	1.799	1.389	-0.164	$4.81 \cdot 10^{-4}$	$3.02 \cdot 10^{-4}$	$-3.76 \cdot 10^{-4}$
	64+250	0.259	0.205	-0.335	$1.50 \cdot 10^{-4}$	$1.14 \cdot 10^{-4}$	$-2.38 \cdot 10^{-4}$
	64+500	1.300	1.025	-0.212	$4.77 \cdot 10^{-4}$	$3.16 \cdot 10^{-4}$	$-4.11 \cdot 10^{-4}$

Na Tabela 31, σ_{xx} , σ_{yy} e σ_{zz} são as tensões normais nas direções x, y e z, respectivamente. Tensões de tração são positivas e de compressão negativas. Quanto às deformações, estas são denotadas por ε_{xx} , ε_{yy} e ε_{zz} , representando as deformações normais nas direções x, y e z, respectivamente. Deformações de extensão são positivas, enquanto que de encurtamento negativas. As tensões de cisalhamento σ_{xy} , σ_{yz} e σ_{xz} , embora tivessem valores não nulos assim como as respectivas deformações, não foram consideradas no cálculo devido a sua pouca influência na densidade de energia de deformação.

Com os resultados da Tabela 31, é possível obter a densidade de energia de deformação, como mostrado na equação 191:

$$W = \frac{1}{2}(\sigma_{xx}\varepsilon_{xx} + \sigma_{yy}\varepsilon_{yy} + \sigma_{zz}\varepsilon_{zz}) \quad (191)$$

Os resultados da aplicação da equação 191 são mostrados na Tabela 32:

Tabela 32: Densidades de energia de deformações para as seções estudadas

Estaca	W(MJ/m ³)		Estaca	W(MJ/m ³)
	Set/2007	Ago/2009		Abr/2010
61+000	7.9231*10 ⁻⁵	0.00032723	61+000	0.0004196
61+480	0.00020732	0.00044964	61+500	0.00070766
61+760	0.000245	0.00022456	61+750	0.00013883
62+000	0.00033099	8.8398*10 ⁻⁵	62+000	9.5116*10 ⁻⁵
62+240	0.00029059	0.00024939	62+250	0.00012261
62+760	0.00014834	9.7698*10 ⁻⁵	62+750	0.00021062
63+000	0.00016545	8.2199*10 ⁻⁵	63+000	0.000176
63+240	0.00017311	0.00051116	63+250	0.00025935
63+480	-	0.00043647	63+500	0.00020328
64+000	-	0.00041209	64+000	0.00067272
64+240	-	0.00060314	64+250	7.1043*10 ⁻⁵
64+480	0.00015852	0.00052423	64+500	0.00051531

7.3 CURVA DE FADIGA DE CAMPO

Extraídas as propriedades de laboratório e de campo da mistura asfáltica, bem como a densidade de energia de deformação que ocorre na estrutura ao longo do tempo, é possível obter uma curva de fadiga que considere todos esses fatores, obtendo-se assim um modelo genérico de crescimento de dano e ruptura por fadiga do material, não apenas restrito a ensaios de laboratório.

Posto isto, a elaboração do modelo proposto passa pelas três etapas abaixo listadas:

- Obtenção do parâmetro de dano da mistura asfáltica em função do número N;
- Determinação dos parâmetros da Teoria do Potencial de Trabalho em função dos dados de campo;
- Análise paramétrica e comparação do modelo obtido com outros modelos.

7.3.1 Parâmetro de dano em função de N acumulado

O Parâmetro de dano ou função de dano em função de N pode ser definido como uma função que descreve o crescimento do dano, quantificado por algum fator, em função do número de ciclos de aplicação de carga (tensões) ou deslocamento (deformações) no material. O fator que quantifica o dano pode ser em termos de qualquer variável que seja indicativa do desenvolvimento do dano no material em questão.

Para esta pesquisa, sabendo-se que a variável indicativa do crescimento do dano é o módulo de resiliência, adotou-se o parâmetro de dano S expresso pela equação 192:

$$S = 1 - \frac{E(N)}{E(0)} \quad (192)$$

Onde E(0) é o módulo de resiliência inicial da mistura asfáltica, desconsiderando qualquer dano; e E(N) é o módulo de resiliência para um número de ciclos N qualquer. Sendo S uma variável que possui valores entre 0 e 1, os valores extremos de S possuem as interpretações citadas a seguir:

- Se S = 0 [ou E(N) = E(0)]: Material intacto, sem dano;
- Se S = 1 [ou E(N) = E(Nf) = 0, sendo Nf o número de ciclos para ruptura por fadiga]: Material completamente degradado, sem rigidez.

Para obtenção da variável S da equação 192, é preciso se obter o módulo de resiliência sem a ação do dano, ou seja, E(0). Como em função dos dados de campo isto não é possível, devido aos levantamentos deflectométricos terem sido executados nos pavimentos que já sofreram ação do tráfego, E(0) deve ser obtido em função dos resultados de laboratório, considerando-se que os ensaios não tenham proporcionado qualquer espécie de dano no material.

A princípio, poder-se-ia tomar o módulo de resiliência obtido em laboratório como E(0). Entretanto, ao tomar tal parâmetro no cálculo de S, não se estaria considerando a velocidade de passagem real dos veículos no pavimento, pois esta está relacionada com a duração do pulso de carga no qual o material é solicitado. Dada a característica dos materiais viscoelásticos quanto sua deformabilidade em função do tempo e da forma do pulso de carga, pode-se estar adotando um valor inadequado para E(0) se a questão da duração do pulso de carga não for levada em consideração.

Para solucionar a questão descrita anteriormente, se faz uso das propriedades viscoelásticas extraídas em 5.4. De posse das propriedades viscoelásticas, será possível obter o módulo de resiliência da mistura para um pulso de carga semelhante ao observado em campo, considerando a velocidade de projeto de pavimentos flexíveis de 80 km/h. Sendo assim, a questão é obter qual é o tempo de pulso de carga em função da velocidade de projeto.

Brito (2006) menciona que após considerar a inércia e os efeitos viscosos com base em pulsos de tensão vertical medidos pelo *AASHO* (atual *AASHTO*) *Road Test*, Barksdale (1971) propôs para um pavimento flexível uma relação entre a velocidade do veículo e a profundidade de análise com o tempo equivalente do pulso de tensão vertical, como visto na Figura 74. O diagrama apresentado na Figura mostra que uma relação entre velocidade dos veículos, tempo de pulso de carga e forma do pulso de carga, sendo este senoidal ou triangular.

Assim, de posse da velocidade e da profundidade abaixo da superfície do pavimento (no caso 8 cm, pois se considera aqui um pulso atuando na base do revestimento), a questão limita-se em determinar qual das formas de pulso de carga adotar. Brito (2006) também menciona pesquisas onde foram executadas medidas de tensões no interior da estrutura de pavimentos flexíveis, onde se constatou que o pulso de tensão se assemelha a uma curva tipo semi-seno-verso, o que é mais próximo de um pulso senoidal do que um pulso triangular. Sendo assim, julga-se por adequado assumir um pulso senoidal para o carregamento com o fim de se obter o tempo de pulso de carga para a velocidade de 80 km/h.

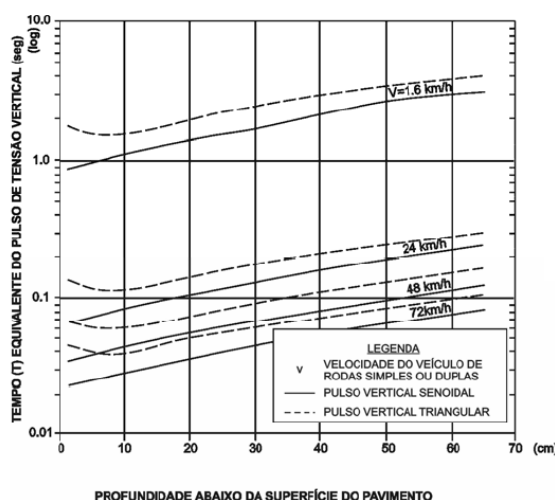


Figura 74: Relação velocidade - profundidade - tempo de pulso de tensão proposta por Barksdale (1971) (adaptado por Brito, 2006)

Pela Figura 74, para a espessura de 8 cm, pulso senoidal e velocidade de 80 km/h (fazendo-se uma extrapolação), conclui-se que uma velocidade de 80 km/h equivale a um pulso de tensão de aproximadamente 0,024 s; notavelmente distante dos 0,1 s utilizados no ensaio de módulo de resiliência. Pela mesma figura, nota-se que para a espessura de 8 cm, pulso senoidal e tempo de pulso de 0,1 s; a velocidade resultante é menor que 24 km/h, bem distante os 80 km/h de projetos de pavimentos flexíveis.

Uma vez encontrado o tempo de pulso de carga equivalente a 80 km/h, deve-se obter o módulo de resiliência equivalente para um pulso senoidal. Isto é feito utilizando-se as equações 147 e 148, que representam o deslocamento ao longo de toda a extensão do diâmetro perpendicular ao sentido de aplicação da carga e uma serie de Prony para $D(t)$ com 5 termos viscoelásticos, respectivamente. A função de carga $P(t)$ é a função semi-seno-verso, expressa pela equação 193:

$$P(t) = \frac{P_{max}}{2} \left[1 - \cos\left(\frac{2\pi t}{t_p}\right) \right] \quad (193)$$

onde P_{max} é o valor da carga de pico do pulso e t_p é o tempo do pulso de carga. Substituindo-se as equações 193 e 148 na equação 147, é obtida a curva de deslocamento necessária para o cálculo do módulo de resiliência, expressa pelas equações 194 e 195:

$$\Delta U_{2R}(t) = \frac{P_{max}}{h} (0,2692 + 0,9972\nu) \left\{ \frac{D_0}{2} \left[1 - \cos\left(\frac{2\pi t}{t_p}\right) \right] + \pi \sum_{i=1}^5 D_i F_i(t, t_p, \tau_i) \right\} \quad (194)$$

$$F_i(t, t_p, \tau_i) = \frac{1}{2\pi} \left[1 - \cos\left(\frac{2\pi t}{t_p}\right) \right] + \frac{2\pi\tau_i^2}{4\pi^2\tau_i^2 + t_p^2} \left[-e^{-\frac{t}{\tau_i}} + \cos\left(\frac{2\pi t}{t_p}\right) - \frac{t_p}{2\pi\tau_i} \sin\left(\frac{2\pi t}{t_p}\right) \right] \quad (195)$$

Aplicando-se as duas equações acima, supondo-se $P_{max} = 2\text{kN}$, $h = 6,3\text{ cm}$ e $\nu = 0,3$; o material cuja curva de fluência tem os parâmetros D_i e τ_i vistos na tabela 19 gera os pulsos de deslocamentos para $t_p = 0,024\text{ s}$ e $t_p = 0,1$ vistos na Figura 75:

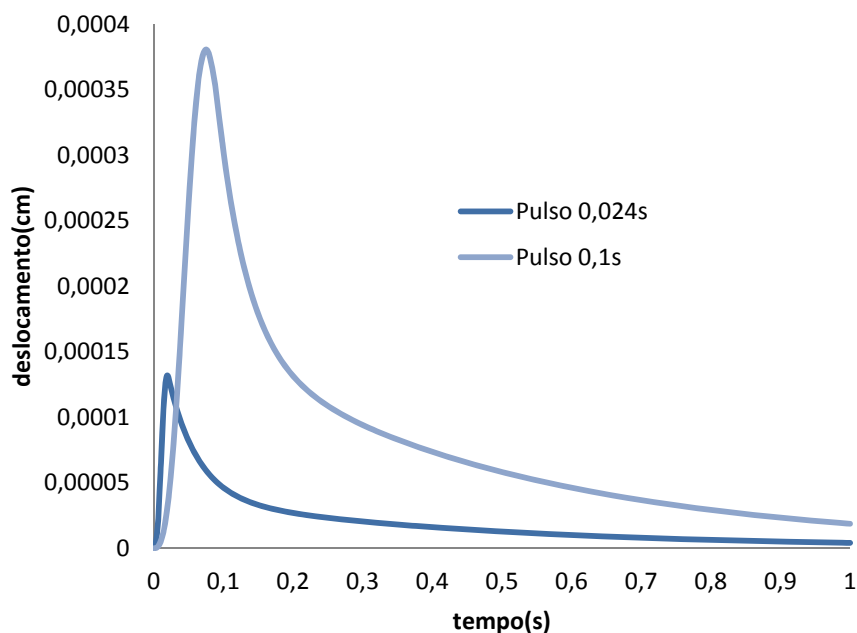


Figura 75: Comparação entre os pulsos de deslocamento com pulso de carga de 0,024s e 0,1s

Como é visto na Figura 75, o pulso de carga de 0,024s de duração produz um deslocamento de pico notavelmente menor que o produzido pelo pulso de 0,1s. Uma vez que o deslocamento de pico é utilizado nas metodologias para obtenção do módulo de resiliência, utilizar um pulso de carga de 0,1s no cálculo significa subestimar o valor de tal parâmetro.

Comprovando em números o que foi comentado no parágrafo anterior, empregou-se a metodologia proposta pela ASTM D4123 (1995) para extração do módulo de resiliência das curvas vistas na Figura 75. Os resultados obtidos são listados a seguir:

- Módulo de resiliência para pulso de carga de 0,1s = 5669 MPa;
- Módulo de resiliência para pulso de carga de 0,024s = 15522 MPa.

Portanto, a extração das propriedades viscoelásticas em função dos dados de ensaios de laboratório é bastante importante na aplicação do modelo, pois com estas é possível considerar a velocidade de projeto na aplicação do modelo. Se a velocidade de projeto é maior que a equivalente para o tempo de pulso de carga empregado nos ensaios e para a espessura de revestimento em questão, o procedimento mostrado nesta pesquisa pode ser aplicado. A exceção é o caso no qual o tempo de pulso de carga é maior do que o empregado nos ensaios, ou seja, no caso de velocidades pequenas (menores que 20 km/h). Neste caso, recomenda-se a execução de ensaios de fluência (*creep* estático) ou de módulo dinâmico para as misturas

asfálticas, pois nestes ensaios são considerados pulsos de carga de longa duração (frequências baixas) e longos tempos de carregamento no material.

De posse do módulo de resiliência sem dano do material, são calculados os parâmetros de dano S para os módulos a 25°C obtidos por retro-análise. Aplicando-se a equação 192 para os módulos mencionados, chega-se à relação módulo de resiliência - parâmetro de dano mostrado na Figura 76. Se as médias por data dos módulos foram utilizadas, o resultado é o visto na Tabela 33:

Tabela 33: Parâmetros de dano para os módulos médios do revestimento em função da data

Data	$E_{\text{médio}}(\text{MPa})$	S
Início	15522	0.000
Set/2007	6924	0.554
Ago/2009	2762	0.822
Abr/2010	2045	0.868

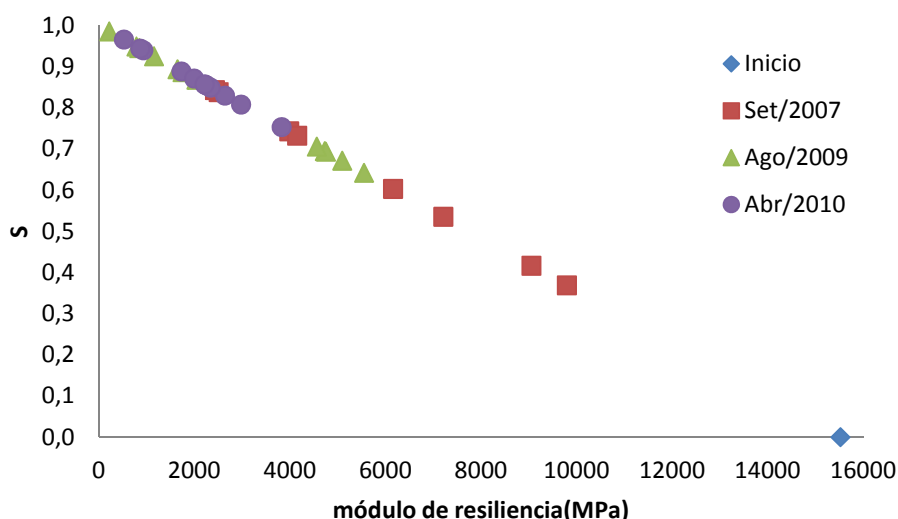


Figura 76: Relação módulo de resiliência e parâmetro de dano em função da data

O próximo passo para obtenção da função de dano é relacionar o parâmetro de dano S com o número de solicitações de carga ocorridas no material. Para isso, a concessionária Triunfo/Concepa dispõe de contagem de veículos segundo as classes de veículos estabelecidas pela norma vigente do DNIT. As contagens foram feitas nas três praças de pedágio da rodovia BR-290/RS, situadas nos quilômetros 19, 77 e 96 de ambas as pistas

(Norte e Sul). Em função da contagem de veículos, é possível obter o número N, aplicando-se os fatores de eixo e de veículo normalizados pela AASHTO.

Para o cálculo dos fatores de eixo, é necessário conhecer a carga que cada tipo de eixo solicita o pavimento. Tal carga é normalizada pelo DNIT, segundo a Lei das Balanças. Para cada tipo de eixo, existe uma carga máxima admitida, listadas a seguir:

- Para eixo simples: carga máxima de 6 toneladas;
- Para eixo duplo: carga máxima de 10 toneladas;
- Para conjunto de eixos em tandem duplo: carga máxima de 17 toneladas;
- Para conjunto de eixos em tandem triplo: carga máxima de 25,5 toneladas.

Assumindo-se que os veículos trafeguem na rodovia com a carga máxima dos tipos de eixo mencionados acima, os fatores de veículo (FE), segundo o método da AASHTO, são calculados conforme as equações 196 a 199:

$$FE(\text{eixo simples}) = \left(\frac{\text{carga eixo simples}}{7,77 \text{ ton}} \right)^{4,32} = \left(\frac{6 \text{ ton}}{7,77 \text{ ton}} \right)^{4,32} = 0,33 \quad (196)$$

$$FE(\text{eixo duplo}) = \left(\frac{\text{carga eixo duplo}}{8,17 \text{ ton}} \right)^{4,32} = \left(\frac{10 \text{ ton}}{8,17 \text{ ton}} \right)^{4,32} = 2,39 \quad (197)$$

$$FE(\text{tandem duplo}) = \left(\frac{\text{carga tandem}}{15,08 \text{ ton}} \right)^{4,14} = \left(\frac{17 \text{ ton}}{15,08 \text{ ton}} \right)^{4,32} = 1,64 \quad (198)$$

$$FE(\text{tandem triplo}) = \left(\frac{\text{carga tandem triplo}}{22,95 \text{ ton}} \right)^{4,22} = \left(\frac{25,5 \text{ ton}}{22,95 \text{ ton}} \right)^{4,22} = 1,56 \quad (199)$$

Em função dos fatores de eixo, são calculados os fatores de veículo FV, em função de combinações dos FE dependendo do tipo de veículos que solicitam o pavimento. Na contagem de tráfego feita pela Triunfo/Concepa, foram consideradas cinco categorias de veículo, vistas na Figura 77:

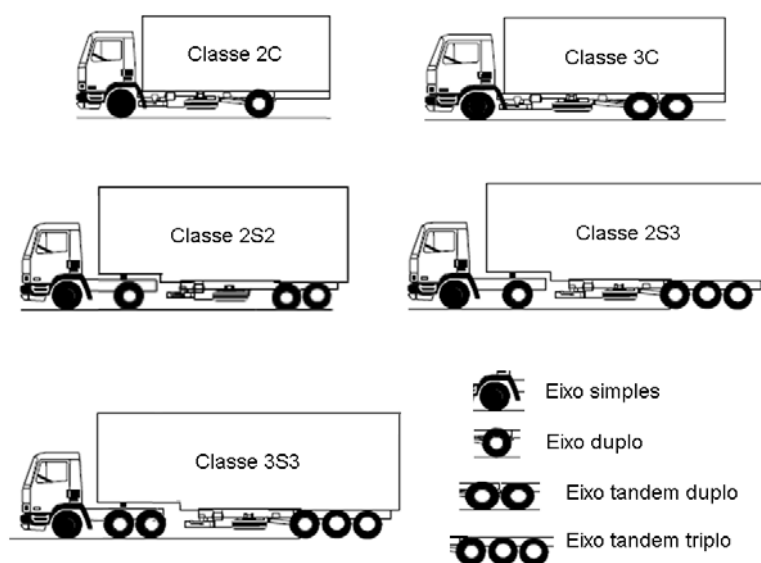


Figura 77: Classes de veículos considerados pela Triunfo|Concepa para contagem de tráfego

Dados os veículos mostrados na Figura 77, o fator de veículos para cada classe é a soma dos fatores de eixo presentes em cada veículo. Exemplificando-se, o fator de veículo para a classe 2S2 é a soma de uma vez o fator de eixo simples, uma vez o fator de eixo duplo e uma vez o fator de eixo tandem duplo, pois estes são os eixos presentes nessa categoria. Seguindo-se esta lógica, a Tabela 34 mostra os fatores de veículos utilizados para o cálculo de N:

Tabela 34: Fatores de veículo (FV) para as classes consideradas pela Triunfo|Concepa

Classe	Tipo de eixo				FV
	Simples	Duplo	Tandem duplo	Tandem triplo	
2C	0.33	2.39	0.00	0.00	2.72
3C	0.33	0.00	1.64	0.00	1.97
2S2	0.33	2.39	1.64	0.00	4.36
2S3	0.33	2.39	0.00	1.56	4.28
3S3	0.33	0.00	1.64	1.56	3.53

Com os fatores de veículos, é possível obter o número N relativo à contagem de tráfego de um determinado ano. Os dados disponíveis mencionados anteriormente se referem ao ano de 2005, disponíveis para as três praças de pedágio da rodovia BR-290/RS, onde se contabilizou o tráfego na faixa externa da rodovia nos dois sentidos (capital-litoral e vice-versa). Os dados são vistos na Tabela 35:

Tabela 35: Contagem de tráfego disponibilizada para o ano de 2005 na BR 290

Praça de pedágio	Número de registros por classe (em 2005)				
	2C	3C	2S2	2S3	3S3
1 (km 19)	173371	219176	67645	159841	53115
2 (km 77)	460564	400916	134210	240142	89586
3 (km 96)	272444	180137	70727	143549	52300

Observando-se a Tabela 35, é possível notar que há diferenças razoáveis entre as contagens de veículos das diferentes classes, onde a maior quantidade está na praça 2. Como o trecho considerado nesta pesquisa situa-se entre os quilômetros 61+000 e 64+500, optou-se por interpolar linearmente o número os valores mostrados na Tabela 35 de forma a considerar a variação do tráfego entre as praças de pedágio. A interpolação foi feita em função da posição do trecho, onde se considerou o ponto médio do trecho analisado (km 62+750) para o cálculo. Desta maneira, o número de registros para cada uma das classes foi obtido através do uso da equação 200:

$$NR(CV, km\ 62 + 750) = NR(classe, km\ 19) + \frac{NR(CV, km\ 77) - NR(CV, km\ 19)}{77 - 19} \left(62 + \frac{750}{1000} - 19 \right) \quad (200)$$

onde NR é o número de registros (Tabela 35) e CV é a classe de veículo. Aplicando-se a equação 200 com os dados da Tabela 35, os valores do número de registros por veículo a ser empregados no cálculo de N são os seguintes:

- Classe 2C: 390004 registros;
- Classe 3C: 356264 registros;
- Classe 2S2: 117856 registros;
- Classe 2S3: 220413 registros;
- Classe 3S3: 80625 registros.

Com os dados acima, calcula-se o número N para 2005, conforme a equação 201:

$$N(2005) = 0,5 \sum_{Classe\ 2C}^{Classe\ 3S3} NR(classe) * FV(classe) \quad (201)$$

O fator 0,5 na equação 201 vem da hipótese de que o tráfego se distribua igualmente em cada uma das pistas da BR-290/RS. Como resultado, obteve-se um $N(2005)$ de 1752238 passagens equivalentes do eixo padrão de 82kN.

Para obter o número N que ocorreu para um ano qualquer (não acumulado), foi necessário considerar uma taxa anual de crescimento do tráfego na rodovia. Para fins desta estimativa, considerando as flutuações nas taxas de crescimento do segmento rodoviário dos últimos anos, e levando em consideração que o estudo não é assertivo neste quesito, considerou-se uma taxa de crescimento anual é de 2%. Baseando-se nesta informação, o número N não acumulado para um ano qualquer é calculado pela equação 202:

$$N(ano) = (1,02)^{ano-2005}N(2005) \quad (202)$$

Por final, calcula-se o número N acumulado, que será empregado no modelo proposto, conforme a equação 203:

$$N_{acum}(ano) = N(2005) \sum_{i=2005}^{ano} (1,02)^{i-2005} \quad (203)$$

A equação 203 fornece o número N acumulado ao final do ano que serve como dado de entrada. Desta maneira, o número $N(2005)$ calculado anteriormente é o tráfego na rodovia entre os dias 1 de Janeiro de 2005 a 31 de Dezembro de 2005. Entretanto, a equação 203 não é uma equação contínua, isto é, não é possível ter como dado de entrada valores não inteiros. Para solucionar este problema, foi feito um ajuste por regressão em função dos dados resultantes da aplicação da equação 203 entre 2005 a 2010, onde se obteve a equação 204 como resposta, alcançando-se um R^2 de 1 para ela:

$$N_{acum}(ano) = 10^6 \left[18415,167832 \left(\frac{ano}{1000} \right)^2 - 72076,826247 \left(\frac{ano}{1000} \right) + 70486,354161 \right] \quad (204)$$

A adaptação da equação 203 para a equação 204 foi feita devido ao fato de que as datas dos levantamentos não foram feitas exatamente no fim de um ano qualquer, por isso, estas não

seriam variáveis inteiras como dados de entrada, devendo-se considerar as frações de ano em função do mês e do dia de coleta de dados. Entretanto, como não há a informação exata do dia em que foram executados os levantamentos no trecho em questão, considera-se que todos foram executados na metade do mês correspondente. Assim, as datas dos levantamentos entram, em forma numérica, como listado a seguir:

- Set/2007: Considera-se dados levantados no dia 15 de Setembro de 2007, então o valor numérico é $2006 + 8/12 + 15/(12*30) = 2006,708$;
- Ago/2009: Considera-se dados levantados no dia 15 de Agosto de 2009, então o valor numérico é $2008 + 7/12 + 15/(12*31) = 2008,624$;
- Abr/2010: Considera-se dados levantados no dia 15 de Abril de 2010, então o valor numérico é $2009 + 3/12 + 15/(12*30) = 2009,292$.

Aplicando-se os valores listados anteriormente na equação 204, são obtidos os seguintes valores para o número N acumulado:

- Para 15 de Setembro de 2007, $N_{acum} = 4826060$;
- Para 15 de Agosto de 2009, $N_{acum} = 8401673$;
- Para 15 de Abril de 2010, $N_{acum} = 9680072$.

Calculados os valores de N, estes são empregados juntamente os parâmetros de dano S obtidos de forma a obter a função de dano desejada. Estas serão obtidas através da curva no qual se obter o melhor ajuste por regressão de S em função de N_{acum} . Visando-se considerar a variabilidade de S ao longo do trecho, serão obtidas duas funções de dano:

- Uma função de dano em função de S médio calculado no trecho analisado;
- Uma função de dano em função da média de S mais um desvio padrão da mesma variável. Pela distribuição normal de Gauss, tal valor tem probabilidade de 15,9% de ser ultrapassado, enquanto que o valor médio tem a probabilidade de 50%.

Os ajustes mencionados acima são vistos na Figura 78, onde se pode perceber que as funções obtidas foram funções exponenciais. Tais funções, além de se ajustarem razoavelmente aos valores no qual foram geradas, satisfazem $S(0) = 0$ e $dS(0)/dN > 0$, quesito importante para as aplicações que seguem neste relatório.

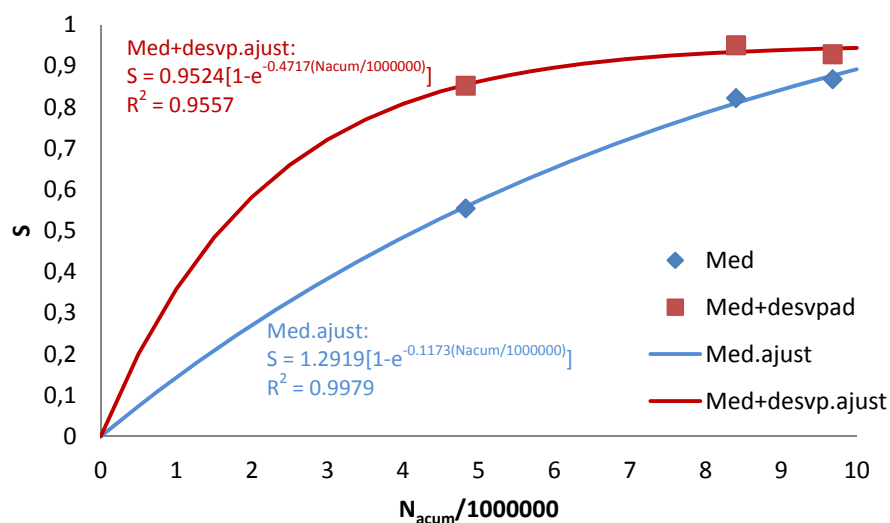


Figura 78: Funções de dano considerando a média dos parâmetros de dano e considerando média + desvio padrão do mesmo.

7.3.2 Parâmetros da Teoria do Potencial de Trabalho

Para obtenção dos parâmetros da Teoria do Potencial do Trabalho de Schapery (1990) para a situação analisada, além da função de dano obtida em 7.3.1, é preciso obter relação da densidade de energia de deformação (W) com o parâmetro de dano S . Sendo assim, a Tabela 36 estão os pares ordenados S, W que serão empregados no ajuste. Os valores de W mostrados na tabela são os valores médios em função da data dos levantamentos.

Tabela 36: Pares ordenados S e W para obtenção de $W(S)$

Data	S	$W(MJ/m^3)$
-	1.000	0.0000000
Set/2007	0.554	0.0001998
Ago/2009	0.822	0.0003339
Abr/2010	0.868	0.0002993

Na tabela 36 foi adicionado um par ordenado além dos já existentes. Este par ordenado se refere à situação do material completamente degradado ($S = 1$), no qual a densidade de

energia de deformação é nula devido ao módulo também ser nulo, uma vez que a densidade de energia de deformação é diretamente proporcional ao módulo segundo a Teoria da Elasticidade. Além disto, o ponto extra auxilia a visualização da tendência formada pelos pares ordenados vistos na Tabela 36, vista na Figura 79:

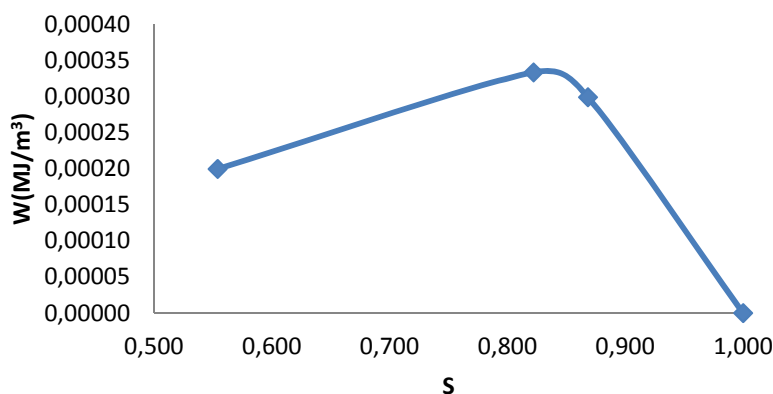


Figura 79: Tendência dos pares ordenados S - W

Observando-se a Figura 79, nota-se que a tendência da curva S - W apresenta um pico, ou seja, atinge-se um valor de máximo para um determinado valor de S. Tendo em conta o comportamento dos pavimentos segundo a teoria das camadas elásticas, esta afirmação é coerente por dois motivos:

- Para rigidezes do revestimento dentro de uma determinada faixa de valores, a parcela da densidade de energia de deformação na base do revestimento é essencialmente regida pelas tensões de tração que ocorrem neste ponto, e;
- Dentro da faixa de valores mencionada anteriormente, existe um pico de tensão de tração na base do revestimento, no qual provoca o pico de densidade de energia de deformação no mesmo ponto.

O primeiro motivo de a tendência ter um pico pode ser comprovado em função dos resultados obtidos nas análises vistas em 7.2.2. Com o aumento do módulo de resiliência do revestimento (ou da rigidez do mesmo, se módulo e espessura variarem), a parcela da densidade de energia de deformação relativa às tensões e deformações na horizontal, principalmente no eixo x, é predominante. Tal fato pode ser visto na Figura 80, onde W_x , W_y e W_z são as densidades de energia de deformação correspondentes as direções x, y e z, respectivamente:

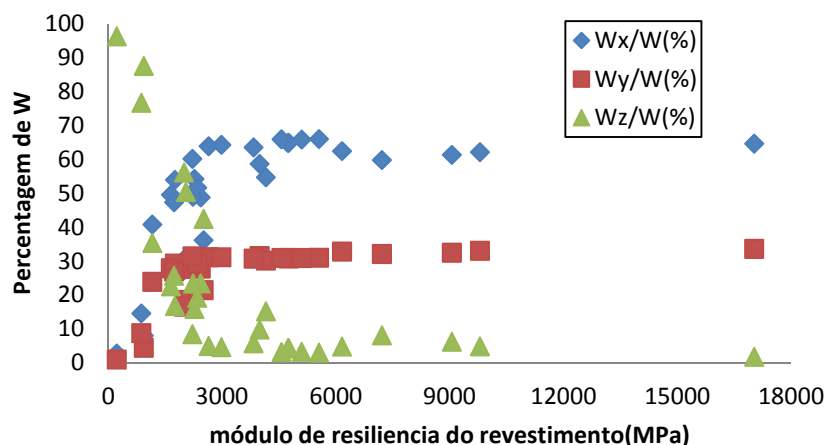


Figura 80: Parcelas de densidade de energia de deformação em função do módulo de resiliência do revestimento

Observando-se a Figura 80, nota-se que a partir de um certo valor de rigidez do revestimento, a densidade de energia de deformação passa a ser regida essencialmente pelos valores de tensão e deformação no sentido x e y, principalmente no sentido x. Em outras palavras, o mesmo padrão de comportamento das tensões horizontais seria esperado para a densidade de energia de deformação na base do revestimento.

A afirmação de que existe um máximo para W vem do comportamento da tensão de tração na base do revestimento em função da rigidez do revestimento. Para uma dada estrutura de pavimento, se variados módulos do revestimento e espessura, o comportamento da tensão de tração é o observado na Figura 81:

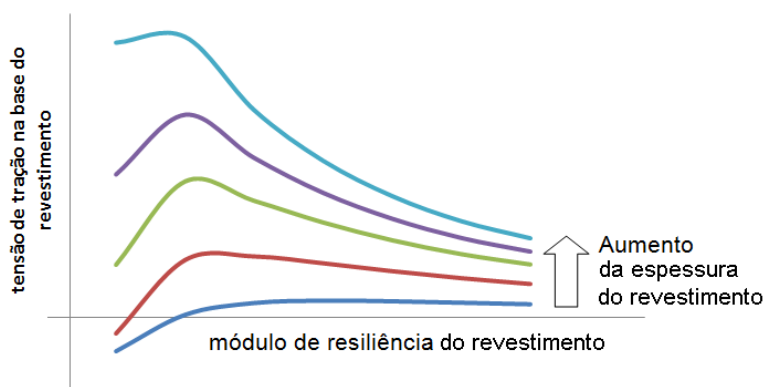


Figura 81: Tensão de tração na base do revestimento em função de sua espessura e seu módulo de resiliência

Pela Figura 81, nota-se que para um certo módulo de resiliência existe um pico característico de tensão de tração na base do revestimento. Este pico é mais pronunciado com o aumento da espessura do revestimento, ou seja, de sua rigidez. Tal fato acontece até uma determinada espessura, pois para espessuras maiores do que esta, o revestimento torna-se tão rígido a ponto de não flexionar, conseqüentemente não causando tensões altas em sua fibra inferior. O comportamento da figura acima ocorre, desta forma, justamente para casos de deformação controlado em pavimentos delgados.

A situação acima é semelhante ao caso de fadiga em revestimentos asfálticos, pois ao longo do tempo existe variação do módulo de resiliência desta camada. Inicialmente, o revestimento pode ser rígido o suficiente a ponto de não gerar tensões de tração altas em sua base. Ao longo do tempo, com a perda de rigidez, o revestimento entra na faixa de módulos onde existe o pico de tensão de tração na sua base, que, em um terceiro momento, cai novamente devido ao contínuo processo de perda de rigidez.

Dado que o módulo de resiliência inicial do revestimento estudado nesta pesquisa é alto, na ordem dos 15000 Mpa (considerando as correções do ensaio de laboratório para um pulso de carga conforme os tempos propostos por Barksdale), este é um forte indicativo de que, ao longo do processo de fadiga, tenha havido um pico de tensões de tração, justificando o aparecimento do pico na curva de densidade de energia de deformação, uma vez sabido que a densidade de energia de deformação, para altos módulos, é regida pelas tensões de tração na base do revestimento.

Toda a discussão acima se justifica pelo fato de se escolher uma função adequada para o ajuste de W em função de S . A aplicação do modelo depois de sua calibração com certeza extrapolará os limites dos intervalos de variáveis no qual o modelo foi calibrado, portanto resultados razoáveis dependem da escolha da função de ajuste. Outra questão a ser levada em conta para o ajuste da curva $W(S)$ é que, para o material do revestimento sem qualquer dano ($S = 0$), existe um valor de densidade de energia de deformação não nulo e que a partir deste valor, com o aumento de S , W é crescente até o seu máximo valor, tendência semelhante à observada na Figura 81.

Considerando-se os tópicos discutidos até então, a função mais adequada para o ajuste de W em função de S é o modelo visto na equação 205:

$$W(S) = A_W(1 - S)e^{-B_W(1-S)} \quad (205)$$

Onde A_W e B_W são parâmetros a determinar via regressão. A equação 205 descreve satisfatoriamente o comportamento da densidade de energia de deformação, pois para $S = 1$, $W(S) = 0$; para $S = 0$, existe um valor não nulo positivo; e é característico um valor de máximo entre $S = 0$ e $S = 1$ para o tipo de função apresentado.

Procedendo-se a regressão da equação 205 em função dos dados da Tabela 36, é obtido um valor de $A_W = 0,004628$ e $B_W = 5,225847$. O coeficiente de determinação R^2 obtido no ajuste foi de 0,9992; comprovando a adequabilidade do modelo para descrever a variável em questão. A Figura 82 mostra a comparação dos dados que originaram o ajuste pela equação 205 e a curva $W(S)$ resultante do ajuste por regressão da referida equação. Observando-se a figura, nota-se que para $S = 0$, o modelo forneceu uma baixa densidade de energia de deformação, acredita-se que em função da alta rigidez inicial do revestimento. Outro fato observado é que dois dos pontos que originaram o ajuste estão situados bem próximos ao pico de $W(S)$ ajustado. Os pontos se referem às datas de Agosto de 2009 e Abril de 2010, indicando provavelmente que em tais datas o processo de fadiga poderia estar mais acelerado, devido às altas tensões e deformações na base do revestimento.

Com as funções de dano e $W(S)$ obtidas, as mesmas podem ser substituídas dentro da lei de evolução de dano de Schapery (1990), expressa pela equação 64, de modo a se obter o modelo para obter A_S e α_S para os dados de campo. Substituindo-se os modelos de $S(N)$ e $W(S)$ na equação 64, é obtida a função genérica expressa pela equação 206:

$$-a_{S(N)}b_{S(N)}e^{b_{S(N)}\left(\frac{N_{acum}}{10^6}\right)} = \frac{A_S}{f}\{W(0)[(1 - S)B_We^{B_WS} - e^{B_WS}]\}^{\alpha_S} \quad (206)$$

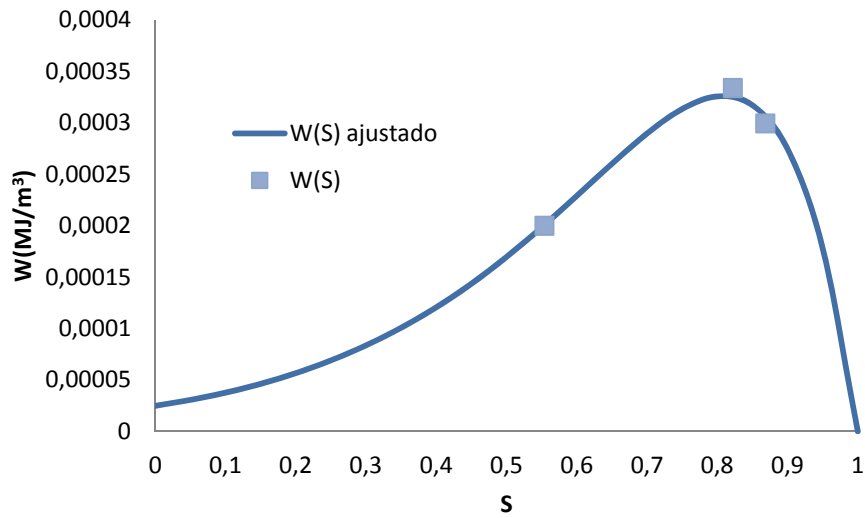


Figura 82: Comparação entre os dados de $W(S)$ e a função $W(S)$ ajustada

Na equação 206, $a_{S(N)}$ e $b_{S(N)}$ são as constantes vistas para os dois casos da Figura 82 e $W(0)$ é a densidade de energia de deformação inicial para o revestimento sem qualquer dano, calculada conforme a equação 207:

$$W(0) = A_W e^{-B_W} \quad (207)$$

Se a derivada parcial com relação a S da densidade de energia de deformação em função de S é a abscissa e a derivada parcial com relação à $N_{\text{acum}}/10^6$ do parâmetro de dano é a ordenada de um sistema de eixos cartesianos, a Figura 83 mostra como as mencionadas derivadas se relacionam no plano cartesiano:

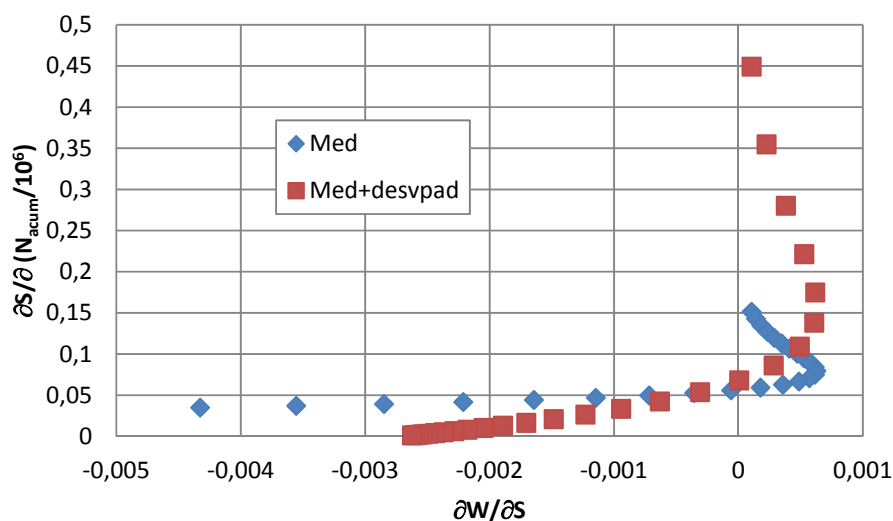


Figura 83: Relação entre a derivada parcial de $W(S)$ com relação a S e $S(N)$ com relação a N

A lei de evolução de dano de Schapery proposta na Teoria do Potencia de Trabalho supõe que as taxas de densidade de energia de deformação e de parâmetro de dano se relacionem conforme uma função do tipo ax^b . Entretanto, as tendências formadas na Figura 83, em nada caracterizam funções como propostas por Schapery. Além disto, a seqüências não caracterizam funções, pois infringem o princípio de que deve haver somente um valor de ordenada para cada abscissa.

Posto o problema acima, o que se conclui é que o modelo de Schapery (1990) não é o recomendado para considerar a evolução de dano em misturas asfálticas quando submetidas às tensões de campo, considerando-se o processo de fadiga em sua integralidade, ou seja, S variando de 0 a 1. Tal fato já foi observado por Theisen (2011), no qual o autor observou que a lei de evolução de dano de Schapery não foi a mais adequada para modelar o crescimento do dano por fadiga em misturas asfálticas em função das variáveis vistas na Figura 83. Theisen (2011) concluiu que o modelo não é adequado na modelagem quando se considera a zona de condicionamento do material, antes da zona de estabilidade.

Variações de comportamento também são observadas no problema em questão pesquisado. Durante o processo de fadiga, a densidade de energia de deformação não varia de maneira uniforme em função de S , sendo notados três estágios de variação:

- Primeiro: Taxa de variação positiva e crescente, até o ponto de inflexão de $W(S)$;

- Segundo: Taxa de variação positiva e decrescente, iniciada no ponto de inflexão, atingindo valor nulo no pico de densidade de energia de deformação;
- Terceiro: Taxa negativa e decrescente, após o pico mencionado anteriormente.

Entre os três estágios acima descritos, somente o primeiro estágio parece ser o que se a aproxima da lei de evolução de dano de Schapery, pois existe uma variação da ordenada em função da abscissa semelhante a uma lei do tipo ax^b . Quanto aos outros estágios, pode-se combinar o Segundo e o Terceiro em um modelo diferente da lei de evolução de dano de Schapery, pois os mesmos formam uma função, mas algo diferente de uma lei ax^b . Na sequência, os modelos mencionados neste parágrafo são desenvolvidos.

7.3.2.1 Modelo de evolução de dano para o primeiro estágio de $W(S)$

O primeiro estágio de comportamento de $W(S)$ inicia-se quando o material está intacto ($S = 0$) e se encerra até o ponto de inflexão da função $W(S)$. O ponto de inflexão estabelece um limite de dano admissível no material para que a aplicação da lei de evolução de dano de Schapery seja válida. Sendo este valor limite S_{e1} , este é obtido através da equação 208:

$$\frac{d^2W(S_{e1})}{dS^2} = 0 \therefore S_{e1} = \frac{B_W - 2}{B_W} = \frac{5,225847 - 2}{5,225847} = 0,617287 \quad (208)$$

Pela equação 208, conclui-se que o modelo em função da lei de evolução de dano de Schapery é válido, no caso estudado, para um dano por fadiga que representa perda de quase 62% da rigidez inicial do material. Sendo que existem critérios de ruptura por fadiga que consideram como limite a perda de 50% de rigidez do material, o modelo desenvolvido aqui poderia ser aplicado para este caso. Porém, cabe exaltar que:

- O parâmetro B_W depende da estrutura analisada, sendo este em função das espessuras das camadas, número de camadas e comportamento dos materiais em que se constitui. Tal fato significa que, dependendo da estrutura, o limite de aplicação da lei de evolução de dano de Schapery é variável;
- No caso estudado, o limite de aplicação do modelo em termos de N acumulado é consideravelmente baixo. Considerando-se curva com os valores médios de S , S_{e1} é atingido para um N acumulado de 5540600; para os valores médios de S mais um desvio padrão, S_{e1} é atingido para um N acumulado de 2214458, isto é, o dado da primeira data de levantamentos deflectométricos já produziria um dano fora do domínio de validade do modelo.

Conhecidos os valores de S limites para o primeiro estágio de comportamento, são apresentados na Figura 84 os valores correspondentes vistos na Figura 83:

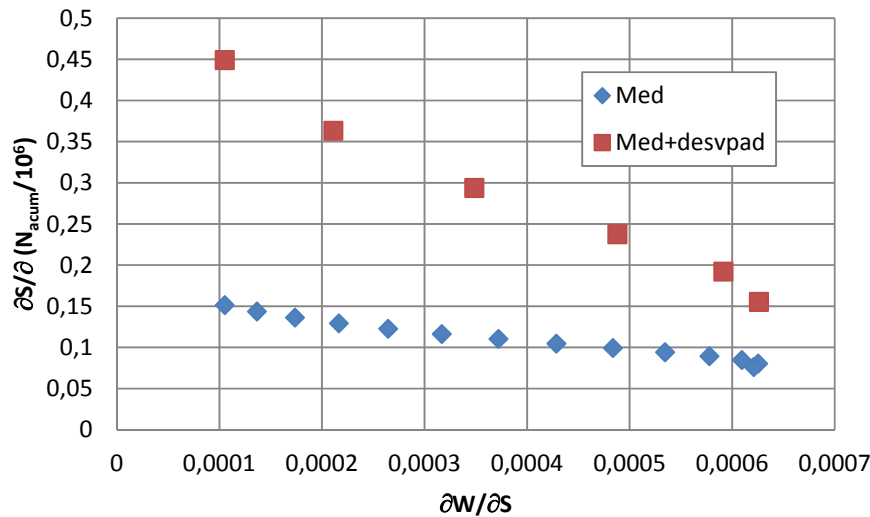


Figura 84: Relação entre a derivada parcial de W(S) com relação a S e S(N) com relação a N, considerando primeiro estágio de comportamento de W(S)

Pela Figura 84, nota-se que é possível um ajuste do tipo ax^b para os dados traçados. Sendo assim, emprega-se a equação 206 para a regressão, no qual A_S e α_S são as constantes a determinar. Considerando a frequência f mostrada na mesma equação como unitária, os valores de A_S , α_S , são vistos na Tabela 37:

Tabela 37: Valores de A_S e α_S na lei de evolução de dano para o primeiro estágio de W(S)

Seqüência	A_S	α_S	R^2
Med	0.006333	-0.35478	0.9349
Med+desvpad	0.003135	-0.55264	0.9118

Entretanto, ao experimentar outras funções para o ajuste dos dados da Figura 84, verificou-se que uma função do tipo ae^{bx} resultou em um ajuste mais preciso que uma função do tipo ax^b . Sendo assim, optou-se por utilizar uma função do tipo ae^{bx} do que a utilizada na lei de evolução de dano de Schapery. Sendo assim, fez-se uma adaptação na lei de evolução de dano, sendo ela expressa pela equação 209:

$$\frac{\partial S}{\partial \left(\frac{N_{acum}}{10^6}\right)} = A_e e^{\alpha_e \frac{\partial W}{\partial S}} \quad (209)$$

onde A_e e α_e são os parâmetros a determinar, substituindo os antigos parâmetros A_S e α_S . Executando-se o ajuste segundo a equação 209, foram encontrados os valores para A_S e α_S vistos na Tabela 38:

Tabela 38: Valores das constantes A_e e α_e na lei de evolução de dano tipo ae^{bx} para o primeiro estágio de $W(S)$

Seqüência	A_e	α_e	R^2
Med	0.168199	-1143.50	0.9900
Med+desvpad	0.554088	-1877.97	0.9837

Definida a lei de evolução de dano, o próximo passo é obter a solução da equação diferencial expressa na equação 210:

$$\frac{f}{A_e} \frac{\partial S}{e^{W(0)\alpha_e[(1-S)B_W e^{B_W S} - e^{B_W S}]}} = \partial \left(\frac{N_{acum}}{10^6}\right) \quad (210)$$

A equação diferencial vista em 210 não possui solução analítica. Portanto, é necessário um método numérico para resolvê-la. Um método numérico que fornece diretamente a relação entre S e N é o que será descrito a seguir. Primeiramente, deve-se discretizar a variável $N_{acum}/10^6$ dentro do domínio de integração, ou seja, entre 0 até o número N acumulado que se deseja saber o parâmetro de dano. Deve-se arbitrar um passo de integração $\Delta N_{acum}/10^6$ de forma a se obter as variáveis de interesse para o passo número i do método. Desta maneira, o Número N acumulado é expresso em função do passo i pela equação 211:

$$\left(\frac{N_{acum}}{10^6}\right)_i = i \frac{\Delta N_{acum}}{10^6} \quad (211)$$

Empregando-se o método das diferenças finitas para solução da equação 210, o parâmetro correspondente S_i ao número N acumulado do passo i é dado pela equação 212. Como condição de contorno, utiliza-se $S(0) = S_0 = 0$.

$$S_i = \frac{A_e}{f} e^{W(0)\alpha_e[(1-S)B_W e^{B_W S} - e^{B_W S}]} \left(\frac{\Delta N_{acum}}{10^6} \right) + S_{i-1} \quad (212)$$

Como teste da precisão do método, este deve retornar os mesmos valores de S em função de $N_{acum}/10^6$ que retornam as curvas ajustadas vistas na Figura 78. Tal precisão vai depender da precisão do ajuste dado pela Tabela 38 e do valor de $\Delta N_{acum}/10^6$ adotado para solução da equação diferencial. Para as duas seqüências consideradas nesta pesquisa, obteve-se resultado satisfatório quando $\Delta N_{acum}/10^6$ foi tomado como 1/200 do valor máximo admissível de $N_{acum}/10^6$ para validade do modelo, isto é, o valor de $N_{acum}/10^6$ correspondente ao valor de S do ponto de inflexão da curva $W(S)$.

A diferença da solução da equação diferencial vista na equação 212 para os modelos $S(N_{acum}/10^6)$ vistos na Figura 78 é que a equação diferencial é uma solução genérica para $S(N_{acum}/10^6)$, sendo ela em função de A_e e α_e , parâmetros dependentes do comportamento da mistura asfáltica; e de A_W e B_W , que são parâmetros relativos ao pavimento estudado.

7.3.2.2 Modelo de evolução de dano considerando o segundo e terceiro estágios de $W(S)$

Após o ponto de inflexão da curva $W(S)$, os modelos vistos em 7.3.2.1 não têm aplicação, as taxas de densidade de energia de deformação e de parâmetro de dano não seguem mais uma relação exponencial ou potencial de forma a ser aplicada a lei de evolução de dano de Schapery ou uma adaptação qualquer desta. Portanto, o primeiro passo para dedução do modelo de dano para o segundo e terceiro estágios de $W(S)$ é obter a relação entre as duas taxas mencionadas.

Se a relação a ser construída for a taxa densidade de energia de deformação em função da taxa de variação do parâmetro de dano, as tendências mostradas na Figura 83 tem seus eixos trocados de posição, onde abscissa passa a ser ordenada e vice-versa. Sendo assim, a Figura 85 mostra como ficam as tendências mencionadas com a troca de posição de eixos:

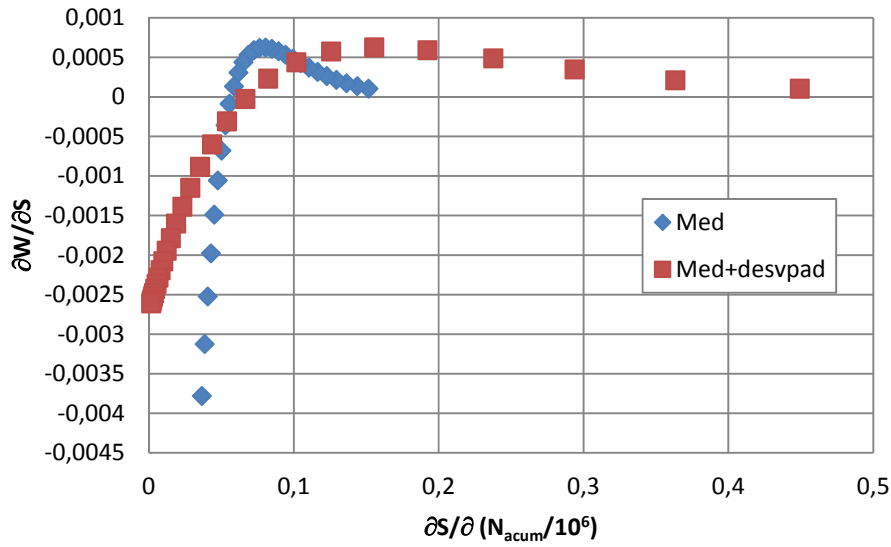


Figura 85: Tendências da Figura 83 com eixos coordenados com posições inversas

Na Figura 85 nota-se que a primeira mudança é o fato de que as tendências formam uma função, isto é, para cada abscissa existe somente um valor de ordenada correspondente. Tal fato permite que seja possível construir modelos de fadiga que não só considerem o segundo e terceiro estágios de $W(S)$, mas sim o fenômeno de fadiga desde seu início até a degradação total da mistura asfáltica.

Para os dados referentes ao parâmetro de dano médio, a relação entre as variáveis mais adequada ao comportamento visto é expressa pela equação 213:

$$\frac{\partial W}{\partial S} = A_* \log \left[\Psi \frac{\partial S}{\partial \left(\frac{N_{acum}}{10^6} \right)} \right] e^{b_* \left[\frac{\partial S}{\partial \left(\frac{N_{acum}}{10^6} \right)} \right]^\Psi} \quad (213)$$

onde A_* e b_* são as constantes a determinar, e Ψ é o inverso da taxa de variação de S no ponto onde $W(S)$ tem valor máximo, calculado conforme os passos a seguir:

- Cálculo do valor do parâmetro de dano para o pico de $W(S)$ (S_{max}) pela equação 214:

$$\frac{dW(S_{max})}{dS} = 0 \therefore S_{max} = \frac{B_W - 1}{B_W} \quad (214)$$

- Cálculo de $N_{acum}/10^6$ correspondente a S_{max} utilizando os modelos vistos na Figura 78 (relação S com $N_{acum}/10^6$), isolando-se $N_{acum}/10^6$ conforme a equação 215:

$$\frac{N_{acum}}{10^6} = \frac{1}{b_{S(N)}} \ln \left(1 - \frac{S}{a_{S(N)}} \right) \therefore \frac{N_{acum}}{10^6}(S_{max}) = \frac{1}{b_{S(N)}} \ln \left(1 - \frac{B_W - 1}{B_W a_{S(N)}} \right) \quad (215)$$

- Cálculo de Ψ em função da taxa de variação de S, conforme a equação 216:

$$\Psi = \frac{1}{\frac{\partial S \left[\frac{N_{acum}}{10^6}(S_{max}) \right]}{\partial \left(\frac{N_{acum}}{10^6} \right)}} = \frac{b_{S(N)}(B_W - a_{S(N)}B_W - 1)}{B_W} \quad (216)$$

Obtido Ψ , o próximo passo é obter as constantes A_* e b_* da equação 213 por regressão. Isto é feito manipulando-se a equação 213 algebricamente de forma a transformá-la numa relação exponencial, assim aplicando-se para o seu ajuste uma regressão exponencial simples. A equação 217 mostra o resultado na manipulação mencionada:

$$\frac{\frac{\partial W}{\partial S}}{\log \left[\Psi \frac{\partial S}{\partial \left(\frac{N_{acum}}{10^6} \right)} \right]} = A_* e^{b_* \left[\frac{\partial S}{\partial \left(\frac{N_{acum}}{10^6} \right)} \right] \Psi} \quad (217)$$

O resultado da regressão empregando a equação 217 é visto na Figura 76. Na Figura, nota-se que a função escolhida para a regressão foi bastante adequada, gerando um coeficiente de determinação R^2 muito próximo a 1. O mesmo tipo de ajuste foi tentado para os dados referentes da seqüência da média de S mais um desvio padrão, mas a função proposta não foi adequada para modelar o seu comportamento. Sendo assim, a dedução do modelo de evolução de dano considerando o segundo e terceiro estágios de $W(S)$ somente será feita para a seqüência de S médio. Pela Figura 86, é possível ver que $A_* = 0,084044$ e $b_* = -2,154282$.

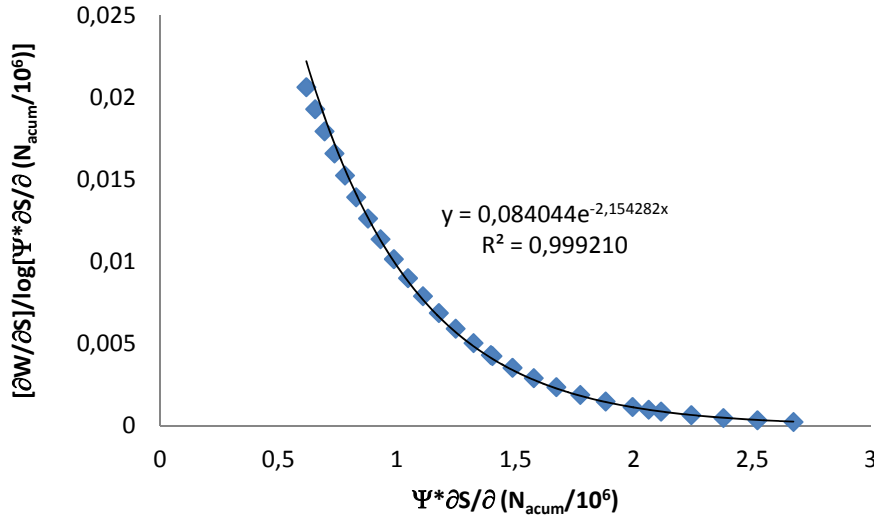


Figura 76: Regressão exponencial para o modelo da equação 217

Com as constantes da regressão exponencial determinadas, parte-se para a solução da equação diferencial para o caso, mostrada na equação 218, onde a taxa de densidade de energia de deformação já está expressa em função de S:

$$W(0)[(1 - S)B_W e^{B_W S} - e^{B_W S}] = A_* \log \left[\Psi \frac{\partial S}{\partial \left(\frac{N_{acum}}{10^6} \right)} \right] e^{b_* \left[\frac{\partial S}{\partial \left(\frac{N_{acum}}{10^6} \right)} \right] \Psi} \quad (218)$$

Igualmente como feito em 7.3.2.1, o método das diferenças finitas pode ser empregado para solução da equação 218. Aplicando-se a mesma discretização descrita para o caso anterior, a equação 218 pode ser reescrita conforme a equação 219:

$$\frac{W(0)}{A_*} [(1 - S_{i-1})B_W e^{B_W S_{i-1}} - e^{B_W S_{i-1}}] = \log \left(\Psi \frac{S_i - S_{i-1}}{\frac{\Delta N_{acum}}{10^6}} \right) e^{b_* \left(\frac{S_i - S_{i-1}}{\frac{\Delta N_{acum}}{10^6}} \right) \Psi} \quad (219)$$

O procedimento de solução da equação 219 é o mesmo que do caso anterior: com um intervalo $\Delta N_{acum}/10^6$ definido, calcula-se S_i em função do valor de S do passo anterior S_{i-1} . Neste caso, uma solução analítica para S_i não é possível, devendo-se lançar mão de um método numérico para solução da equação. O método empregado para encontrar os resultados mostrados a

seguir é o método da bisseção, onde se procurou o valor das raízes S_i para a manipulação da equação 219 apresentada pela equação 220:

$$\frac{W(0)}{A_*} [(1 - S_{i-1}) B_W e^{B_W S_{i-1}} - e^{B_W S_{i-1}}] - \log \left(\Psi \frac{S_i - S_{i-1}}{\frac{\Delta N_{acum}}{10^6}} \right) e^{b_* \left(\frac{S_i - S_{i-1}}{\frac{\Delta N_{acum}}{10^6}} \right) \Psi} = 0 \quad (220)$$

Como qualquer método número baseado em diferenças finitas, a precisão do resultado dependerá do tamanho do passo de cálculo adotado. Para a equação 220, testou-se dois passos de cálculo: $\Delta N_{acum}/10^6 = 0,05$ e $\Delta N_{acum}/10^6 = 1$. Embora o primeiro valor de passo tenha fornecido valores mais precisos na fase inicial do processo de fadiga, na fase final do processo, notou-se um resultado a favor da segurança para $\Delta N_{acum}/10^6 = 1$, onde foi constatado ruptura por fadiga ($S = 1$) para um N acumulado de aproximadamente 11800000 ($1,18 \cdot 10^7$), enquanto que o resultado exato, vindo das funções $S(N_{acum}/10^6)$, resulta $S =$ para N acumulado de aproximadamente 12700000 ($1,27 \cdot 10^7$), como visto na Figura 77:

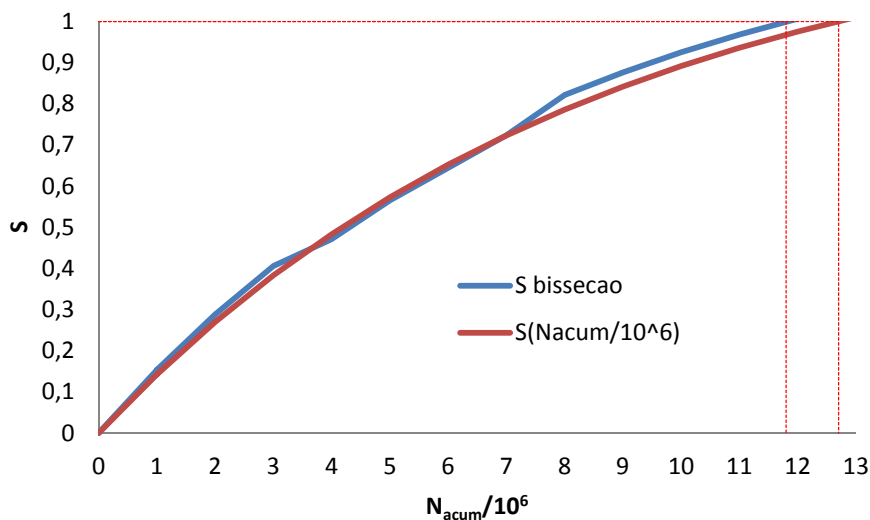


Figura 77: Comparação de resultados de parâmetro de dano por método numérico utilizando $\Delta N_{acum}/10^6 = 1$ e analítico utilizando a função $S(N_{acum}/10^6)$

Em função do número N acumulado obtido pelo método numérico, a data de degradação total do pavimento pode ser estimada através da equação 204, substituindo-se nela o valor de N acumulado para degradação. Procedendo-se assim, é encontrado um valor numérico de ano de 2010,38; que contados desde 2005, onde se fez a suposição do começo do tráfego, resulta

em aproximadamente 6 anos e 4 meses de vida útil, desconsiderando qualquer tipo de manutenção feita na rodovia. Cabe ressaltar que tal estimativa não considera o fator laboratório-campo de diferenças de vidas de fadiga entre modelos criados em função de dados de laboratório com modelos de fadiga obtidos com dados de campo, que leva em conta todos os fatores ambientais e de variabilidade de tráfego não contabilizados em ensaios de laboratório.

7.3.2.3 Fator laboratório-campo para curva de fadiga de laboratório

Uma relação entre as vidas de fadiga de laboratório obtida em 5.5 e o número final de aplicação de ciclos de carga obtido para degradação total pelo modelo numérico mostrado em 7.3.2.2 pode ser feita. Ambos os modelos tem como fator comum a densidade de energia de deformação inicial $W(0)$ atuante no material, eis o fator utilizado para relacionar os modelos.

Sendo assim, primeiramente substitui-se o valor de $W(0)$ obtido segundo a equação 207 na função de vida de fadiga vista na Figura 65. O valor de $W(0)$ de $2,48792 \cdot 10^{-5} \text{ MJ/m}^3$ resultante da equação 207 fornece uma vida de fadiga de 187947 ciclos. Comparando tal resultado com o número N obtido em 7.3.2.2, a razão entre o número N em 7.3.2.2 e o de laboratório recém calculado gera um fator laboratório-campo de 62,78 para a situação analisada. Cabe ressaltar aqui que este fator é válido apenas para a situação de carga de laboratório de ensaio que gera a densidade de energia de deformação mencionada neste parágrafo. Estudos mais aprofundados do modelo, como a variação de seus parâmetros em função de diversos fatores de campo, devem ser executados de forma a estabelecer um fator laboratório campo mais preciso para a situação estudada.

Há ainda de se considerar que o fator laboratório campo correlaciona indiscriminadamente o que há entre ambos; ou seja, se o fator que leva no campo a aceleração do comportamento observado no laboratório tiver sua origem em defeitos construtivos, variação no espectro de cargas, diferença nos materiais, etc... o fator laboratório campo ora mencionado não fez distinção a isto. Para tanto, há necessidade de se estudar os efeitos separadamente, o que é ainda, pouco investigado.

8 PROCEDIMENTO DE USO DO MODELO PROPOSTO

Com base nas informações dos capítulos 5 e 7 desta pesquisa, o presente capítulo visa listar o procedimento necessário para que o modelo seja aplicado em outras rodovias. Cabe ressaltar que os parâmetros obtidos nos modelos são válidos para o trecho estudado, porém os modelos apresentados refletem o comportamento genérico dos materiais e das estruturas de pavimento, bastando-se calibrar tais modelos em função dos dados da rodovia estudada para empregá-los.

8.1 ENSAIOS E DADOS REQUERIDOS

8.1.1 Ensaios de laboratório

Abaixo são listados os ensaios necessários para calibração e obtenção dos parâmetros dos modelos mostrados nesta pesquisa:

- Ensaios de compressão diametral: nesta categoria, enquadram-se o ensaio de compressão diametral sob cargas cíclicas e de resistência a tração por compressão diametral, todos segundo as normas de método de ensaio estabelecidas pelo DNIT, modificados pelo projeto NCHRP 1-28A de 2004. O ensaio de compressão diametral deve obter os valores de carga e deslocamentos em função do tempo com relativa densidade (200 pontos por segundo no mínimo), medido, no mínimo, a três temperaturas;
- Ensaio de vida de fadiga sob compressão diametral, medindo-se o módulo de resiliência de cada corpo de prova antes do início de cada ensaio.

8.1.2 Ensaios de campo

Os ensaios de campo necessários são listados abaixo:

- Levantamento deflectométrico do trecho a analisar em pelo menos 3 datas distantes de pelo menos 1 ano cada: Em função do tempo do pulso de carga, levantamento feito preferencialmente utilizando o *Falling Weight Deflectometer* (FWD). Executar medições onde a temperatura do pavimento seja mais próxima dos 25°C, em função da falta de precisão dos modelos de correção do módulo de resiliência do revestimento em função da temperatura;
- Medidas de temperatura da superfície do pavimento nos locais de levantamento deflectométrico.
- Medidas diferenciadas em um mesmo ano auxiliam na correção das retroanálises, principalmente para correção da temperatura.

8.1.3 Dados de campo

Os dados colhidos de campo para uso no modelo são os seguintes:

- Contagem de tráfego: Registro do número de veículos que transitaram na rodovia em questão, ou em rodovia de volume de tráfego equivalente, por pelo menos um ano. Os veículos devem ser discriminados em função da classe, onde o número e os tipos de eixos que compõem cada tipo de veículo devem constar;
- Número de camadas e espessura das camadas dos trechos analisados;
- Histórico de intervenções na rodovia a partir da data do início da modelagem.

8.2 DETERMINAÇÃO DO MATERIAL E DOS TRECHOS DE ANÁLISE

Antes da execução dos ensaios mencionados em 8.1, alguns quesitos devem ser observados de forma a eleger os materiais e os trechos que calibrarão os modelos propostos.

8.2.1 Escolha do trecho de análise

De modo a diminuir o número de hipóteses e simplificações no modelo, recomenda-se:

- Um trecho que, no período de análise, não tenha sofrido intervenções como ampliação de pistas, recapeamento, fresamento e outras obras quaisquer que altere o número de camadas, os materiais constituintes, o tráfego (em termos de quantidade e velocidade) e/ou a espessura das camadas do pavimento;
- Um trecho que possua um alto volume de tráfego de veículos pesados, de forma a considerar no modelo uma gama maior de comportamentos de materiais e estruturas. Recomenda-se a escolha das faixas externas em pistas duplas;
- Um trecho no qual as características de crescimento de dano sejam mais evidentes, como a evolução das deflexões ao longo das datas de levantamento de campo.

8.2.2 Escolha dos materiais para análise

Os materiais, no caso a mistura asfáltica, deve ser escolhida de modo a simular a mistura que simule as características do revestimento no instante da abertura do tráfego, ou características do instante inicial no qual o tráfego foi considerado. Sendo assim, recomenda-se ter em mãos o projeto da mistura analisadas, bem como os projetos dos novos materiais que por acaso entrem na estrutura durante a simulação. Tais projetos são necessários para confecção de corpos de prova para execução de ensaios de laboratório nos mesmos.

8.3 DETERMINAÇÃO DA CURVA DE FLUÊNCIA DAS MISTURAS ASFÁLTICAS

Os procedimentos para obtenção da curva de fluência $D(t)$ são listados a seguir. Serão feitas referências as equações mostradas nos capítulos anteriores deste documento.

8.3.1 Tratamento dos dados experimentais

- Eliminação de ruídos das leituras da célula de carga: anular valores que estejam abaixo de uma percentagem do valor da carga máxima registrada no ensaio. Recomenda-se que as cargas lidas que possuam um valor abaixo de 7,5% da carga de pico sejam anuladas;
- Eliminação de ruídos e referenciamento das leituras dos transdutores de deslocamentos: subtrair das leituras de deslocamento a leitura no instante 0 registrada pelo sistema de aquisição de dados.

8.3.2 Modelagem da carga em função do tempo

- Definir se os pulsos de carga serão considerados um a um para cada pulso de carga ou se será empregado o pulso de carga médio. Caso se opte pela segunda alternativa, deve-se fazer a média dos dados de pulso de carga tratados obtidos;
- Se utilizada a média, obter o valor de pico do pulso médio e eliminar cargas com valores menores que 7,5% da carga de pico;
- Ajustar os dados segundo uma regressão considerando um polinômio de quarta ordem (equação 146), o que modela com razoável precisão um pulso de carga próximo a um semi-seno-verso.

8.3.3 Obtenção das constantes D_i e τ_i

- Eleger os pulsos de deslocamento para obtenção das constantes. Recomenda-se adotar os últimos pulsos do ensaio;
- Substituir as constantes de $P(t)$ (equação 146 - Tabela 17), o calor assumido de coeficiente de Poisson e os deslocamentos experimentais nas equações 152 a 156;
- Eleger os valores de τ_1 e q_τ máximos e mínimos para a primeira iteração. Valores recomendados para dados extraídos do ensaio de compressão diametral sob cargas cíclicas: τ_1 mínimo = 10^{-3} s; τ_1 máximo = 10^{-2} s; q_τ mínimo = 5 e q_τ máximo = 15;
- Definir o número de intervalos n (equação 158) e calcular os termos da matriz ABR_{ij} (equação 158);
- Obter os tempos de retardação restantes ($\tau_2, \tau_3, \tau_4, \tau_5$) através da equação 157;
- Para cada conjunto de tempos de retardação de uma posição ij da matriz ABR_{ij} , substituí-los nas equações 152 a 156;
- Resolver o sistema de equações expresso pela equação 152 para cada conjunto de tempos de retardação da matriz ABR_{ij} ;

- Substituir o valor absoluto das constantes D_i obtidas e o conjunto de tempos de retardação correspondentes da posição ij da matriz ABR_{ij} nas equações 149 a 151 e obter os deslocamentos ajustados;
- Obter o erro quadrático e/ou o coeficiente de determinação R^2 para cada termo ij da matriz ABR_{ij} em função dos dados experimentais e dos dados ajustados;
- Determinar para qual posição ij da matriz ABR_{ij} ocorreu o maior coeficiente de determinação e/ou o menor erro quadrático;
- Eleger novos τ_1 e q_τ para a segunda iteração. O novo τ_1 mínimo é o referente a posição i^*-1 da matriz ABR_{ij} , onde i^* é a posição i onde ocorreu o maior coeficiente de determinação e/ou o menor erro quadrático; para τ_1 máximo, eleger o valor da posição i^*+1 . O mesmo vale para q_τ . Os valores mínimo e máximo para a segunda interação são os referentes as posições j^*-1 e j^*+1 , respectivamente, onde j^* é a posição j onde ocorreu o maior coeficiente de determinação e/ou o menor erro quadrático;
- Repetir o processo iterativo até que se adquira a convergência, pela estabilidade das constantes ao longo do processo iterativo ou pela estabilidade dos valores do coeficiente de determinação e/ou erro quadrático.

8.4 DETERMINAÇÃO DA CURVA DE FADIGA DE LABORATÓRIO DAS MISTURAS ASFÁLTICAS

- Obter as tensões no sentido x e y do centro do corpo de prova, através das equações 172 e 173, respectivamente. Após, obter as deformações nos sentidos x e y através das equações 174 e 175, respectivamente;
- Obter a densidade de energia de deformação correspondente a cada ensaio através da equação 176 ou diretamente pela equação 177, sem necessidade de se executar o passo anterior;
- Obter as constantes Λ e α_s da equação 171 através de uma regressão potencial dos pares ordenados W e N_f resultantes dos ensaios.

8.5 CALIBRAÇÃO E/OU ADAPTAÇÃO DO MODELO DE DEGRADAÇÃO POR FADIGA PROPOSTO

A etapa de calibração dos modelos propostos no item 7.3 é o procedimento restante para obtenção do modelo. Cabe ressaltar aqui que os modelos podem ser calibrados, entretanto se os materiais e/ou as estruturas de pavimentos apresentarem comportamentos diferentes aos observados no caso estudado, o modelo dá a liberdade de que novas equações sejam introduzidas no mesmo.

8.5.1 Retro-análise das bacias deflectométricas e análise de tensões-deformações

Etapa realizada após a escolha do trecho da rodovia a ser analisado, segundo critérios sugeridos em 7.1. Após isto, seguir o procedimento:

- Realizar a retro-análise das bacias deflectométricas para cada uma das datas de coletas de dados da rodovia. Recomenda-se utilizar os mesmos critérios e intervalos de módulos para interação de cada camada nas retro-análises. Não é recomendado utilizar resultados anteriores para o procedimento, a não ser que haja certeza da igualdade de critérios para definição dos módulos das camadas;
- Aplicar modelos de correção para os módulos retro-analisados das misturas asfálticas para uma temperatura de referência, geralmente 25°C. Recomenda-se buscar na literatura resultados de ensaios de módulo de resiliência com materiais locais e com misturas asfálticas semelhantes à em questão;
- Com os módulos do revestimento para a temperatura de referência, executar para cada seção de medida de dados uma análise de tensões e deformações, obtendo as tensões e as deformações no sentido x, y e z na base da camada de revestimento. Empregar a configuração de eixo padrão: carga de 82 kN (20,5 KN por roda), distância entre os centros geométricos das rodas de 30 cm, pressão de inflação dos pneus (e de contato com a superfície do pavimento) de 560kPa. Os pontos a serem analisados são entre as duas rodas e sobre o centro geométrico de uma das rodas;
- Obter a densidade de energia de deformação para os pontos analisados, através da equação 191. Utilizar no modelo o ponto cujas tensões e deformações resultarem no maior valor da variável em questão.

8.5.2 Obtenção da função de dano de campo e da relação dano e densidade de energia de deformação

- Obter o módulo de resiliência inicial da mistura em questão, ou seja, o módulo sem ação do dano. Este procedimento pode ser feito de duas formas:
 - Através de retro-análises de bacias de deflexões do pavimento em questão construídas em sua inauguração, quando não houve ação do tráfego;
 - Através do uso da curva de fluência $D(t)$ obtida para a mistura asfáltica, simulando um pulso de deslocamentos através de modelos como a equação 194. A velocidade de projeto e a espessura do revestimento devem ser consideradas neste caso através da obtenção do tempo de pulso de carga. Sugere-se o uso do diagrama visto na Figura 74, concebido por Barksdale (1971).
- Determinar o módulo de resiliência representativo do trecho analisado, por data, fazendo o tratamento estatístico dependendo do nível de segurança desejado a modelo (empregar a média dos módulos, a média mais um desvio padrão, assim por diante);
- Obter o parâmetro de dano correspondente a cada data, aplicando-se a equação 192 para cada uma delas;
- Obter o número N de passagens acumulada do eixo padrão correspondente as datas dos levantamentos deflectométricos, em função das contagens de tráfego disponíveis, dos fatores de eixo (podem se empregados aqui AASHTO ou USACE) e da taxa de crescimento anual de tráfego estabelecida pela concessionária responsável pela rodovia ou pelo projetista do pavimento. Recomendável ajustar uma função para os dados do número N acumulado em função do tempo, de forma a se obter com exatidão o número N acumulado correspondente as datas dos levantamentos deflectométricos;
- Ajustar funções que relacionem o número N acumulado com o parâmetro de dano S, no qual será a função de dano procurada. Qualquer função pode ser empregada neste caso, porém obedecendo o critério de que a sua derivada na origem é um valor não nulo positivo;

- Como feito com o módulo do revestimento a 25°C, determinar as densidades de energia de deformação representativas das datas dos levantamentos deflectométricos, aplicando-se o tratamento estatístico adequado;
- Obter a relação entre o parâmetro de dano S e a densidade de energia específica W . Recomenda-se o uso da equação 205 para tal ajuste, mas qualquer função que atenda os requisitos de valor positivo não nulo para $S = 0$, que tenha um valor de máximo entre 0 e 1 e que em $S = 1$ possua valor nulo.

8.5.3 Determinação da lei de evolução de dano para o pavimento

- Obter as funções que representam as taxas (derivadas) de S (parâmetro de dano) com relação ao número N acumulado e de W (densidade de energia de deformação) com relação ao parâmetro de dano S ;
- Traçar as tendências da taxa W com relação a S na abscissa e taxa de S com relação a N acumulado na ordenada. Tomar o cuidado que, ao extrapolar os limites das variáveis mencionadas, tal extrapolação não ultrapasse os valores limites de S (entre 0 e 1) e os valores de N acumulado correspondentes;
- Em função da tendência obtida no passo anterior, ajustar o modelo mais apropriado que relaciona as variáveis em questão. Recomenda-se utilizar funções de fácil manipulação algébrica de forma a facilitar o passo seguinte;
- Obter o modelo genérico de S como uma função de N resolvendo-se a equação diferencial resultante do ajuste do modelo pelo método da separação das variáveis.

9 CONCLUSÕES DA PESQUISA

A presente pesquisa teve o objetivo de desenvolver um modelo de evolução de dano por fadiga para um trecho da BR-290/RS baseado em resultados de ensaios de laboratório e ensaios de campo, além do desenvolvimento de um sistema de aquisição de temperaturas no interior da camada de revestimento na mesma rodovia. Após análise dos dados expostos ao longo do relatório e os termos do trabalho de pesquisa, concluiu-se sobre cada tópico pesquisado o visto nos itens que seguem.

9.1 DESENVOLVIMENTO DO SISTEMA DE AQUISIÇÃO DE TEMPERATURAS

Ao longo dos relatórios da presente pesquisa, foram apresentados os estágios de desenvolvimento do sistema de aquisição de dados de temperaturas. No item 4.1, foram expostos os requisitos necessários para o desenvolvimento do sistema de aquisição, tais como a precisão da medida de temperaturas, temperaturas máximas e mínimas que o equipamento seria capaz de medir e a questão de o mesmo estar posicionado em áreas remotas e de como funcionaria o suprimento de energia do sistema em função disto.

Tendo-se em consideração as questões descritas anteriormente, escolheu-se como hardware base para o *datalogger* a placa de desenvolvimento da (*Field Programmable Gate Array*) FPGA Spartan 3 AN. Esta placa possui memória não volátil e seu consumo de energia é baixo. Além disto, se o intervalo entre as medidas for significativamente longo (por exemplo, mais de 1 minuto) pode-se colocar este sistema em modo de hibernação, reduzindo-se ainda mais o consumo do mesmo. A escolha da placa e o requisito de baixo consumo de energia levou a construção do sistema *eLogger* com as especificações técnicas descritas no item 4.2, em que cabe destacar sua capacidade de funcionamento ininterrupto por até 22 dias (utilizando-se uma bateria com capacidade de 22 AH), gravação de dados em arquivos do tipo “.csv” (*comma separated values*) e que o mesmo pode medir temperaturas em até oito pontos simultaneamente, em função dos 8 sensores de capacidade máxima de medição provido pelo sistema. Tais questões foram cruciais para o sucesso do equipamento, dada a necessidade de um longo período de monitoração de temperaturas em função da magnitude da simulação em pavimentos flexíveis e o pós-processamento dos dados, no qual arquivos “.csv” podem ser utilizados em qualquer planilha eletrônica.

Em campo, o equipamento foi instalado na estaca 17+000 da Pista Sul da rodovia BR-290/RS. Foram instalados 4 sensores, ficando dois (sensores 5 e 4) localizados no centro da camada de CBUQ e os outros dois (sensores 7 e 6) localizados entre a camada da base e a camada de CBUQ. O equipamento foi conectado a uma fonte com entrada de 220V e saída de 9V ficando acoplado em uma caixa de PVC vedada, a qual foi colocada dentro de uma bombona que ficou enterrada com a intenção de evitar problemas de furto do equipamento.

O equipamento instalado além de permitir a coleta de dados para a presente pesquisa, também tem a pretensão de continuar a coletar dados para determinação de séries históricas que possam vir a ser utilizadas para futuros estudos que necessitem tal monitoração. Sabendo-se da distância que usualmente as estações climáticas se localizam das rodovias, entendo que as características das mesmas são singulares que a medição da temperatura dentro do pavimento é única exclusiva função deste tipo de equipamento, a coleta de dados gerada apresentou excelente sucesso.

Com relação aos dados medidos, observou-se que os mesmos foram bastante coerentes, com base em simulações numéricas e medidas em campo de dados executadas em pesquisas do mesmo tema. Observou-se uma oscilação da temperatura ao longo do tempo de medidas, onde as temperaturas maiores coincidiam com os picos típicos de temperatura diária das datas onde foram coletados os dados. Além disto, o gradiente de temperaturas observado dentro da camada também está coerente com resultados da literatura e de simulações numéricas. Observou-se um gradiente de temperaturas negativo em função da profundidade para os horários de maior temperatura, isto é, o pavimento recebe energia; e gradientes positivos de temperatura em horários de menor temperatura, mais especificamente entre 18h até as 6h do dia seguinte, onde o pavimento tem energia extraída pelo ambiente. Em outras palavras, concluiu-se que, no aspecto de retornar uma distribuição de temperaturas realista no interior do revestimento, o sistema de aquisição funcionou corretamente.

Entretanto, uma limitação do sistema foi o fato de o mesmo não medir temperaturas desde a superfície do pavimento, limitando-se a medir temperaturas do ponto contra até a base da camada. Embora o comportamento da distribuição de temperaturas na estrutura da superfície até a base seja semelhante do que o comportamento do centro até a base, isso não permitiu que as magnitudes da temperatura as superfície não fossem registradas. A temperatura na superfície do pavimento, no entanto, pode ser medida em qualquer campanha de

levantamentos deflectométricos feita nos pontos onde estaria instalado o sistema de aquisição de dados.

Mesmo com as restrições discutidas no item 4.5, que tratou do uso do sistema de aquisição de dados, considera-se nesta pesquisa que a meta de construção do sistema de aquisição de temperaturas foi cumprida com sucesso dentro do prazo da pesquisa. Questões como o gradiente de temperatura, histórico de dados, relação de temperaturas do ar e da superfície do pavimento e número de pontos de monitoramento estão mais relacionadas aos critérios de escolha adotados nesta pesquisa do que o demérito do funcionamento do sistema de aquisição de temperaturas.

9.2 DESENVOLVIMENTO DO MODELO DE EVOLUÇÃO DE DANO POR FADIGA

Na revisão bibliográfica sobre o comportamento das misturas asfálticas, sobre a degradação por fadiga em pavimentos flexíveis (exceto os com base cimentada), mostrou-se que existe um número vasto de informações, modelos e literatura que abordam o tema. O modelo mais empregado para simulação do comportamento pretendido na presente pesquisa é a Teoria do Potencial de Trabalho de Schapery (1990), no qual não é apenas em função das constantes A_S e α_S presentes na sua lei de evolução de dano, mas também de propriedades visco elásticas da mistura asfáltica estudada. Sendo assim, ao buscar dados sobre o comportamento visco elástico das misturas asfálticas, encontrou-se uma literatura tão vasta quanto os modelos de dano. Assim, neste item da conclusão, ambos termos merecem destaque, obviamente destacando o objetivo da pesquisa: a concepção do modelo de evolução de dano.

9.2.1 Modelos para extração das propriedades viscoelásticas da misturas asfálticas

Embora tenham sido utilizados resultados para a concepção do modelo de evolução de dano por fadiga deste relatório análise baseadas na teoria da elasticidade, a necessidade de extração das propriedades viscoelásticas das misturas asfálticas vem da necessidade de consideração da velocidade de projeto empregada em pavimentos. Se o modelo proposto tivesse base puramente em função da Teoria da Elasticidade, o parâmetro constitutivo empregado para representá-la seria certamente o módulo de resiliência. Porém, como visto no item 7.3.1, para um revestimento de espessura 8 cm, o módulo de resiliência estaria representando a rigidez do material para uma velocidade de passagem da carga menor do que

24 km/h, fato não realista no projeto de pavimentos. Assim, exalta-se o mérito da extração das propriedades viscoelásticas em função de ensaios de laboratório.

Outro fato que ressaltou o uso das propriedades viscoelásticas é a plena certeza e a consideração de se extrair uma propriedade constitutiva sem qualquer dano. Tal fato poderia ser feito em campo, executando-se retro-análises de bacias de deflexões em pavimentos recém construídos, porém isto é bastante oneroso, demanda tempo e interfere no tráfego da rodovia.

Para a extração das propriedades constitutivas, pode ser utilizada a metodologia apresentada por Theisen (2011), onde se constata que menos termos viscoelásticos na série de Prony (cinco) são necessários. Tal fato exige um sistema de aquisição de dados do ensaio de compressão diametral com cargas cíclicas eficiente, no qual haja uma célula de carga e um transdutor de deslocamentos com precisão suficiente para que tendências de comportamento claras possam ser notadas, o que baseou a escolha dos modelos.

Em função da eficiência do sistema de aquisição de experimentais escolhidos, pode-se aplicar os modelos vistos no capítulo 5 desta pesquisa de forma bem sucedida. Obteve-se coeficientes de determinação maiores que 0,99 para todos os ajustes feitos. A ressalva feita é que a aplicação dos dados obtidos é restrita para velocidades maiores a equivalente ao pulso de tensões com tempo de 0,1 s. Para velocidades menores, recomenda-se o uso de propriedades extraídas de ensaios de compressão diametral sob cargas cíclicas com pulso de carga maior que 0,1 s, ou, alternativamente, ensaios de módulo dinâmico ou *creep* estático.

9.2.2 Modelo de evolução de dano obtido

Vários aspectos envolveram a elaboração do modelo de evolução de dano apresentado na presente pesquisa. Muitos desses aspectos colocaram a tona tópico de mecânica dos pavimentos, relativo a questões do funcionamento e distribuição das tensões e deformações dentro da estrutura. Sendo assim, além do modelo de dano, extraiu-se conclusões interessantes sobre o funcionamento dos pavimentos sob a ótica da Teoria da Elasticidade.

Quanto à escolha dos trechos para a análise, decidiu-se por analisar o trecho entre as estacas 61+000 a 64+500 da pista Norte da rodovia, segundo os critérios estabelecidos no item 7.1. Na execução das retro-análises dos dados, um fato a destacar é o fato do modelo de correção do módulo de resiliência da mistura asfálticas para a temperatura de referência. O modelo

empregado pelo EVERCALC 5.0®, programa utilizado para as retro-análises, resultou em módulos de resiliência bastante altos para a data de Set/2007, dado o fato que a temperatura da superfície do pavimento durante as medidas era alta (média de 53°C). Medidas nesta temperatura podem causar o problema visto no item 7.1, onde a solução adotada foi obter da literatura comportamentos em função da temperatura mais adaptado as misturas locais. Assim, a conclusão para o processo de retro-análise é que os levantamentos deflectométricos sejam executados preferencialmente a temperaturas mais próximas possíveis a temperatura de referência adotada no modelo, pois tal fato influencia notavelmente o valor dos módulos de resiliência obtidos, essenciais para a concepção do modelo. Neste particular, os dados coletados nas campanhas executadas no ano de 2011 para esta pesquisa, observou-se o possível para que tais variações de temperatura fossem minimizadas, levando a menores correções de temperatura e consequentemente permitindo retro-análises mais fiéis para a determinação da estrutura e módulo composto das camadas subjacentes.

Para o trecho analisado, foram utilizados dados como a média e o desvio padrão dos módulos do revestimento das estacas que integram o trecho, de modo a obter dados representativos do trecho. O parâmetro de dano adotado foi o visto na equação 192, em função dos módulos de resiliência em função do número N e do módulo de resiliência inicial sem influência do dano. Neste ponto exalta-se a necessidade dos parâmetros viscoelásticos para a mistura, pois $E(0)$ é função da velocidade de projeto. Tanto utilizando-se a média dos módulos por data quanto a média mais um desvio padrão, o que se observou foi uma tendência de crescimento exponencial de taxa positiva e decrescente do parâmetro de dano em função no número N, indicando que inicialmente o dano na mistura asfáltica estudada é mais acelerado. Não foi observada a tendência de degradação de misturas asfálticas mostrada na Figura 69, constatada por Adedimila e Kennedy (1975), acredita-se que pelo fato das situações representarem estados de tensões diferentes no material.

Quanto ao comportamento da densidade de energia de deformação em função do parâmetro de dano, o que se notou foi uma clara predominância das tensões de tração na base do revestimento, onde se observa um pico e, para baixos módulos (S tendendo a 1), um valor baixo comparado ao pico. Tal fato reflete exatamente o comportamento de pavimentos sob a ótica da Teoria da Elasticidade quando se varia módulo e espessura do revestimento, notando-se um pico característico para a tensão de tração na base do revestimento para um dado valor de módulo de resiliência. Notou-se também que, pelas análises de tensões e deformações executadas em função dos resultados das retro-análises, que para pavimentos cuja camada de

revestimento é suficientemente rígida, a parcela da densidade de energia de deformação provocada pelas tensões de tração na base do revestimento é predominante, fazendo que com que a densidade de energia de deformação em função do dano tivesse comportamento semelhante à variação da tensão de tração na base do revestimento em função do módulo de resiliência desta camada. Todos estes fatores definiram a escolha da função $W(S)$ vista na equação 205, que reflete coerentemente o comportamento discutido neste parágrafo.

Quando a taxa do parâmetro de dano em relação ao número N acumulado foi traçada em função da densidade de energia de deformação com relação ao parâmetro de dano, o que se constatou é que as tendências formadas não se assemelhavam a lei de evolução de dano proposta por Schapery, pelo fato de que o comportamento da densidade de energia de deformação em função do parâmetro de dano são ser único. A lei de evolução de dano de Schapery somente foi aplicável ao primeiro estágio de comportamento de $W(S)$, quando S varia de S até o valor correspondente ao ponto de inflexão da curva $W(S)$.

Mesmo com o uso da lei de evolução de dano de Schapery para o primeiro estágio de comportamento de $W(S)$, a relação potencial do tipo ax^b não resultou em ajustes por regressão tão precisos. Sendo assim, se optou por utilizar uma adaptação da lei de Schapery, onde as variáveis foram ajustadas com funções exponenciais tipo ae^{xb} , o que resultou em ajustes mais precisos do modelo de S em função de N expresso pela equação 212. Tais resultados exaltam que o modelo de Schapery não é o mais adequado para modelagem da evolução de dano por fadiga em quando comportamentos diferentes da zona de estabilidade são observados, fato já constatado por Theisen (2011) quando este analisou fadiga de misturas asfálticas sob compressão diametral de cargas cíclicas.

Procurando-se um modelo genérico, que modelasse o comportamento dos três estágios de $W(S)$ observados, chegou-se a conclusão que o modelo adequado a situação foi uma curva que relacionava as taxas de S com relação a N e de W com relação a S expressa pela equação 213. Entretanto, o modelo escolhido, embora tenha se ajustado bem aos dados que o gerou, cria a dificuldade da obtenção de S em função de N , onde métodos numéricos de solução devem ser empregados de forma a obter, para cada número N , o valor de S correspondente resolvendo-se a equação 220. Na verificação do modelo, notou-se que o mesmo gera resultados próximos aos resultados que são considerados como os reais (a curva S em função de N) para a situação estudada, mesmo para um passo de N acumulado de 1000000 (ou $\Delta N_{acum}/10^6 = 1$) considerado grande. A vida de fadiga prevista pelo modelo foi de $1,18 \cdot 10^7$

ciclos, enquanto que os dados reais retornaram como resposta $1,27 \cdot 10^7$ ciclos, fazendo do modelo proposto, para a situação estudada, a favor da segurança. Porém, cabe ressaltar que estes resultados são de base essencialmente teórica, que estudos devem ser feitos de forma a determinar o fator laboratório-campo para modelos como o apresentado nesta pesquisa.

Os ensaios de laboratório realizados para fins da pesquisa, tanto os ensaios de fadiga com compressão diametral a tensão controlada quanto o módulo de resiliência, também por compressão diametral, foram as bases para concepção dos modelos aqui apresentados. Foram estes os ensaios base para determinação de vários dos parâmetros apresentados, conforme discutido em detalhe no Capítulo 8.

Já as coletas de campo realizadas permitiram realizar as análises apresentadas no estudo. Tanto os levantamentos defletométricos quanto as medições de deformação permanente subsidiaram a calibração dos modelos viscoelásticos apresentados. Os ensaios permitiram o desenvolvimento de soluções para deflexão e respostas estruturais da estruturas dos pavimentos investigados. Considerando-se o comportamento viscoelástico das misturas asfálticas e a influência da velocidade de passagem da carga, através do Princípio da Correspondência Elasto-viscoelástica, os modelos puderam ser então, calibrados.

9.3 COMENTÁRIOS FINAIS

Dentre os objetivos propostos da pesquisa, é possível afirmar que os objetivos, que incluíam a construção de um sistema de aquisição de temperaturas e a concepção de um modelo de evolução de dano aplicado a pavimentos flexíveis foram cumpridos. Durante o relato das etapas para o cumprimento dos objetivos, foram mostradas todas as premissas e ressalvas sobre a aplicação de seus produtos finais, de forma a deixar claras as limitações e as vantagens dos mesmos.

Os resultados obtidos mostram que os pavimentos estudados tem de fato um processo de dano por fadiga acelerado quando translada-se o comportamento da mistura em laboratório para o efeito observado em campo. Há várias condicionantes que podem levar isto a ocorrer. O conhecido "Shift Factor" tem justamente este propósito - o de ser uma função de transferência do laboratório para o campo. No entanto, este parâmetro leva consigo uma série de fatores agrupados difícil de ser dissociado.

Considerando-se as premissas apresentadas no estudo, a vida antecipada para as novas misturas parecem vir desenvolvendo um processo de degradação acelerado, ainda que os parâmetros mostrem uma mistura asfáltica considerada de alta qualidade para os padrões nacionais. Naturalmente, as espessuras utilizadas são função principal desta observação, bem como as solicitações impostas. Futuros estudos poderão elucidar em mais detalhe a natureza de tal ocorrência.

Por fim, o que a presente pesquisa esforçou-se em expor foi o fato de ser possível a concepção de modelos mais avançados de degradação dos pavimentos flexíveis frente a modelos atualmente empregados em projetos, no qual podem ser utilizados para a concepção dos mesmos ensaios comuns na engenharia de pavimentação atual. Modelos com base mais racional e menos empírica certamente são instrumentos de crescente compreensão do comportamento de pavimentos flexíveis, sendo de grande utilidade tanto para o profissional quanto para o meio acadêmico. Para o lado do meio profissional, modelos racionais geram projetos mais racionais, portanto mais econômicos; para o meio acadêmico, tais modelos geram subsídios para a discussão sobre o comportamento dos pavimentos flexíveis e para pesquisas futuras.

10 REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICAS

- ADEDIMILA, A.S. e KENNEDY, T.W. Fatigue and resilient characteristics of asphalt mixtures by repeat-load indirect tensile test. Research report 183-5, Center for Highway Research, University of Texas at Austin, 1975.
- ALLEN, D. H.; SEARCY, C. R. A micromechanical model for a viscoelastic cohesive zone. International journal of fracture, vol. 107, no2, pp. 159-176 (35 ref.), 2001.
- AMERICAN ASSOCIATION OF STATE HIGHWAY AND TRANSPORTATION OFFICIALS. Guide for Design of Pavement Structures, Washington, DC, 426p., 2002.
- AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. ASTM D4123:1995. Standard Test method for indirect tension test for resilient modulus of bituminous mixtures, 1995.
- ASPHALT INSTITUTE. Superpave – performance grade asphalt – binder specification and testing. Lexington, Superpave Series No2 (SP-1), 1994.
- BAHUGUNA, S. ; PANOSKALTSIS, V. P. ; PAPOULIA; K. D. Identification and Modeling of Permanent Deformations of Asphalt Concrete. Eng. Mech., v.132(3), p.231-239, 2006.
- BARKSDALE, R. D. Compressive Stress pulse time in flexivle pavements for use in dynamic testing. Highway Research Record. Highway Research Board, Washington, D.C., 1971.
- BOLTZMANN, L. Zur Theorie der Elastichen Nachwirkung. Pogg. Ann. Physic, v.7, p.624, 1876.
- BRITO, L.A.T. Avaliação e Análise Paramétrica do Ensaio de Compressão Diametral sob Cargas repetidas em Misturas Asfálticas. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre – RS, 144p., 2006.
- CHEHAB, G. R. Characterization of Asphalt Concrete in Tension Using a ViscoElastoPlastic Model. PhD Dissertation, North Carolina State University, Raleigh, NC, 2002.
- CHRISTENSEN, R.M. Theory of Viscoelasticity: an Introduction. New York: Academic Press, 245p., 1971.
- CLYNE, T.R.; LI, X.; MARASTEANU, M.O.; SKOK, E.L. Dynamic and Resilient Modulus of MN/DOT Asphalt Mixtures. Departament of Civil Eng.-University of Minnesota, 2003.
- DANIEL, J.S. Development of a Simplified Fatigue Test and Analysis Procedure Using a Viscoelastic, Continuum Damage Model and its Implementation to WesTrack Mixtures, Ph.D. Dissertation, North Carolina State University, Raleigh, NC, 2001.

- DE SOUSA, P. C.; SILVA, H. N.; SOARES, J. B. Prony Series Study for Viscoelastic Characterization of Asphalt Mixtures. Anais do 19º Encontro do Asfalto, p.119-128, Rio de Janeiro, 2008.
- DEPARTAMENTO NACIONAL DE INFRAESTRUTURA DE TRANSPORTES (DNIT). DNIT-ME 138/94 - Misturas Betuminosas – Determinação da Resistência a Tração por Compressão Diametral. Rio de Janeiro, 1994.
- DI BENEDETTO, H.; PARTL, M.N.; FRANCKEN L.; DE LA ROCHE, C. Stiffnes testing for bituminous mixtures. Materials and Structures/Matériaux et Constructions, v.34, p.66-70, 2001.
- ELTAHAN, A.A.; LYTTON, R.L. Mechanistic-empirical approach for modeling reflection cracking. Annual Meeting of the Transportation Research Board No79, Washington, DC , ETATS-UNIS (01/2000), no 1730 (190 p.) (6 ref.), pp. 132-138, 2000.
- FALCÃO, M.F.B. e SOARES, J.B. Considerações Sobre o Ensaio de Compressão Diametral no Estudo de Materiais de Pavimentação. Associação Nacional de Ensino e Pesquisa em Transportes (ANPET) – anais, v.1, 2002.
- FANG, H.; HADDOCK, J. E.; WHITE, T. D.; HAND, A. J. On the characterization of flexible pavement rutting using creep model-based finite element analysis. Finite element analysis and design, n. 41, p 49-73, 2004.
- GIBSON, N.H.; SCHWARTZ, C.W., SCHAPERY, R.A., WITCZAK, M.W. Viscoelastic, Viscoplastic, and Damage Modeling of Asphalt Concrete in Unconfined Compression. Transpostation Research Board (TRB) Annual Meeting CD-ROM, 2003.
- HONDROS, G. The Evaluation of Poisson's Ratio and the Modulus of Materials of a Low Tensile Resistance by the Brazilian (indirect tensile) Test with Particular Reference to Concrete. Australian Journal od Applied Science. V.10(3) p.243-268, 1959.
- HONDROS, G. The Evaluation of Poisson's Ratio and the Modulus of Materials of a Low Tensile Resistance by the Brazilian (indirect tensile) Test with Particular Reference to Concrete. Australian Journal od Applied Science. V.10(3) p.243-268, 1959.
- HUA, J. Finite element modeling and analysis of accelerated pavement testing devices and phenomenon, Ph.D. Dissertation, Purdue University, 2000.
- HUANG, H.; WHITE, T. D. Modeling and analysis of accelerated pavement tests, Transportation Research Record, Transportation Research Board, National Research Council, Washington, DC, 1998.

- HUANG, Y.H. Pavement Analysis and Design. Prentice-Hall, New Jersey, 805p., 1993.
- JAZOULI, S., LUO, W., BREMAND, F. e VU-KHANH, T. Application of time–stress equivalence to nonlinear creep of polycarbonate. Polymer Testing, v.24, p.463–467, 2005.
- KETIL, P.; LENHOF, B.; RUNESSON, K.; WIBERG, N.E. Simulation of inelastic deformation in road structures due to cyclic mechanical and thermal loads. Computers and Structures, n.85, pp.59–70, 2007.
- LAKES, R.S. Viscoelastic Solids. Mechanical Engineering Series, CRC Press, Boca Raton-FL, 448p., 1998.
- LEE, H. J.; KIM, Y. R. Viscoelastic Constitutive Model for Asphalt Concrete Under Cyclic Load. Jr. of Engineering Mechanics, ASCE, Vol. 124, No. 1, pp. 32-40, 1998.
- LEE, H.J.; KIM, Y.R.; LEE, S.W. Fatigue Life Prediction of Asphalt Mixes Using Viscoelastic Material Properties. Transportation Research Board (TRB) Annual Meeting CD-ROM, 2003.
- LONG, F.M. Permanent deformation of asphalt concrete pavements: a nonlinear viscoelastic approach to mix analyses and design. PhD Thesis, University of California – Berkley, 300p., 2001.
- LOULIZI, A.; FLINTSCH, G.W.; AL-QADI, I.L.; MOKAREM, D. Comparing Resilient Modulus and Dynamic Modulus of Hot-Mix Asphalt as Material Properties for Flexible Pavement Design. Transportation Research Record, n.1970, Washington, DC, pp. 161-170, 2006.
- LYTTON, R.; UZAN, J.; FERNANDO, E.G.; ROQUE, R.; HILTUNEN, D.; STOFFELS, S. Development and Validation of Performance Prediction Models and Specifications for Asphalt Binders and Paving Mixes. The Strategic Highway Research Program Report No. SHRP-A-357, National Research Council, Washington, DC, 1993.
- MALYSZ, R. Comportamento mecânico de britas empregadas em pavimentação. Dissertação (Mestrado em Engenharia), Programa de Pós Graduação em Engenharia Civil – Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre/RS, p.166, 2004.
- MASAD, E.; HUANG, C.W.; AIREY, G. e MULIANA, A. Nonlinear viscoelastic analysis of unaged and aged asphalt binders. Construction and Building Materials, n.22, p.2170–2179, 2008.
- MASAD, E.; TASHMAN, L.; LITTLE, D.; ZBIB, H. Viscoplastic modeling of asphalt mixes with the effects of anisotropy, damage and aggregate characteristics. Mechanics of Materials, n. 37 p.1242–1256, 2005.

- MEDINA, J., MOTTA, L.M.G., Mecânica dos Pavimentos, 2ª Edição, 2005.
- MELLO, L. G. R. O Estudo do Dano em Meio Contínuo no Estudo da Fadiga em Misturas Asfálticas. Tese de Doutorado, Universidade de Brasília, 263 p., 2008.
- MINHOTO, M.J.C; PAIS, J.C.; PEREIRA, P.A.A. Asphalt pavement temperature prediction. ASPHALT RUBBER CONFERENCE, Palm Springs, Califórnia, USA – “Asphalt Rubber 2006 : proceedings”. [S.l : s.n, 2006]. p. 193-207, 2006.
- MOMM, L. Comportamento Viscoelástico do Concreto Asfáltico. Anais da 33ª Reunião Anual de Pavimentação, Florianópolis – SC, 2001.
- MOTTA, L.M.G. Método de Dimensionamento de Pavimentos Flexíveis; Critérios de Confiabilidade e Ensaio de Cargas Repetidas. Rio de Janeiro: UFRJ, 1991. Tese (Doutorado em Ciências em Engenharia Civil), COOPE/UFRJ, Universidade Federal do Rio de Janeiro, 1991.
- NATIONAL COOPERATIVE HIGHWAY RESEARCH PROGRAM. NCHRP 1-37A - Part II - Chapter 3: Environmental Effects. Final report, 2004.
- OESER, M.; MÖLLER, B. 3D Constitutive Model for Asphalt Pavements. The International Journal of Pavement Engineering, v.5, p.153-161, 2004.
- PANOSKALTSIS, V. P.; PANNEERSELVAM, D. An anisotropic hyperelastic-viscoplastic damage model for asphalt concrete materials and its numerical implementation. 5th GRACM International Congress on Computational Mechanics Limassol, 29 June – 1 July, 2005.
- PAPAZIAN, H. S. The Response of Linear Viscoelastic Materials in the Frequency Domain with Emphasis on Asphaltic Concrete, (1st) International Conference on the Structural Design of Asphalt Pavements, pp. 454-463, 1962.
- PARK, S. e SCHAPERY, R. A. Methods of interconversion between linear viscoelastic material functions. Part I – an numerical method based on Prony Series” International Journal of Solids and Structures, Vol. 36, p 1653-1975, 1999.
- RAJAGOPAL, K. R.; SRINIVASA, A. R. A note on a correspondence principle in nonlinear viscoelastic materials. International journal of fracture ISSN 0376-9429 CODEN IJFRAP, vol. 131, no4, pp. L47-L52 (4 ref.), 2005.
- ROHDE, L. Estudo de Misturas Asfálticas de Módulo Elevado para Camadas Estruturais de Pavimentos. Tese (Doutorado em Engenharia Civil) - Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2007.

- ROQUE, R.; BUTTLAR, W. G. The development of a measurement and analysis system to accurately determine asphalt concrete properties using the indirect tensile mode. *Proceedings of the Association of Asphalt Paving Technologists*, v. 61, p. 304-332, 1992.
- SCHAPERY, R. A. A Theory of Mechanical Behavior of Elastic Media with Growing Damage and Other Changes in Structure. *Jr. Mech. Phys. Solids*, 38, pp. 215-253, 1990.
- SCHAPERY, R.A. A method of viscoelastic stress analysis using elastic solution. *J.Franklin Istitute*, v. 279, 1978.
- SCHAPERY, R.A. Correspondence Principles and a Generalized J-Integral for Large Deformations and Fracture Analysis in Viscoelastic Media. *International Journal of Fracture*, v.25(1), p.95-223, 1984.
- SCHAPERY, R.A. Nonlinear Viscoelastic and Viscoplastic Constitutive Equations with Growing Damage, *International Journal of Fracture*, Vol. 97, No. 3, pp. 33-66, 1999.
- SCHWARTZ, C.W., GIBSON, N.H., SCHAPERY, R.A., e WITCZAK, M.W. Time-Temperature Superposition for Asphalt Concrete at Large Compressive Strains. *Transportation Research Record No. 1789, Bituminous Paving Mixtures*, 2002.
- SEVERO, L.E.P; RUWER, P.; KLEIN, R.J.; BARELLA, R.M.; MASSARA, S.; GONÇALVES, F.P. Utilização de perfilômetro laser para a medida de irregularidade longitudinal e do afundamento em trilas de roda. *Anais do 9º ENACOR – Encontro Nacional de Conservação Rodoviária*, Natal - RN, 2004.
- SIMPSON, A.J.; DALEIDEN, J.F.; HADLEY, W.O. Rutting analysis from a different perspective, *Transportation Research Record 1473*, Transportation Research Board—National Research Council, Washington, DC, 1995.
- SOUSA, J.B.; WEISSMAN, S.; SACKMAN, J.; MONISMITH, C.L. A nonlinear elastic viscous with damage model to predict permanent deformation of asphalt concrete mixtures. *Transportation Research Record 1385*. Transportation Research Board, National Research Council, Washington, DC, pp. 80–93, 1993.
- SOUZA, F.V. Modelo Multi-Escala para Análise Estrutural de Compósitos Viscoelásticos Sucetíveis a Dano. *Dissertação de Mestrado*, Universidade Federal do Ceará, 189p., 2005.
- SPECHT, L.P. Avaliação de misturas asfálticas com incorporação de borracha reciclada de pneus. *Tese (Doutorado em Engenharia) – Universidade Federal do Rio Grande do Sul – Porto Alegre*, 2004.

- TASHMAN, L.; MASAD, E.; ZBIB, H.; LITTLE, D.; KALOUSH, K. Microstructural viscoplastic continuum model for Permanent deformation in asphalt pavements. *Journal of engineering mechanics*, vol. 131, no1, pp. 48-57, 2005.
- TAYEBALI, A.A.; DEACON, J.A.; COPLANTZ, J.S.; HARVEY, J.T. e MONISMITH, C.L. Fatigue response of Asphalt-Aggregate Mixes. Part I – Test Method Selection. Strategic Highway Research Program – SHRP-A-04, National Research Council, 1994.
- TEIXEIRA, V. F. ; SOUZA, F. V. ; SOARES, J. B. . Modelagem da Vida de Fadiga e do Acúmulo de Deformações Permanentes em Pavimentos Asfálticos por Meio de um Modelo de Dano Contínuo. *Transportes (Rio de Janeiro)*, v. 15, p. 17-25, 2007.
- THEISEN, K.M. Aplicação do Princípio da Correspondência Elasto-viscoelástica para Previsão de Deformabilidade de Misturas Asfálticas. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre – RS, 150p, 2006.
- THEISEN, K.M. e CERATTI, J.A.P. Uso da teoria da viscoelasticidade e regressão estatística para previsão do módulo dinâmico de misturas asfálticas em função do módulo de resiliência. Publicado nos anais do XXIII ANPET– Vitoria - ES, 2009.
- THEISEN, K.M. Estudo de parâmetros constitutivos extraídos de dados experimentais no comportamento de misturas asfálticas. Tese de Doutorado, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre – RS, 284p, 2011.
- THEISEN, K.M.; NÚÑEZ, W.P.; BITTENCOURT, E. Modelagem do ensaio de módulo dinâmico e de compressão diametral de cargas cíclicas através de curva de fluência e do princípio da correspondência elasto-viscoelástica. Publicado nos anais do XXI ANPET– Rio de Janeiro, 2007.
- THEISEN, K.M.; VICTORINO, D.R.; NÚÑEZ, W.P.; CERATTI, J.A.P. Using the Viscoelasticity and Continuum Damage Theories to Quantify the Effects of Loading Speed in Accelerated Pavement Testing Results. 8th Conference on Bearing Capacity of Roads, Railways and Airfields, University of Illinois at Urbana-Champaign, USA, pp.1393-1404, 2009.
- VERMEER, P.A. A five constant constitutive model unifying well-established concepts. In: Gudehus, G., Darve, F., Vardoulakis, I. (Eds.), *Constitutive Relations for Soils*. Balkema, Rotterdam, pp. 175–197, 1984.
- VINSON, J.R. e HILTON, H.H. Composite Material Structures and Viscoelasticity: Theory & Applications. AIAA Short Course for SDM, April 29 - 30, 2006.

- WEN, H; BAHIA, H. Characterizing Fatigue of Asphalt Binders with Viscoelastic Continuum Damage Mechanics. Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board, No. 2126, Transportation Research Board of the National Academies, Washington, D.C. pp. 55–62, 2009.
- WILLIAMS, M. L., R. F. LANDEL, AND FERRY, J. D. "Temperature dependence of relaxation mechanisms in amorphous and other glass forming liquids," J. Am. Chem. Soc. 77, 3701–3706, 1955.
- WITCZAK, M.W. e FONSECA, O.A. A prediction methodology for the dynamic modulus of in-place aged asphalt mixes. Proceedings of the Association of Asphalt Paving Technologists, v.61, p.532-559, 1996.
- YE, Y., YANG, X. E CHEN, C. Experimental researches on visco-elastoplastic constitutive model of asphalt mastic. Construction and Building Materials, n.23, p.3161–3165, 2009.
- ZHANG, W.; DRESCHER, A.; NEWCOMB, D.E. Viscoelastic Analysis of Diametral Compression of Asphalt Concrete. ASCE Journal of Engineering Mechanics, v.123, n.6, p. 596-603, 1997.
- ZHONG, Y., GENG, L. Thermal stresses of asphalt pavement under dependence of material characteristics on reference temperature. Mechanics of Time-dependent Materials, v.13, 81–91, 2009.