PREVISÃO DOS MÓDULOS DINÂMICO E DE ARMAZENAMENTO DE MISTURAS ASFÁLTICAS BRASILEIRAS A PARTIR DE MODELOS EMPÍRICOS

Pedro Goecks

Dissertação de Mestrado apresentada ao programa de Pós-graduação em Engenharia Civil, COPPE, da Universidade Federal do Rio de Janeiro, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Engenharia Civil.

Orientadores: Francisco Thiago Sacramento Aragão
Luis Alberto Herrmann do Nascimento

Rio de Janeiro
Setembro de 2018

PREVISÃO DOS MÓDULOS DINÂMICO E DE ARMAZENAMENTO DE MISTURAS ASFÁLTICAS BRASILEIRAS A PARTIR DE MODELOS EMPÍRICOS

Pedro Goecks

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DO INSTITUTO ALBERTO LUIZ COIMBRA DE PÓS-GRADUAÇÃO E PESQUISA DE ENGENHARIA (COPPE) DA UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM CIÊNCIAS EM ENGENHARIA CIVIL.

Examinada por:

_____
Prof. Francisco Thiago Sacramento Aragão, Ph.D.

_____
Prof.ª Laura Maria Goretti da Motta, D.Sc.

_____
Dr. Luis Alberto Herrmann do Nascimento, Ph.D.

_____
Prof. Jorge Barbosa Soares, Ph.D.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL
SETEMBRO DE 2018

Goecks, Pedro

Previsão dos Módulos Dinâmico e de Armazenamento de Misturas Asfálticas Brasileiras a Partir de Modelos Empíricos/ Pedro Goecks. – Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2018.

XV, 97 p.: il.; 29,7 cm.

Orientadores: Francisco Thiago Sacramento Aragão

Luis Alberto Herrmann do Nascimentos

Dissertação (mestrado) – UFRJ/ COPPE/ Programa de Engenharia Civil, 2018.

Referências Bibliográficas: p. 89-97.

1. Concreto Asfáltico. 2. Módulos Dinâmico e de Armazenamento. 3. Modelos Empíricos de Previsão. I. Aragão, Francisco Thiago Sacramento *et al*. II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Civil. III. Título.

DEDICATÓRIA

Aos meus pais Rudi e Crista,

pelo amor incondicional.

AGRADECIMENTOS

Aos meus pais, que foram fundamentais para que eu pudesse concluir este mestrado, nada disso seria possível sem o incentivo e o amor de vocês. Foram muitas as vezes que vocês abdicaram de suas metas para que as minhas fossem concluídas. O meu mais sincero obrigado é para vocês. Não existem palavras de gratidão para expressarem o que sinto.

Ao Professor Thiago, pela ideia do tema e pelos saberes que foram proporcionados. Obrigado por sua orientação e persistência na realização das tarefas, cada obstáculo foi uma oportunidade de crescimento. Ao Luis Nascimento, por ter aceito e embarcado junto nesse desafio. Obrigado pelo imprescindível suporte dado a este trabalho, não somente pela contribuição de dados, mas por todos os ensinamentos propiciados. Sem sua ajuda, muito daqui seria inexequível.

À professora Laura Motta, pelo exemplo de vida, e aos demais professores da COPPE, por todos os saberes conferidos que de alguma forma contribuíram nesta caminhada. À equipe dos laboratórios de Geotecnia e Pavimentação, por toda a assistência prestada, e ao Ulisses Figueiredo, pelos ensinamentos e seu rigor na realização dos ensaios de laboratório.

Aos amigos de apartamento, Cristiano e Ricardo, com quem passei a maior parte do mestrado. Vivenciei os melhores e os mais difíceis momentos com vocês. Obrigado pelo companheirismo. Desejo muito sucesso para nós daqui para frente.

Aos amigos: Alex, Aline, Ana, André, Carine, Caroline, Cayto, Deise, Desirée, Diego, Fernando, Flavia, Gustavo, Isadora, Jaelson, João, Jordana, José, Larissa, Liliana, Lorena, Marcela, Mônica, Nayra, Patrícia, Rafaela, Raquel, Silvana e Thaisa, obrigado por tornarem os dias melhores. Levo um pouco de vocês comigo.

À Beatriz Gouveia, que iniciou os estudos de previsão de módulo dinâmico no Brasil, obrigado pelos dados fornecidos e pelas ótimas discussões realizadas. Espero ter contribuído um pouco ao tema que você começou a estudar.

À Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior que proporcionou a bolsa de estudos durante a realização desta pesquisa.

Resumo da Dissertação apresentada à COPPE/UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Mestre em Ciências (M.Sc.)

PREVISÃO DOS MÓDULOS DINÂMICO E DE ARMAZENAMENTO DE MISTURAS ASFÁLTICAS BRASILEIRAS A PARTIR DE MODELOS EMPÍRICOS

Pedro Goecks

Setembro/2018

Orientadores: Francisco Thiago Sacramento Aragão
Luis Alberto Herrmann do Nascimento

Programa: Engenharia Civil

O módulo dinâmico (|E*|) e o módulo de armazenamento (E') têm sido utilizados como importantes propriedades na análise e no dimensionamento de pavimentos a partir de métodos mecanístico-empíricos modernos. Apesar de preferível a sua caracterização a partir de ensaios de laboratório, em algumas situações, pode ser interessante o uso de equações empíricas de previsão baseadas em propriedades dos constituintes das misturas, para servirem de suporte em fases de pré-projeto e de seleção de materiais. Visando a utilização desses modelos no país, este trabalho avalia quatro modelos disponíveis na literatura. As equações destes modelos foram calibradas considerando informações de 46 misturas asfálticas brasileiras para preverem tanto |E*| quanto |E'|. A seguir, o potencial preditivo dos modelos foi avaliado a partir da comparação entre valores previstos e obtidos em laboratório destas propriedades para 10 misturas adicionais que não foram usadas na etapa de calibração. Para demonstrar a aplicabilidade dos modelos de previsão, o programa *Layered Viscoelastic Critical Distress* (LVECD) foi posteriormente usado para a análise da vida útil de pavimentos típicos nacionais cujos revestimentos foram compostos por três das 10 misturas usadas no processo de validação dos modelos. Os resultados indicaram que os modelos possuem potencial para distinguir o desempenho das misturas de maneira realista e podem ser usados, em conjunto com modelos de análise estrutural bem desenvolvidos e implementados, como ferramentas para estimar o comportamento mecânico de misturas asfálticas.

Abstract of Dissertation presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Master of Science (M.Sc.)

PREDICTION OF THE DYNAMIC AND STORAGE MODULUS OF BRAZILIAN TYPICAL ASPHALTIC MIXTURES FROM EMPIRICAL MODELS

Pedro Goecks

September/2018

Advisors: Francisco Thiago Sacramento Aragão
Luis Alberto Herrmann do Nascimento

Department: Civil Engineering

The dynamic modulus (|E*|) and storage modulus (E') have been used as important properties in the analysis and design of pavements from modern mechanistic-empirical models. Although it is preferable to characterize these properties from laboratory tests, in some situations, it may be interesting to use empirical prediction equations based on the properties of the constituents of the mixtures to serve as support in pre-design and material selection phases. Aiming at the use of these models in the country, this study evaluates four models available in the literature. The equations of these models were calibrated considering information from 46 Brazilian asphalt mixtures to predict both |E*| and |E'|. Thus, the predictive potential of the models was evaluated by comparing predicted and laboratory values of these properties for 10 additional mixtures that were not used in the calibration. In order to demonstrate the applicability of the prediction models, the Layered Viscoelastic Critical Distress (LVECD) program was later used for the analysis of the service life of typical pavements whose surface layer were composed of three of the 10 mixtures used in the verification process of the models. The results indicated that the models have the potential to realistically distinguish performance from mixtures and can be used in conjunction with well developed and implemented structural analysis models as tools for estimating the mechanical behavior of asphalt mixtures.

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO 1

1.1 Contexto 3

1.2 Objetivos 6

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA 8

2.1 Módulo Complexo 8

2.1.1 Determinação do Módulo Dinâmico e do Ângulo de Fase 9

2.1.2 Princípio da Superposição Tempo-Temperatura 12

2.2 Parâmetros Granulométricos 15

2.3 Parâmetros Volumétricos 16

2.3.1 Volume de Vazios 17

2.3.2 Volume de Ligante Efetivo 17

2.3.3 Vazios no Agregado Mineral 18

2.3.4 Relação Betume Vazios 18

2.4 Reologia de Ligantes 18

2.5 Conversão de Propriedades de Misturas Asfálticas no Domínio LVE . 19

2.6 Modelos Avaliados de Previsão de Módulo Dinâmico 20

2.6.1 Christensen *et al.* (2003) 21

2.6.2 Bari e Witczak (2006) 24

2.6.3 Mateos e Soares (2015) 24

2.6.4 Sakhaeifar *et al*. (2015) 25

2.7 Modelos Adicionais de Previsão de Módulo Dinâmico 27

2.7.1 Witczak e Fonseca (1996) 28

2.7.2 Andrei *et al*. (1999) 29

2.7.3 Al-Khateeb *et al.* (2006) 30

2.7.4 Yu e Shen (2012) 31

2.7.5 Yang *et al*. (2014) 32

2.7.6 Gouveia (2016) 33

3 MATERIAIS E MÉTODOS 35

3.1 Banco de Dados 38

3.1.1 Parâmetros Granulométricos 39

3.1.2 Parâmetros Volumétricos 40

3.1.3 Reologia dos Ligantes Asfálticos 40

3.1.4 Reologia das Misturas Asfálticas 41

3.2 Construção das Curvas Mestras 42

3.2.1 Ligantes Asfálticos 42

3.2.2 Misturas Asfálticas 46

3.3 Comparação entre Fatores de Deslocamento de Temperatura 48

3.3.1 Correção do Banco de Dados 50

3.3.2 Comparação dos Novos Fatores de Deslocamento de Temperatura 53

3.4 Verificação dos Modelos de Previsão de Rigidez de Misturas 54

3.5 Calibração de Modelos de Previsão de Rigidez de Misturas 55

3.6 Simulações no Pavimento com o Programa LVECD 59

3.6.1 Deformação Permanente do Revestimento Asfáltico 60

3.6.2 Trincamento por Fadiga 62

4 RESULTADOS 63

4.1 Avaliação dos Modelos Preditivos de |E*| 63

4.1.1 Verificação dos Modelos Originais 64

4.1.2 Calibração dos Modelos Originais 68

4.1.3 Verificação dos Modelos Calibrados 72

4.2 Avaliação dos Modelos Preditivos de E' 74

4.2.1 Calibração dos Modelos Originais para E' 74

4.2.2 Verificação dos Modelos Calibrados para E' 77

4.3 Simulações no Pavimento Utilizando o LVECD 79

5 CONCLUSÕES 86

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS 89

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1. Representação do ensaio de |E*| e δ_m de misturas asfálticas, adaptado de AASHTO (2011) 10

Figura 2. Comportamento viscoelástico sob carregamento *haversine*, adaptado de Birgisson (2004) 11

Figura 3. Relações do módulo complexo, adaptado de Kim (2005) 12

Figura 4. Construção da curva mestra pela transladação horizontal dos valores de rigidez (BERNUCCI *et al.*,2008) 13

Figura 5. Log (a_T) *versus* temperatura (adaptado de BARI e WITCZAK, 2005) 14

Figura 6. Curvas mestras típicas de |E*| e E', adaptado de Garcia e Thompson (2007) 15

Figura 7. Ensaio de módulo dinâmico cisalhante e ângulo de fase de ligantes (BERNUCCI *et al*., 2008)..... 19

Figura 8. Composição do sistema mecânico de Hirsch (CHRISTENSEN *et al.*, 2003) 21

Figura 9. Composição do sistema mecânico de Hirsch Modificado (CHRISTENSEN *et al*., 2003)..... 22

Figura 10. Módulos dinâmicos previstos *versus* experimentais pelos modelos de Bari e Witczak (2006) e Christensen *et al*. (2003), para 90% do banco de dados da NCSU (SAKHAEIFAR *et al.*, 2015) 26

Figura 11. Módulos dinâmicos previstos *versus* experimentais para o modelo simplificado de Sakhaeifar *et al.*, para 90% do banco de dados da NCSU (adaptado de SAKHAEIFAR *et al.*, 2015)..... 27

Figura 12. Avaliação do modelo de Christensen *et al*. (2003) por Al-khateeb (2006). . 30

Figura 13. Avaliação dos modelos de (a) Bari e Witczak (2006) e (b) Christensen *et al*. (2003) por Yu e Shen (2012). 32

Figura 14. Avaliação dos modelos de Christensen *et al*. (2003), Bari e Witczak (2006), Mateos e Soares (2015) e Sakhaeifar *et al*. (2015) por Gouveia (2016). 34

Figura 15. Representação dos gráficos *boxplot* 39

Figura 16. Variação dos parâmetros granulométricas das 56 misturas analisadas 39

Figura 17. Variação dos parâmetros volumétricos das 56 misturas asfálticas analisadas 40

Figura 18. Variação dos parâmetros de (a) módulo dinâmico cisalhante e (b) ângulo de fase dos ligantes das 56 misturas asfálticas analisadas 41

Figura 19. Variação dos parâmetros de (a) módulo dinâmico e (b) ângulo de fase das 56 mistura asfálticas analisadas 41

Figura 20. Ensaio de módulo dinâmico cisalhante e ângulo de fase de ligantes 42

Figura 21. Isotermas típicas de |G*| de ligantes obtidas no reômetro 43

Figura 22. Isotermas típicas de δ_b de ligantes obtidas no reômetro 43

Figura 23. Isotermas de |G*| de ligantes deslocadas formando uma curva mestra 44

Figura 24. Isotermas de δ_b de ligantes deslocadas formando uma curva mestra 44

Figura 25. Exemplo de curva de tendência de log (a_t) versus temperatura 45

Figura 26. Exemplo de curva mestra de |G*| de ligante ajustada 45

Figura 27. Exemplo de curva mestra de δ_b de ligante ajustada 46

Figura 28. Ensaio de módulo dinâmico e ângulo de fase de misturas asfálticas 46

Figura 29. Exemplo de curva mestra de |E*| de mistura ajustada 47

Figura 30. Exemplo de curva mestra de δ_m de mistura ajustada 48

Figura 31. Exemplo de curva mestra de δ_m de mistura ajustada para dados irregulares 48

Figura 32. Comparação entre os a_t de ligantes e misturas para o banco de dados de Gouveia (2016) 49

Figura 33. Comparação entre os a_t de ligantes e misturas para o banco de dados obtidos do CENPES 50

Figura 34. Curva mestra de |G*| de ligantes aplicando os at das misturas 51

Figura 35. Curva mestra de δ_b de ligantes aplicando os at das misturas 51

Figura 36. Curva mestra de |G*| de ligante sem temperatura de 4,4ºC 52

Figura 37. Curva mestra de δ_b de ligante sem temperatura de 4,4ºC 52

Figura 38. Extrapolação da curva mestra de |G*| de ligante para temperaturas frias..... 53

Figura 39. Extrapolação da curva mestra de δ_b para temperaturas frias..... 53

Figura 40. Comparação entre os at de ligantes e misturas após os ajustes. 54

Figura 41. Valores de Pc ideal em função do |G*| para Ea de (a) 4.200.000 Psi (≅30.000 MPa), (b) 6.500.000 Psi (≅45.000 MPa). 57

Figura 42. Características do pavimento utilizado nas simulações 60

Figura 43. Verificação dos modelos originais de previsão de |E*| para 56 misturas: (a) Christensen *et al.* (2003), (b) Bari e Witczak (2006), (c) Mateos e Soares (2015), (d) Sakhaeifar *et al*. (2015) 66

Figura 44. Acurácia dos modelos de previsão de |E*| depois da calibração a partir de 46 misturas asfálticas: (a) Christensen *et al.* (2003), (b) Bari e Witczak (2006), (c) Mateos e Soares (2015), (d) Sakhaeifar *et al*. (2015) 70

Figura 45. Verificação dos modelos calibrados de |E*| para 10 misturas asfálticas: (a) Christensen *et al.* (2003), (b) Bari e Witczak (2006), (c) Mateos e Soares (2015), (d) Sakhaeifar *et al*. (2015) 73

Figura 46. Acurácia dos modelos de previsão de E’ depois da calibração a partir de 46 misturas asfálticas: (a) Christensen *et al.* (2003), (b) Bari e Witczak (2006), (c) Mateos e Soares (2015), (d) Sakhaeifar *et al*. (2015) 77

Figura 47. Verificação dos modelos calibrados de E’ para 10 misturas asfálticas: (a) Christensen *et al.* (2003), (b) Bari e Witczak (2006), (c) Mateos e Soares (2015), (d) Sakhaeifar *et al*. (2015) 79

Figura 48. (a) Curva mestra de E’, (b) fatores de deslocamento, (c) trincamento a fadiga e (d) deformação permanente para a mistura A..... 83

Figura 49. Curva mestra de E’, (b) fatores de deslocamento, (c) trincamento a fadiga e (d) deformação permanente para a mistura B 84

Figura 50. Curva mestra de E’, (b) fatores de deslocamento, (c) trincamento a fadiga e (d) deformação permanente para a mistura C 85

LISTA DE TABELAS

Tabela 1. Parâmetros estatísticos dos modelos encontrados por Gouveia (2016)..... 34

Tabela 2. Parâmetros do modelo de deformação permanente adotados..... 61

Tabela 3. Parâmetros do modelo de trincamento por fadiga 62

Tabela 4. Matriz de correlação entre os parâmetros de entrada dos modelos e os coeficientes da função sigmoidal..... 63

Tabela 5. Coeficientes calibrados dos modelos para previsão de |E*| 69

Tabela 6. Coeficientes calibrados dos modelos para previsão de E’..... 75

Tabela 7. Classificação das misturas simuladas no LVECD quanto à resistência ao trincamento por fadiga e à deformação permanente..... 81

1 INTRODUÇÃO

O dimensionamento de um pavimento é realizado através da determinação de espessuras de camadas e dos tipos de materiais a serem utilizados em sua construção, formando uma estrutura capaz de suportar um volume de tráfego pré-estabelecido (BALBO, 2007). É fundamental que haja combinação entre materiais e espessuras conforme a rigidez das camadas, proporcionando uma resposta estrutural do conjunto condizente com as solicitações do tráfego (BERNUCCI *et al*., 2008).

As rodovias nacionais têm sido dimensionadas pelo método empírico do Departamento Nacional de Estradas de Rodagem (DNER), desde 1966, com base em ensaios com solicitação de carga estática e dados obtidos da pista experimental da *American Association of State Highway Officials* (AASHO), do fim da década de 1950, não levando em conta a rigidez do material (MEDINA e MOTTA, 2015). O método teve grande importância para a sociedade no passado, quando as cargas dos veículos causavam um dano significativamente menor às estruturas dos pavimentos do que os veículos mais pesados da atualidade. Em comparação aos métodos de dimensionamento adotados por países desenvolvidos, pesquisadores têm identificado que o método brasileiro de 1966 se encontra severamente desatualizado (SOARES *et al*., 2009).

A tendência dos principais centros de pesquisa rodoviária é de estabelecer métodos mecanístico-empíricos de dimensionamento consolidados em bases sólidas da mecânica dos materiais, levando em consideração solicitações de carregamento repetido, que se assemelham à ação do tráfego (MEDINA e MOTTA, 2015). Uma ação concreta em âmbito nacional é o desenvolvimento do novo método nacional mecanístico-empírico de dimensionamento de pavimentos flexíveis, que está substituindo o modelo empírico de 1966 (DNIT, 2017). O projeto conta com a participação do Departamento Nacional de Infraestrutura de Transportes (DNIT) e do Instituto Alberto Luiz Coimbra de Pós-Graduação e Pesquisa (COPPE) em parceria com a Petrobras e universidades líderes em pesquisa nas diversas regiões do país, através da Rede Temática de Asfalto.

Entre as informações necessárias como parâmetros de entrada no método de dimensionamento mecanístico-empírico brasileiro, destacam-se as propriedades dos

materiais das diferentes camadas, as espessuras destas e o carregamento que será imposto à estrutura (FRANCO, 2007). Como as camadas são consideradas como materiais elásticos e isotrópicos, duas propriedades devem ser inseridas no modelo para os cálculos estruturais: o coeficiente de Poisson, geralmente assumido como uma constante, e o módulo elástico que pode ser obtido pelo ensaio de módulo de resiliência (MR), ou pelas curvas mestras de |E*| e em determinada temperatura e frequência de carga.

Em um primeiro momento, pretende-se usar o MR por compressão diametral devido à sua maior facilidade de obtenção e por seu procedimento estar bem difundido, estando padronizado pelas normas ABNT NBR 16018 (2011) e DNIT 135/2018 - ME. Entretanto, em um próximo nível do método de dimensionamento, pretende-se utilizar uma propriedade que descreva melhor a rigidez das misturas asfálticas, como o |E*| e o E'.

O conhecimento da efetiva rigidez dos materiais das diferentes camadas do pavimento possibilita uma análise estrutural a partir de cálculos de tensões, deformações e deslocamentos provenientes de esforços de carregamento sobre o sistema. O |E*| e o E' são as propriedades de rigidez mais empregadas em análises estruturais de pavimentos flexíveis em modelos mecanístico-empíricos modernos (GARCIA *et al*., 2007). O |E*|, por exemplo, vem sendo pesquisado desde a década de 1960 como uma alternativa ao MR para a caracterização de misturas asfálticas (BERNUCCI *et al.,* 2008). Além disso, tais propriedades têm se mostrado eficazes na utilização de modelos de previsão de dano por trincamento ao longo da vida útil do pavimento (BIRGISSON *et al*., 2004; NASCIMENTO, 2015). Há, também, pesquisas que tentam correlacionar rigidez e deformação permanente, porém pouca correlação direta foi observada entre essas variáveis (GOH *et al.,* 2011).

O |E*| tem sido adotado em métodos modernos de dimensionamento mecanístico-empírico de pavimentos flexíveis como um importante parâmetro de entrada. Dois métodos de dimensionamento que se destacam internacionalmente utilizam o |E*| como importante parâmetro de entrada, sendo estes, o *Mechanistic-Empirical Pavement Design Guide* (MEPDG) e o *California Mechanistic-Empirical Design* (CalME), desenvolvidos, respectivamente, pela *American Association of State Highway and Transportation*

Officials (AASHTO) e pelo *California Department of Transportation* (MATEOS e SOARES, 2015).

A AASHTO indica que o dimensionamento no MEPDG pode ser feito considerando um de três níveis hierárquicos. No nível um, mais alto do método, que teoricamente fornece as previsões mais precisas, há a necessidade de se realizarem ensaios em laboratório para a obtenção das curvas mestras de |E*|. Nos níveis 2 e 3, existe a possibilidade da previsão do |E*| de misturas asfálticas a partir de propriedades dos ligantes e características de projeto das misturas usando determinadas equações preditivas (KHATTAB *et al*., 2014).

O Pavement ME, software incorporado pelo MEPDG, embora consolidado internacionalmente, considera as camadas do pavimento como materiais elásticos. Entretanto, sabe-se que os materiais asfálticos apresentam comportamento viscoelástico, que é dependente do tempo e da taxa de aplicação da carga. Assim, busca-se uma análise viscoelástica que possibilite uma modelagem mais realista de fenômenos importantes para a previsão de desempenho, como o trincamento por fadiga e o acúmulo de deformações permanentes.

Entre os programas de dimensionamento mecanístico-empíricos viscoelásticos existentes, o *Layered Viscoelastic Critical Distress* (LVECD) tem se destacado nos trabalhos internacionais por possibilitar a obtenção de previsões da resposta estrutural de pavimentos flexíveis considerando complexidades inerentes ao material e para diversos modos de carregamento. O programa emprega o *Simplified Viscoelastic Continuum Damage* (S-VECD), modelo que vem se concretizando como uma eficiente ferramenta de previsão de dano por trincamento para diferentes condições climáticas e de carregamento (NOUROUZI, 2015; WANG, 2016). Tal programa foi ajustado e validado para os pavimentos brasileiros a partir de um banco de dados de 44 seções de pavimentos, sendo constatado, que, quando devidamente calibrado, tem uma boa capacidade de prever o dano de trincamento por fadiga de rodovias brasileiras (NASCIMENTO, 2015).

1.1 Contexto

No âmbito internacional, pesquisadores têm desenvolvido modelos empíricos de previsão de |E*| de misturas asfálticas com o intuito de compreender a influência de

características dos constituintes das misturas na rigidez do material e também de reduzir custos e tempo necessários para a obtenção de curvas mestras para serem utilizadas no MEPDG nos níveis 2 e 3. Estas previsões se baseiam em técnicas de regressão de dados experimentais e relacionam a rigidez global das misturas às propriedades individuais dos constituintes e às propriedades volumétricas das misturas. Destacam-se as equações de Christensen *et al.* (2003), Bari e Witczak (2006) e, mais recentemente, as de Mateos e Soares (2015) e Sakhaeifar *et al.* (2015).

Apesar do relativo sucesso dos modelos empíricos usados na previsão da rigidez de misturas, diversos autores vêm estudando tais equações e evidenciando que os valores reais podem não ser tão bem previstos para alguns destes modelos (AL-KHATEEB *et al.*, 2006; CEYLAN *et al*., 2009; ARAGÃO *et al.*, 2010; MATEOS e SOARES, 2015; SAKHAEIFAR *et al*., 2015; GOUVEIA, 2016; GOUVEIA et al., 2017). As limitações das previsões feitas por equações empíricas são esperadas, visto que os modelos são tipicamente desenvolvidos a partir de análises de regressão de resultados experimentais em que é feita a quantificação da influência de variáveis independentes relevantes sobre o comportamento global da variável dependente avaliada. Este tipo de análise é, portanto, dependente de um banco de dados extenso e representativo de diversas misturas. Se uma mistura com características diferentes das usadas na geração do banco de dados é avaliada ou se as condições ambientais e de materiais do local de aplicação de mistura asfáltica diferirem das existentes nos bancos de dados, erros significativos de previsão podem ser observados.

No Brasil, Gouveia (2016) iniciou o estudo de equações preditivas a partir de 24 misturas asfálticas típicas utilizadas em rodovias dos estados do Ceará, São Paulo e Rio Grande do Sul. Diversos modelos foram analisados e quando comparados com o |E*| experimental concluiu-se que o modelo preditivo de Mateos e Soares (2015) foi o mais eficaz. Por fim, a autora criou e calibrou uma nova equação similar à de Mateos e Soares (2015) a partir de todo banco de dados utilizado em sua pesquisa.

Atualmente, não há no país um banco de dados amplo com diferentes misturas asfálticas que poderia auxiliar na calibração das equações preditivas, de modo a abranger misturas asfálticas com variadas características individuais dos materiais e propriedades volumétricas das misturas. Gouveia (2016) calibrou sua equação para 24 misturas. Esse

número ainda é pequeno para descrever o comportamento de misturas asfálticas de um país de grandes dimensões, como é o caso do Brasil. Portanto, como nos procedimentos de dimensionamento de pavimentos, onde há uma constante evolução, deve-se aprimorar os métodos preditivos a partir da ampliação dos bancos de dados para considerar um escopo cada vez mais abrangente de diferentes tipos de misturas e da constante atualização dos coeficientes de calibração dos modelos.

Diversas abordagens foram desenvolvidas para prever o |E*| utilizando ferramentas de inteligência artificial (CEYLAN, 2009), ensaios de ressonância por impacto (KNEON e KIM, 2006; COSTA, 2017; KIM e KIM, 2016) e modelagem computacional (BUTTLAR e YOU, 2001; ARAGÃO *et al.*, 2010). Embora tenham apresentado resultados promissores, tais metodologias são mais complexas, geralmente demandam um maior volume de recursos para serem implementadas, e, assim como as equações empíricas, possuem suas limitações.

Os ensaios de ressonância por impacto apresentam limitações na previsão do |E*| na região de baixas frequências das curvas mestras. Os resultados tendem a se afastar da curva mestra experimental à medida em que a frequência reduzida é diminuída, apresentando erros elevados para o modelo a frequências menores que 1 Hz (COSTA, 2017; KIM e KIM, 2016). Nos métodos de redes neurais, pequenas mudanças nos parâmetros de entrada tendem a causar grandes alterações nas respostas do modelo (LIU *et al*., 2016). Em contrapartida, as equações empíricas possuem maior simplicidade na utilização e geralmente apresentam erros aceitáveis, sendo assim, utilizadas no software oficial de dimensionamento Pavement ME, empregado no MEPDG.

Abordagens mecanístico-empíricas, baseadas em propriedades dos materiais, são o estado da arte no dimensionamento de pavimentos asfálticos. O Pavement ME foi desenvolvido em 1996, sendo disponibilizado para uso técnico em 2004. Este programa emprega a teoria da elasticidade nos pavimentos flexíveis para calcular as respostas de tensões e deformações sob efeito da carga do tráfego. Essas respostas são utilizadas em modelos empíricos para estimarem os resultados de dano por fadiga e deformação permanente. Entretanto, análises de multicamadas elásticas não são capazes de modelar a dependência do tempo que ocorre em pavimentos de concreto asfáltico (WANG, 2016).

Visando superar essa limitação, as análises têm evoluído para uma abordagem viscoelástica.

O software LVECD foi desenvolvido no estado da Carolina do Norte, nos Estados Unidos. Esse programa de elementos finitos realiza análises viscoelásticas tridimensionais para obter as respostas de tensão e deformação devido à aplicação das cargas do tráfego. Utilizando a teoria S-VECD, o programa realiza a estimativa da evolução do dano por trincamento do revestimento asfáltico, obtendo resultados mais precisos do que os obtidos pelo Pavement ME (WANG, 2016). De forma similar, o programa emprega o *Viscoplastic* (VP) *Shift model* para estimar a deformação permanente, também obtendo resultados mais satisfatórios do que os encontrados por outros métodos de previsão de afundamento de trilha de roda (LACROIX, 2014).

Ao contrário do Pavement ME, que tem o |E*| como parâmetro de entrada de rigidez, o LVECD utiliza o Módulo de Relaxação, E(t). Tal parâmetro pode ser facilmente calculado a partir do Módulo de Armazenamento (E'), utilizando uma metodologia numérica desenvolvida por Park e Schapery (1999), baseada na calibração de parâmetros de Séries de Prony. Entretanto, o foco da maioria das pesquisas está na previsão somente do |E*|, impossibilitando análises viscoelásticas no LVECD devido à inexistência de equações preditivas de E'.

1.2 Objetivos

A presente pesquisa tem como objetivo principal avaliar os principais métodos empíricos de previsão de |E*| existentes na literatura internacional, considerando misturas brasileiras. Adicionalmente, o trabalho também propõe a adaptação destes modelos para a previsão do E' de misturas nacionais.

Os objetivos específicos do trabalho são:

a) Avaliar os modelos empíricos de Christensen *et al*. (2003), Bari e Witczak (2006), Mateos e Soares (2015) e Sakhaeifar *et al*. (2015) para a previsão do |E*| de misturas asfálticas brasileiras e identificar o potencial preditivo a partir da comparação com os valores obtidos de ensaios em laboratório;

b) Calibrar os modelos avaliados para estimar o |E*| e o E’ de misturas asfálticas brasileiras;

c) Validar os modelos calibrados a partir da previsão de |E*| e E’ de misturas diferentes das usadas no banco de dados de calibração;

d) Incorporar as propriedades obtidas pelas equações empíricas em modelos de previsão do comportamento estrutural de pavimentos flexíveis usando o LVECD, e avaliando a influência destas propriedades na resistência ao acúmulo de deformações permanentes e ao trincamento por fadiga de pavimentos típicos brasileiros.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Praticamente todos os materiais utilizados na engenharia exibem um certo grau de viscoelasticidade. Esse comportamento é dependente do carregamento e das condições ambientais, principalmente da temperatura. A grande maioria dos materiais apresenta comportamento essencialmente elástico nas temperaturas de trabalho, entretanto, os ligantes e consequentemente as misturas asfálticas possuem um comportamento viscoelástico nas temperaturas usuais. Logo, o entendimento da viscoelasticidade é fundamental para a compreensão do desempenho dos pavimentos.

2.1 Módulo Complexo

A rigidez é uma importante propriedade usada para dimensionar qualquer estrutura. Em materiais viscoelásticos, tais como o concreto asfáltico, ela possui a característica de variar conforme a temperatura e o tempo de carregamento. Adicionalmente, existe uma defasagem de tempo entre solicitações mecânicas cíclicas e a resposta do material a estas solicitações. Portanto, quando se deseja representar a rigidez de um revestimento asfáltico, deve-se considerar as diferentes combinações de tempo e temperatura, além do efeito destas variáveis na defasagem entre as solicitações e as respostas. A propriedade denominada de módulo complexo (E*) define bem estas duas características de materiais viscoelásticos: a rigidez dependente do tempo e da temperatura e a defasagem entre a solicitação e a resposta para carregamentos cíclicos.

O estudo do E* se iniciou com Papazian (1962), onde foram aplicadas tensões *haversine* e medidos os deslocamentos correspondentes em corpos de prova de misturas asfálticas. Controlando temperaturas, variando frequências de carregamento e tempos de envelhecimento de diferentes amostras, concluiu-se que os conceitos de viscoelasticidade poderiam ser aplicados em análises de desempenho de pavimentos asfálticos (DANIEL *et al.*, 1998).

O E* pode ser dividido em duas componentes (Equação 1), uma descreve o comportamento elástico, enquanto a outra, o viscoso. Essas partes são nomeadas, respectivamente, de módulos de armazenamento, E', e de perda, E''. Tais propriedades podem ser obtidas através da determinação de forma experimental do módulo dinâmico, $|E^*|$, e do ângulo de fase, δ_m (KIM, 2005).

$$E^* = E' + iE'' \quad (1)$$

Onde:

E^* = módulo complexo;
E' = módulo de armazenamento;
E'' = módulo de perda;
i = $\sqrt{-1}$.

2.1.1 Determinação do Módulo Dinâmico e do Ângulo de Fase

Existem diferentes métodos de obtenção do |E*| e do δ_m de misturas asfálticas, tais como ensaios de flexão trapezoidal, de compressão diametral ou de compressão uniaxial. Todos estes testes definem o |E*| como o quociente entre a tensão cíclica máxima aplicada e a deformação cíclica máxima medida, e o δ_m como o produto da frequência angular com a defasagem de tempo existente entre a solicitação e a resposta cíclicas. No entanto, devido à anisotropia do material, os valores obtidos nos diferentes ensaios não são equivalentes (BIRGISSON *et al*., 2004). A maioria dos pesquisadores têm constatado que a melhor forma de se obter a rigidez do material é por ensaios uniaxiais, pois gera um estado de tensões homogêneas no corpo de prova.

Atualmente, está sendo realizada pelo DNIT uma normatização do ensaio de módulo dinâmico e ângulo de fase no Brasil. A norma está em fase de finalização, estando em consulta pública para a comunidade rodoviária. No âmbito internacional, destacam-se principalmente as normas ASTM D 3497-79 (2003) 79 - *Standard Test Method for Dynamic Modulus of Asphalt Concrete Mixtures* e a AASHTO T 342-11 (2011) - *Determining Dynamic Modulus of Hot Mix Asphalt*.

As normas americanas descrevem os procedimentos para preparação e realização do ensaio de módulo dinâmico em misturas asfálticas. O mínimo recomendado pela ASTM D 3497-79 (2003) é a realização dos ensaios em triplicata nas temperaturas de 5, 25 e 40°C e nos carregamentos de 1, 4 e 16 Hz para cada temperatura. A AASHTO T 342-11 (2011) é mais exigente, estipulando que os ensaios sejam realizados nas temperaturas de -10; 4.4; 21,1; 37,8 e 54,4ºC e nas frequências de 25; 10; 5; 1; 0,5; e 0,1 Hz, com dois, três ou quatro corpos de prova, dependendo da acurácia que se deseja atingir. Os ensaios são sempre realizados da maior para a menor frequência e da menor

para a maior temperatura, dentro do regime viscoelástico linear. Por último, a norma do DNIT em consulta pública não determina em quais temperaturas o ensaio deve ser realizado, mas recomenda as temperaturas de 4, 20 e 40°C. Além disso, a norma também não exige que os corpos de prova devam ter seus núcleos extraídos para a realização do ensaio, conforme as normas internacionais.

Para realização do ensaio, é necessária uma máquina servo-hidráulica, capaz de produzir um carregamento *haversine* a frequências que variam entre 0,1 Hz e 25 Hz. As medições de deformação devem ser feitas pela instalação de transdutores de deslocamento, em lados opostos, no terço médio dos corpos de prova e as medições de tensão por célula de carga posicionada sob a base onde é acoplado o corpo de prova, alternando a célula de carga de acordo com a temperatura do ensaio, se necessário (Figura 1). Antes de iniciar as medições, é indispensável a aplicação de um determinado número de ciclos para condicionamento da amostra até que se atinja o chamado estado estacionário, onde a razão entre tensão e deformação e a defasagem entre esses parâmetros são constantes (AASHTO, 2011).

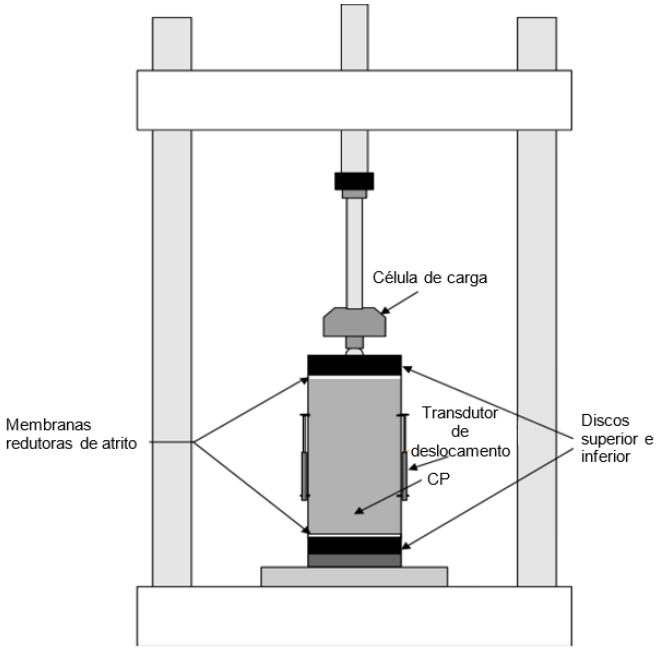


Figura 1. Representação do ensaio de |E*| e δ_m de misturas asfálticas, adaptado de AASHTO (2011)

O |E*| é definido experimentalmente, conforme a Equação 2, pelo quociente entre as amplitudes máximas de tensão (σ_0) aplicada e de deformação (ε_0) medida sob um carregamento *haversine* em corpos de prova de misturas asfálticas de dimensões definidas

(AASHTO, 2011). O δ_m é o produto da frequência angular com a defasagem de tempo existente entre as ondas de tensão e de deformação (Equação 3). A Figura 2 ilustra o comportamento viscoelástico linear usualmente encontrado nos ensaios de |E*| e δ_m sob carregamento *haversine* (BIRGISSON *et al.*, 2004; BERNUCCI *et al.*,2008).

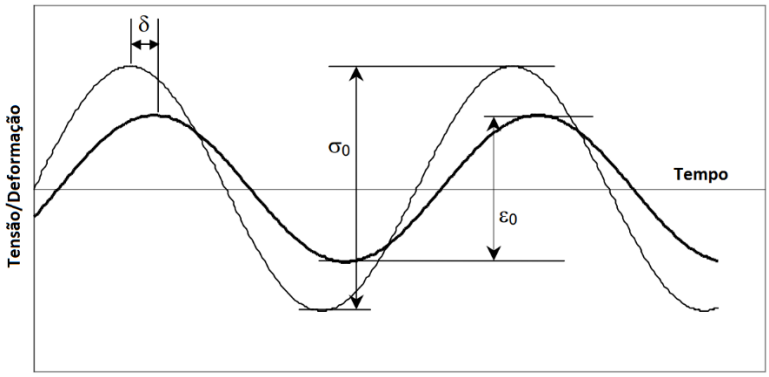


Figura 2. Comportamento viscoelástico sob carregamento *haversine*, adaptado de Birgisson (2004)

$$|E^*| = \frac{\sigma_0}{\varepsilon_0} \tag{2}$$

$$\delta_m = 2\pi f \Delta t \tag{3}$$

Onde:

$|E^*|$ = módulo dinâmico de misturas asfálticas;

δ_m = ângulo de fase de misturas asfálticas;

σ_0 = amplitude de tensão;

ε_0 = amplitude de deformação;

f = frequência de carregamento;

Δt = atraso entre os picos de deformação e tensão.

O |E*| e o δ_m podem ser representados em um plano complexo, conforme a Figura 3. O |E*| é o valor absoluto do E* (Equação 4), enquanto o δ_m é o posicionamento deste no plano complexo (Equação 5). O E' e o E'' são, respectivamente, as partes real e imaginária do módulo complexo, e podem ser determinados conforme as Equações 6 e 7. Materiais puramente elásticos apresentam δ_m igual a 0, enquanto materiais puramente viscosos possuem um valor igual a 90º.

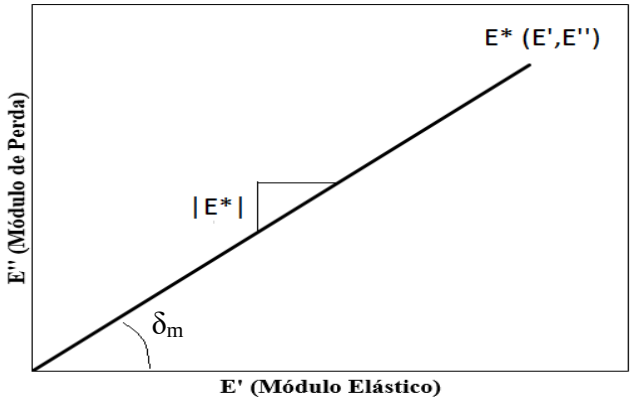


Figura 3. Relações do módulo complexo, adaptado de Kim (2005)

$$|E^*| = \sqrt{(E')^2 + (E'')^2} \quad (4)$$

$$tan\ \delta_m = E''/E' \quad (5)$$

$$E' = |E^*| \cdot cos\ \delta_m \quad (6)$$

$$E'' = |E^*| \cdot sin\ \delta_m \quad (7)$$

2.1.2 Princípio da Superposição Tempo-Temperatura

As curvas mestras de |E*| e δ_m, e consequentemente as de E' e E'', podem ser representadas por determinadas funções que modelam seu comportamento. Suas construções são baseadas na superposição tempo-temperatura. Este princípio permite que os ensaios possam ser realizados em diferentes combinações de temperatura e frequência e posteriormente combinados de forma a construir uma única curva mestra para uma determinada temperatura de referência. Os materiais que apresentam esse comportamento são chamados de termorreologicamente simples (KIM, 2005; YANG *et al*., 2016).

A construção das curvas mestras de |E*| e δ_m é viabilizada pela realização de ensaios de varredura de frequência de carregamento, geralmente entre 0,1 e 25 Hz, em temperaturas que variam de -10 a 60ºC. Cada varredura, realizada em uma temperatura distinta, gera uma curva chamada de isoterma. Essas isotermas podem ser deslocadas horizontalmente de forma a construir uma única curva a uma dada temperatura de referência (BERNUCCI *et al.*,2008). A Figura 4 exemplifica o processo. Essa transladação é realizada pela multiplicação da frequência do carregamento por um fator de deslocamento tempo-temperatura, também chamado de *shift factor* (a_t), conforme Equação 8. Após essa multiplicação, a frequência de carregamento passa a ser chamada de frequência reduzida (f_{red}).

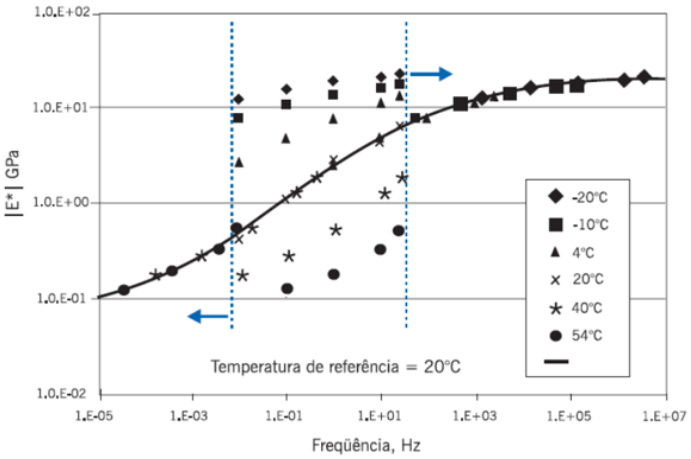


Figura 4. Construção da curva mestra pela transladação horizontal dos valores de rigidez (BERNUCCI *et al.*,2008)

$$f_{red} = a_t \cdot f \tag{8}$$

Onde:

a_t = fator de deslocamento;

f = frequência de ensaio;

f_{red} = frequência reduzida.

Uma tendência pode ser obtida a partir da plotagem dos dados de log (a_t) versus suas respectivas temperaturas (Figura 5). Essa tendência pode ser ajustada por uma função polinomial de segundo grau (Equação 9). Em posse disso, pode-se determinar a curva mestra para qualquer temperatura. Quando se deseja analisar o |E*| e o δ_m em uma temperatura maior, a curva deve ser deslocada para a direita. Por outro lado, para uma temperatura menor, desloca-se a curva para a esquerda, mantendo sempre a forma da curva original (KATICHA, 2007).

$$log\ (a_t) = a_1 T^2 + a_2 T + a_3 \tag{9}$$

Onde:

$a_{1,2\ e\ 3}$ = coeficientes de ajuste;

T = temperatura desejada.

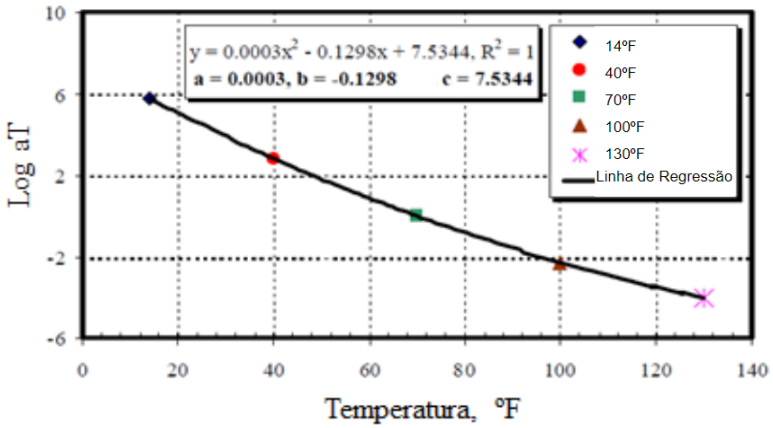


Figura 5. Log (a_T) *versus* temperatura (adaptado de BARI e WITCZAK, 2005)

Por meio do princípio da superposição tempo-temperatura é possível construir curvas mestras de |E*|, E', E'' e δ_m, que representam propriedades de misturas asfálticas em diferentes temperaturas e tempos de carregamento. O comportamento típico das curvas mestras de |E*| e E' são semelhantes e podem ser observados conforme a Figura 6.

As curvas mestras de |E*| e E' podem ser bem representadas por uma função sigmoidal (Equação 10), com quatro coeficientes de ajuste (α, β, δ e ϒ) diferentes. Cada parâmetro representa uma característica: δ representa o módulo mínimo da mistura (10^{δ}) e é a assíntota inferior da curva mestra; α representa o incremento de módulo e somado com δ reproduz o valor máximo de módulo da mistura ($10^{\delta+\alpha}$), sendo a assíntota superior da curva mestra; β determina a posição horizontal de inflexão da curva; enquanto γ representa a máxima inclinação da curva (MATEOS e SOARES, 2015).

$$log\,|E^*| = \delta + \frac{\alpha}{1 + e^{\beta+\gamma log(f_{red})}} \qquad (10)$$

Onde:

δ = módulo dinâmico mínimo;

α = incremento de módulo dinâmico;

$\beta\ e\ \gamma$ = coeficientes de forma;

f_{red} = frequência reduzida;

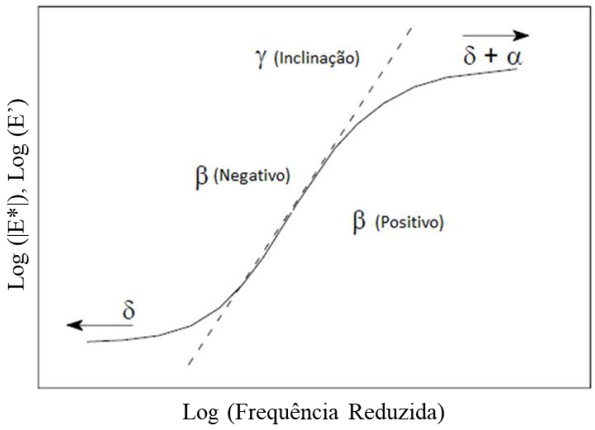


Figura 6. Curvas mestras típicas de |E*| e E', adaptado de Garcia e Thompson (2007)

Visando métodos mecanístico-empíricos de dimensionamento que utilizam o módulo dinâmico como parâmetro de entrada, diversos autores vêm elaborando equações que se baseiam em coeficientes de funções que modelam os dados de |E*| (WITCZAK e FONSECA, 1996; ANDREI *et al*, 1999; BARI e WITCZAK, 2006, YANG *et al*, 2014; MATEOS e SOARES, 2015; SAKHAEIFAR *et al*, 2015). Essas equações buscam correlacionar os coeficientes das equações com propriedades granulométricas e volumétricas, além de propriedades de ligantes asfálticos para tentarem prever o módulo dinâmico de misturas asfálticas.

2.2 Parâmetros Granulométricos

A distribuição granulométrica é um importante parâmetro que afeta o comportamento global das misturas asfálticas, já que estas são constituídas em sua maioria por agregados. Por isso, é geralmente usada como parâmetro em modelos preditivos de |E*|. Witczak e Fonseca (1996) desenvolveram um modelo baseado em quatro medidas de controle da curva granulométrica, sendo estes: passante na peneira nº 200 (0,075 mm) e retido acumulado nas peneiras nº 4 (4,75 mm), 3/8" (9,5 mm) e 3/4" (19 mm). De acordo com os autores, o |E*| mínimo (coeficiente δ) da curva mestra está correlacionado com os valores medidos nas peneiras nº 200 e nº 4, enquanto o incremento (coeficiente α) está mais relacionado com as peneiras nº 4, 3/8" e 3/4".

Andrei *et al.* (1999) recalibraram o modelo anterior a partir de um banco de dados maior. Embora os parâmetros correlacionados com o módulo tenham permanecido os mesmos, ocorreu, além da variação de magnitude, uma variação dos sinais que antecedem

os parâmetros granulométricos. Propriedades que antes se correlacionavam positivamente passaram a ter um efeito negativo no |E*|, e vice-versa.

Com o aumento do banco de dados, Bari e Witczak (2006) criaram um novo modelo. Além de uma mudança significativa na propriedade de caracterização de ligantes utilizada também ocorreram mudanças nas medidas granulométricas. Foram acrescidos os valores medidos na peneira 3/8" na determinação dos valores mínimos enquanto a peneira nº 4 foi excluída da previsão do incremento de |E*|.

Sakhaeifar *et al.* (2015) desenvolveram um modelo preditivo que utiliza as mesmas medidas granulométricas dos modelos anteriores, com exceção do passante retido na peneira nº 4. Os autores concluíram que as peneiras nº 200, 3/4" e 3/8" se correlacionam com os valores mínimos e as peneiras nº 200 e 3/8" com os valores de incremento.

Yu e Shen (2012) estudaram quatro diferentes composições granulométrias para quantificar a sua influência no |E*|. Os resultados tiveram grande variação, mostrando que a granulometria tem um significativo efeito no |E*|, entretanto, os autores não conseguiram observar uma tendência clara.

2.3 Parâmetros Volumétricos

As propriedades volumétricas também têm um importante papel na previsão da rigidez de misturas asfálticas. O modelo de Christensen *et al.* (2003) é um exemplo de equação que somente emprega parâmetros volumétricos, além da rigidez do ligante, e mesmo assim consegue alcançar resultados satisfatórios. De acordo com os modelos estudados neste trabalho, as propriedades que mais influenciam a rigidez de misturas são o volume de vazios (Vv) e o volume de ligante efetivo (Vbe), enquanto as demais, vazios no agregado mineral (VAM) e relação betume vazios (RBV) são combinações desses parâmetros (WITCZAK e FONSECA, 1996; ANDREI *et al*, 1999; CHRISTENSEN, 2003; BARI e WITCZAK, 2006. SAKHAEIFAR *et al*, 2015). Ao contrário da granulometria, a influência das propriedades volumétricas no |E*| está bem definida, não existindo contradições entre os modelos estudados.

2.3.1 Volume de Vazios

O volume de vazios é uma importante propriedade de controle executivo e está diretamente ligado à densidade das misturas asfálticas. Yu e Shen (2012) avaliaram sua influência no |E*| a partir de 7 diferentes misturas asfálticas moldadas com 4%, 7% e 9% de Vv cada. Os resultados mostraram que, em média, com o aumento do Vv ocorre uma maior dispersão e diminuição dos valores de rigidez.

Os modelos de Witczak e Fonseca (1996) e Andrei *et al.* (1999) relacionam o Vv somente com os valores mínimos de |E*|. À medida em que ocorre um aumento deste parâmetro, os valores mínimos de rigidez das curvas mestras das misturas tendem a diminuir. Os modelos de Bari e Witczak (2006) e Sakhaeifar *et al.* (2015), além de apresentarem os comportamentos descritos pelos modelos anteriores, também consideram que tal propriedade se correlaciona positivamente no incremento de rigidez, ou seja, quanto maior os valores de Vv maiores os valores de acréscimo de |E*|. Por último, o modelo de Mateos e Soares (2015) também emprega essa propriedade, entretanto, ela está correlacionada com o coeficiente β da função sigmoidal.

2.3.2 Volume de Ligante Efetivo

Os primeiros modelos costumavam considerar a relação entre a porcentagem de ligante em massa (P_b) e a sua rigidez. Com a evolução dos modelos, foi constatado que é preferível utilizar o Vbe ao invés do P_b (WITCZAK e FONSECA, 1996) e, desde então, tal propriedade vem sendo empregada na maioria dos modelos preditivos.

Witczak e Fonseca (1996), Andrei *et al.* (1999) e Bari e Witczak (2006) utilizam essa propriedade embutida na RBV. De forma contrária, o modelo de Sakhaeifar *et al.* (2015) opta por utilizar essa propriedade isoladamente, desconsiderando a RBV de sua equação. Contudo, essas propriedades são altamente correlacionadas. Assim, de acordo com estes modelos, a rigidez mínima das misturas tende a diminuir à medida em que aumenta o Vbe.

2.3.3 Vazios no Agregado Mineral

O VAM representa a soma do Vbe com o volume de vazios existentes na mistura entre as partículas de agregado. Christensen *et al*. (2003) e Al-khateeb *et al.* (2006) utilizaram esse parâmetro para calcular o volume de agregados nas misturas, pela subtração do volume total, em %, pelo VAM. Essa propriedade não é utilizada diretamente nos modelos de Bari e Witczak (2006), Mateos e Soares (2015) e Sakhaeifar (2015), pois seu comportamento já está embutido no Vv e no Vbe. Da mesma forma que para as propriedades citadas nos itens anteriores, quanto maiores forem os VAM, menores serão os valores mínimos e maiores serão os incrementos de |E*|.

2.3.4 Relação Betume Vazios

A Relação Betume Vazios define o quanto do VAM que é ligante efetivo. Este parâmetro está presente diretamente nos modelos de Witczak e Fonseca (1996), Andrei *et al*. (1999) e Bari e Witczak (2006). Como o Vbe e o RBV são propriedades correlacionadas, as mesmas tendências descritas para o Vbe são observadas para a RBV. O modelo de Christensen *et al*. (2003) também emprega essa propriedade, no entanto, ela é uma simplificação dos valores de Vv e Vbe de um sistema mecânico, conforme será descrito no item 2.6.1.

2.4 Reologia de Ligantes

As propriedades mecânicas dos ligantes asfálticos, assim como as das misturas asfálticas, estão associadas à temperatura em que o material se encontra. Em temperaturas muito baixas, as moléculas não têm mobilidade umas em relação as outras, elevando a viscosidade e a rigidez. À medida em que a temperatura aumenta, as moléculas se afastam e começam a ter uma maior possibilidade de locomoção. O aumento do movimento resulta na redução da viscosidade e da rigidez. Assim, em temperaturas altas, o ligante tende a comportar-se como um fluido (BERNUCCI *et al.*, 2008).

O reômetro de cisalhamento dinâmico (*dynamical shear rheometer* - DSR) é um equipamento utilizado para caracterizar propriedades viscoelásticas de ligantes em diferentes temperaturas e frequências de carregamento. O equipamento aplica tensões de cisalhamento oscilatórias em pequenas amostras contidas entre duas placas paralelas

(Figura 8). Assim, pode-se determinar o módulo dinâmico de cisalhamento, |G*|, e o ângulo de fase (δ_b) de ligantes, conforme as Equações 11 e 3 (BERNUCCI *et al*., 2008). Tais propriedades reológicas de ligantes são parâmetros fundamentais de vários modelos de previsão de módulo dinâmico (CHRISTENSEN *et al*., 2003; BARI e WITCZAK, 2006; MATEOS e SOARES, 2015; SAKHAEIFAR *et al.*, 2015).

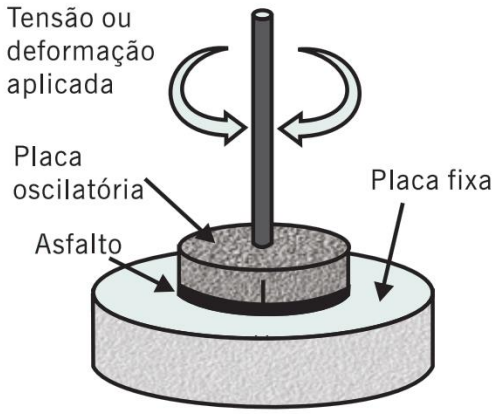


Figura 7. Ensaio de módulo dinâmico cisalhante e ângulo de fase de ligantes (BERNUCCI *et al*., 2008)

$$|G^*| = \frac{\tau_{máx}}{\gamma_{máx}} \tag{11}$$

Onde:

$|G^*|$ = módulo dinâmico de cisalhamento;

$\tau_{máx}$ = máxima tensão de cisalhamento;

$\gamma_{máx}$ = máxima deformação devido à tensão de cisalhamento.

2.5 Conversão de Propriedades de Misturas Asfálticas no Domínio LVE

Schapery e Park (1998) desenvolveram um eficiente método numérico de conversão entre propriedades de materiais no domínio viscoelástico linear (LVE) baseado em séries de Prony. O método pode ser aplicado para conversões entre curvas de relaxação de tensões, fluências e módulos dinâmicos no domínio do tempo, frequência ou Laplace.

Esse método é útil por diferentes razões. Por exemplo, a resposta de um material muito rígido pode ser inviável de ser obtida a partir de um carregamento de deformação constante (ensaio de relaxação de tensões), devido à falta de robustez do equipamento.

No entanto, esta resposta requerida pode ser obtida facilmente a partir de um ensaio a tensão constante (ensaio de fluência), por meio das conversões desenvolvidas por Schapery e Park (1998). Outro exemplo é a dificuldade de obtenção de dados em pequenos períodos de tempo, que pode ser resolvida pela aplicação de carregamentos senoidais. Neste caso, é necessário realizar uma conversão entre as respostas no domínio das frequências para o tempo.

Utiliza-se este método para a conversão dos módulos dinâmicos e ângulos de fase obtidos experimentalmente em módulo de relaxação, parâmetro necessário no modelo S-VECD. As curvas mestras de E' em função da velocidade angular (ω) podem ser representadas pela série de Prony da Equação 12. Os coeficientes ρ_i e E_i podem ser determinados por meio do método da colocação. Tais coeficientes são aplicados na Equação 13 (modelo generalizado de Maxwell), que representa o módulo de relaxação das misturas asfálticas (SCHAPERY e PARK, 1998).

$$E'(\omega) = E_\infty + \sum_{i=1}^{m} \frac{\omega^2 {p_i}^2 E_i}{\omega^2 {p_i}^2 + 1} \tag{12}$$

$$E(t) = E_\infty + \sum_{i=1}^{m} {E_i}^{-(\frac{t}{p_i})} \tag{13}$$

Onde:

E_∞ = módulo da mola independente do modelo de Maxwell generalizado;

ω = frequência angular;

E_i = módulo de cada elemento do modelo de Maxwell;

ρ_i = tempo de relaxação.

2.6 Modelos Avaliados de Previsão de Módulo Dinâmico

Os modelos de previsão de |E*| começaram a ser estudados desde o fim da década de 1960 (SHOOK *et al*., 1969). Entre os existentes, as equações de Chirstensen *et al.* (2003), Bari e Witczak (2006), Mateos e Soares (2015) e Sakhaeifar *et al.* (2015) foram escolhidas para serem avaliadas nesta dissertação.

O modelo de Christensen *et al.* (2003), também conhecido como Hirsch Modificado, tem sido citado em pesquisas pelo seu bom potencial preditivo a partir de somente propriedades volumétricas (AL-KHATEEB, 2006; ARAGÃO *et al.*, 2010; YU e SHEN, 2012). O segundo modelo avaliado é o de Bari e Witczak (2006) que foi formulado a partir de um banco de dados de 346 misturas e tem sido constantemente citado em diversos trabalhos (ARAGÃO *et al*. 2010; YU e SHEN, 2012; SAKHAEIFAR *et al.*, 2015). Um modelo com considerável potencial preditivo que tem sido avaliado para misturas brasileiras é o de Mateos e Soares (2015) (GOUVEIA, 2016). Devido aos estudos promissores para misturas brasileiras e à sua grande simplicidade, este modelo também é avaliado. Por fim, o último modelo avaliado é o de Sakhaeifar *et al.* (2015), que foi desenvolvido recentemente e tem a vantagem de ter sido verificado para um banco de dados extenso composto por 1008 misturas asfálticas.

2.6.1 Christensen *et al.* (2003)

Christensen *et al.* (2003) desenvolveram um modelo simplificado que utiliza somente o módulo dinâmico de ligantes e propriedades volumétricas para previsão do |E*|. O trabalho fez parte dos projetos 9-25 e 0-31 do NCHRP, tendo como objetivo principal servir de ferramenta para analisar a influência dessas variáveis nas propriedades mecânicas de misturas asfálticas.

Hirsch (1962) desenvolveu um sistema mecânico, fundamentado na lei das misturas, em que utiliza o volume e a rigidez de ligantes e agregados para prever o comportamento de misturas asfálticas. O sistema é uma combinação das fases de agregado e ligante asfáltico, dispostas em série e em paralelo (Figura 9). De acordo com o autor, as misturas asfálticas tendem a ter um comportamento em série nas altas temperaturas e um comportamento em paralelo nas baixas temperaturas.

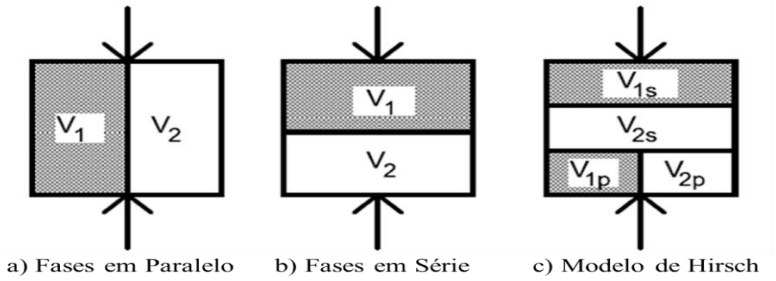
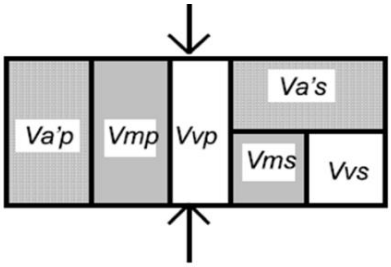


Figura 8. Composição do sistema mecânico de Hirsch (CHRISTENSEN *et al.*, 2003)

Christensen *et al.* (2003) criaram um novo sistema mecânico, baseado no modelo de Hirsch, que passou a ser chamado de modelo de Hirsch modificado. A Equação 14 apresenta matematicamente o modelo para previsão do |E*|. O modelo é a disposição dos volumes de agregado (Va), volume de matriz de agregado fino (Vm) e volume de vazios (Vv), dispostos em série e em paralelo, conforme a Figura 10.



d) Hirsch Modificado

Figura 9. Composição do sistema mecânico de Hirsch Modificado (CHRISTENSEN *et al.*, 2003)

$$|E^*| = P_c[V_a E_a + V_{be} E_b] + (1 - P_c)[\frac{V_a}{E_a} + \frac{(V_{be} + V_v)^2}{V_{be} E_b}]^{-1} \quad (14)$$

Onde:

$|E^*|$ = módulo dinâmico de misturas asfálticas;

E_a = rigidez do agregado;

E_b = rigidez do ligante;

V_a = volume de agregados, em %;

V_{be} = volume de ligante efetivo, em %;

V_v = volume de vazios, em %;

Pc = volume de contato entre agregados.

O volume de contato entre agregados (Pc) representa o quanto o sistema está disposto em paralelo ou em série, variando seu valor entre 0 e 1. O P_c pode ser ajustado de acordo com a Equação 15. Os valores de P_0, P_1 e P_2 são parâmetros empíricos de calibração.

$$P_c = \frac{(P_0 + \frac{RBV \cdot E_m}{VAM})^{P_1}}{P_2 + (\frac{RBV \cdot E_m}{VAM})^{P_1}} \quad (15)$$

Onde:

Pc = volume de contato entre agregados;

RBV = relação betume/vazios, em %;

VAM = vazios no agregado mineral, em %;

E_m = rigidez da matriz de agregado fino.

O modelo de Christensen *et al*. (2003) foi constituído a partir de 18 misturas asfálticas e obteve um R^2 de 0,982. As Equações 16 e 17 são usadas para descrever o modelo. Nota-se que os autores substituíram os parâmetros de entrada da matriz de agregados finos pelo ligante asfáltico, por considerarem ser uma propriedade de maior facilidade de obtenção. Além disso, foi considerado que o ligante possui coeficiente de Poisson de 0,5. Assim, obteve-se a relação de que o módulo dinâmico (uniaxial) do ligante é igual a três vezes o seu módulo dinâmico cisalhante.

$$|E^*| = P_c[4.200.000(1 - \frac{VAM}{100}) + 3|G_b^*|(\frac{RBV \cdot VAM}{10.000})] + (1 - P_c)[\frac{1 - \frac{VAM}{100}}{4.200.00} + \frac{VAM}{3 \cdot RBV \cdot |G_b^*|}]^{-1} \quad (16)$$

$$P_c = \frac{(20 + \frac{RBV \cdot 3|G_b^*|}{VAM})^{0,58}}{650 + (\frac{RBV \cdot 3|G_b^*|}{VAM})^{0,58}} \quad (17)$$

Onde:

$|E^*|$ = módulo dinâmico da mistura, em psi;

$|G_b^*|$ = módulo dinâmico cisalhante do ligante, em psi;

P_c = volume de contato entre agregados;

RBV = relação betume/vazios, em %;

VAM = vazios no agregado mineral, em %.

Vários autores vêm apontando que o modelo de Hirsh modificado possui um notável potencial preditivo. Este modelo é baseado em uma teoria de materiais compósitos e não desenvolvido a partir de regressões totalmente empíricas, sendo um modelo que se baseia em apenas três propriedades volumétricas, não considerando a granulometria do material. Apesar dessa simplicidade, em diversos estudos, este modelo apresentou bons resultados (ARAGÃO *et al.*, 2010; YU e SHEN, 2012).

2.6.2 Bari e Witczak (2006)

Bari e Witczak (2006) revisaram a equação de Andrei *et al.* (1999) usando 7400 valores experimentais de |E*| de 346 misturas. Além de ser baseada na análise de um banco de dados mais abrangente e representativo de diferentes tipos de misturas, a versão de 2006 também tem a vantagem de ser baseada em propriedades viscoelásticas dos ligantes como o módulo de cisalhamento dinâmico e o ângulo de fase ao invés da viscosidade e da frequência de carregamento, como acontecia na equação de Andrei *et al.* (1999). A Equação 18 descreve a versão de 2006.

$$log_{10}|E^*| = -0{,}349 + 0{,}754|G^*|_b^{-0{,}0052}\left[6{,}65 - 0{,}032\rho_{200} + 0{,}0027\rho_{200}^2 + 0{,}011\rho_4 - 0{,}0001\rho_4^2 + 0{,}006\rho_{38} - 0{,}00014\rho_{38}^2 - 0{,}08V_v - 1{,}06\left(\frac{V_{be}}{V_v + V_{be}}\right)\right] + \frac{2{,}56 + 0{,}03V_v + 0{,}71\left(\frac{V_{be}}{V_v + V_{be}}\right) + 0{,}012\rho_{38} - 0{,}0001\rho_{38}^2 - 0{,}01\rho_{34}}{1 + e^{(-0{,}7814 - 0{,}578log\,|G^*|_b + 0{,}8834log\,\delta_b)}} \quad (18)$$

Onde:

$|E^*|$ = módulo dinâmico da mistura, em psi;

$|G^*|_b$ = módulo dinâmico cisalhante do ligante, em psi;

ρ_{200} = percentual de agregados passante na peneira nº 200;

ρ_4 = percentual de agregados acumulados, retidos nas peneiras nº 4;

ρ_{38} = percentual de agregados acumulados, retidos nas peneiras 3/8";

ρ_{34} = percentual de agregados acumulados, retidos nas peneiras 3/4";

V_v = percentual de vazios em relação ao volume da mistura;

V_{be} = percentual de ligante efetivo em relação ao volume da mistura;

δ_b = ângulo de fase do ligante, em graus.

2.6.3 Mateos e Soares (2015)

Mateos e Soares (2015) avaliaram os modelos de Andrei *et al*. (1999), Christensen *et al.* (2003) e Bari e Witczak (2006) para oito misturas típicas da Espanha produzidas em usinas e compactadas no laboratório. Os modelos de Andrei *et al*. (1999) e Christensen (2003) apresentaram resultados razoáveis, no entanto, alguns desvios de previsão foram encontrados. Estes modelos apresentaram R^2 de 0,962 e 0,957, respectivamente, em escala logarítmica. Já o modelo de Bari e Witczak (2006) não apresentou resultados tão

bons, superestimando os valores de |E*| e apresentando um R^2 de 0,763, em escala logarítmica. No estudo, os autores consideraram que os modelos de Witczak e Christensen não são muito sensíveis às variações nos teores de ligante

Buscando corrigir as divergências encontradas nas equações, os autores propuseram um novo modelo empírico (Equação 19) de previsão do |E*| de misturas asfálticas, que se relaciona com os quatro parâmetros das funções sigmoidais de curvas mestras de |E*| (δ, α, β e ϒ), conforme a Equação 10. No modelo, os parâmetros δ e α são fixos, enquanto o β é função do V_v e da rigidez do ligante a 20ºC e a 10 rad/s, e o γ é função de β. O modelo calibrado de Mateos e Soares (2015) resultou em um R^2 de 0,987, em escala logarítmica, entre as previsões e os resultados experimentais. Após a calibração, o modelo foi validado a partir de cinco misturas asfálticas diferentes, apresentando um R^2 de 0,979.

$$\delta = 1{,}572 \tag{19}$$

$$\delta + \alpha = 4{,}466$$

$$\beta = -1{,}177 + 9{,}316V_v - 0{,}5345Log(G_{ref})\ ou$$

$$\beta = 1{,}609 + 9{,}316V_v - 0{,}3352Log(\eta_{ref})$$

$$\gamma = 0{,}2094 + 0{,}09201\beta$$

$$Log(a_T) = -0{,}1304 \cdot (T - T_{ref})$$

Onde:

G_{ref} = módulo de cisalhamento dinâmico do ligante, em MPa a 20°C e 10 rad/s;

η_{ref} = viscosidade do ligante, em cP a 20 °C;

V_v = volume de vazios da mistura, em %.

2.6.4 Sakhaeifar *et al*. (2015)

Sakhaeifar *et al*. (2015) desenvolveram um modelo simplificado de previsão de |E*| a partir de 1008 misturas asfálticas formadas por bancos de dados das seguintes instituições: *Arizona State University* (ASU), *North Carolina State University* (NCSU), *Federal Highway Administration* (FHA), *World Resources Institute* (WRI) e *Citgo Petroleum Corporation*. Os autores utilizaram 90% do banco de dados da NCSU (223 misturas) para calibrar os modelos, por considerarem esses dados mais recentes

confiáveis. Os restantes 10%, junto com os demais bancos de dados, foram utilizados na etapa de verificação dos modelos. Os autores também avaliaram os modelos preditivos de Bari e Witczak (2006) e Christensen (2003).

Para o banco de dados de 223 misturas da NCSU, o modelo de Bari e Witczak (2006) apresentou R^2 de 0,96 e 0,89, em escalas logarítmica e aritmética, respectivamente. A avaliação visual da Figura 11 indica que houve uma grande dispersão nos altos valores de módulo. Em geral, o modelo superestimou os valores experimentais. O modelo de Chirstensen *et al.* (2003) apresentou melhores resultados, apresentando R^2 de 0,97 e 0,94 em escalas logarítmica e aritmética, respectivamente. Contudo, percebe-se que o modelo tende a subestimar os valores reais para os altos módulos.

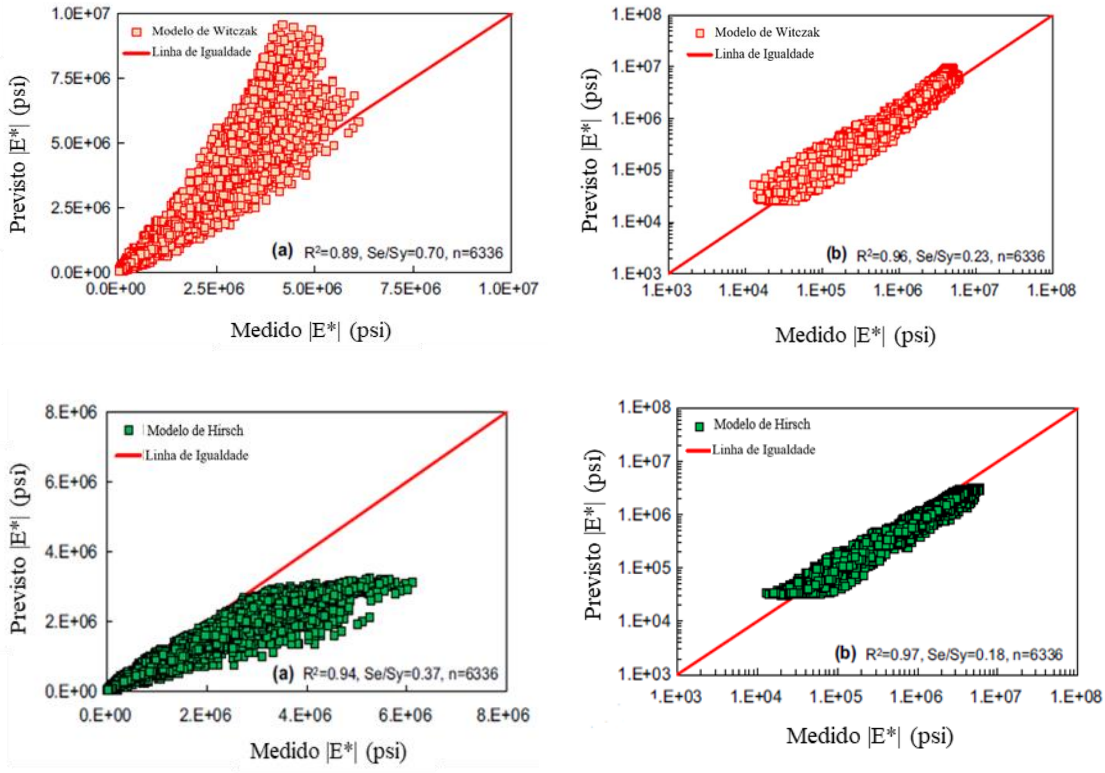


Figura 10. Módulos dinâmicos previstos *versus* experimentais pelos modelos de Bari e Witczak (2006) e Christensen *et al*. (2003), para 90% do banco de dados da NCSU (SAKHAEIFAR *et al.*, 2015)

Como indicado na Equação 20, o modelo é baseado em características granulométricas, volumétricas e do módulo dinâmico de cisalhamento do ligante. São usados os mesmos parâmetros de entrada da equação de Bari e Witczak (2006), com exceção do ângulo de fase do ligante e do percentual acumulado de agregados retidos na

peneira nº 4, que não foram incluídos nas equações. Os autores obtiveram um R^2 de 0,98 em escala logarítmica para o grupo de misturas usadas na calibração do modelo.

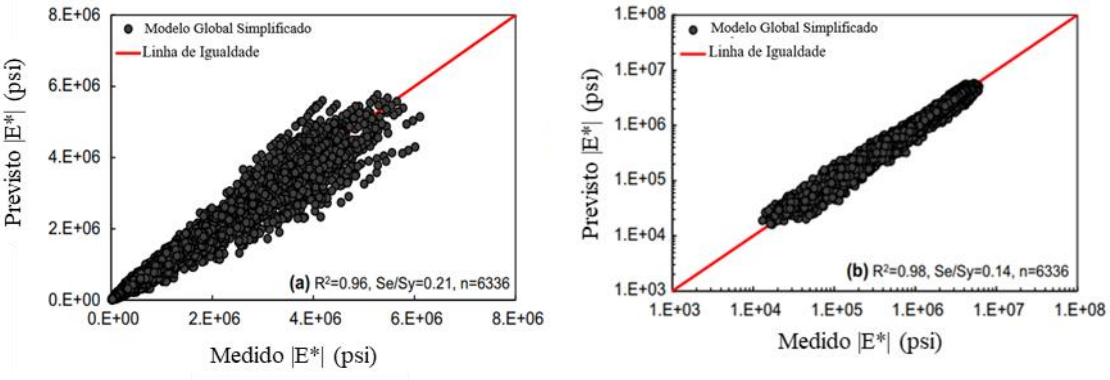


Figura 11. Módulos dinâmicos previstos *versus* experimentais para o modelo simplificado de Sakhaeifar *et al.*, para 90% do banco de dados da NCSU (adaptado de SAKHAEIFAR *et al.*, 2015)

$$\log|E^*| = 6{,}4197 - 0{,}00014\rho_{34}^2 - 0{,}00547\rho_{38} - 0{,}11786\rho_{200} - 0{,}05528V_v - 0{,}16266V_{be} + 0{,}00487V_{be}^2 + \frac{0{,}57677 + 0{,}00713\rho_{38} + 0{,}16167\rho_{200} - 0{,}0052\rho_{200}^2 + 0{,}01889V_v + 0{,}16031V_{be} - 0{,}00592V_{be}^2}{1 + e^{1{,}8645 - 0{,}95991\log|G^*|}} \quad (20)$$

Onde:

$|E^*|$ = módulo dinâmico da mistura, em psi;

$|G^*|$ = módulo dinâmico cisalhante do ligante, em psi;

ρ_{200} = percentual de agregados passantes na peneira nº 200;

ρ_{38} = percentual de agregados acumulados, retidos nas peneiras 3/8";

ρ_{34} = percentual de agregados acumulados, retidos nas peneiras 3/4";

V_v = percentual de vazios em relação ao volume da mistura;

V_{be} = percentual de ligante efetivo em relação ao volume da mistura.

2.7 Modelos Adicionais de Previsão de Módulo Dinâmico

Ao longo dos últimos anos, diversos trabalhos avaliaram e desenvolveram metodologias preditivas de |E*|. A seguir estão descritos alguns desses trabalhos relevantes e as conclusões obtidas para servirem de comparativo com os resultados deste trabalho.

2.7.1 Witczak e Fonseca (1996)

Este trabalho foi desenvolvido a partir de 2750 pontos de |E*| medidos em 205 misturas asfálticas ensaiadas ao longo de 30 anos nos laboratórios do *Asphalt Institute*, da *University of Maryland* e da *Federal Highway Administration*, EUA. O estudo trouxe uma considerável evolução em comparação aos métodos desenvolvidos desde a década de 1970. As equações até então possuíam grandes limitações e os modelos apresentavam valores não realísticos para temperaturas ensaiadas abaixo de 5ºC e superiores a 40ºC. Isso ocorria devido à natureza dos modelos, pois eram baseados em equações polinomiais. Outro problema era a consideração de uma única temperatura para a viscosidade do ligante (21,1ºC). Foi identificado que este parâmetro não contribuía para a obtenção de boas previsões de |E*|.

O novo modelo apresentado pelos autores reduziu esses dois problemas. Primeiramente, uma função sigmoidal não-linear foi utilizada para prever o módulo dinâmico que, devido ao seu comportamento similar à variação do |E*|, trouxe consideráveis melhorias nos ajustes para os valores de módulo medidas nas baixa e altas temperaturas. Outra adição foi a substituição da variável viscosidade medida em 21,1ºC no ligante virgem, pela viscosidade do ligante na temperatura que se deseja prever o |E*| em qualquer condição de envelhecimento. O modelo foi considerado apropriado para diferentes misturas asfálticas, no entanto, foram utilizados nas análises somente ligantes convencionais. A seguir está descrita a equação do modelo:

$$\begin{aligned} Log\ E = {} & -0{,}261 + 0{,}008225p_{200} - 0{,}00000101p_{200}^2 + 0{,}00196p_4 - 0{,}03157V_v \\ & - 0{,}415\frac{V_{be}}{V_{be}+V_v} \\ & + \frac{1{,}87 + 0{,}002808p_4 + 0{,}0000404p_{38} - 0{,}0001786p_{38}^2 + 0{,}0164p_{34}}{1 + e^{-0{,}716\log f - 0{,}7425\log \eta}} \end{aligned} \qquad (21)$$

Onde:

E = módulo dinâmico da mistura, em10^5 psi;

η = viscosidade do ligante, em 10^6 psi;

f = frequência de carregamento, em Hz;

ρ_{200} = percentual de agregados passante na peneira nº 200;

ρ_4 = percentual de agregados acumulados, retidos nas peneiras nº 4.

ρ_{38} = percentual de agregados acumulados, retidos nas peneiras 3/8';

ρ_{34} = percentual de agregados acumulados, retidos nas peneiras 3/4";

V_v = percentual de vazios em relação ao volume da mistura;

V_{be} = percentual de ligante efetivo em relação ao volume da mistura.

2.7.2 Andrei *et al*. (1999)

Esse modelo é uma evolução do modelo de Witczak e Fonseca (1996). O objetivo desse trabalho foi avaliar o modelo de 1996 a partir de um banco de dados com uma variação maior de tipos de ligantes asfálticos, temperaturas e frequências de carregamento. Após a avaliação do modelo realizou-se uma nova calibração, pois os dados adicionados apresentaram consideráveis erros de previsão

Conforme mencionado anteriormente, o modelo de Witczak e Fonseca (1996) foi calibrado a partir de misturas asfálticas compostas somente por ligantes asfálticos convencionais, sem modificação por polímeros ou outros aditivos químicos. O novo banco de dados contou, então, com 56 misturas asfálticas a mais que o modelo anterior, amplamente compostas por ligantes modificados. Avaliando o banco de dados atualizado na equação de 1996, os autores obtiveram um R^2 de 0,73 em escala log, indicando que o modelo precisava ser calibrado novamente.

Na nova calibração os valores mudaram de magnitude e no caso dos coeficientes de granulometria houve também alteração de sentido, coeficientes positivos passaram a ser negativos e vice-versa. O modelo final obteve uma maior abrangência de valores de entrada, podendo ser utilizado para uma ampla variedade de ligantes asfálticos, granulometrias, temperaturas e frequências de carregamento. O novo modelo, Equação 22, obteve um R^2 de 0,941, na escala log.

$$\log E = -1{,}249937 + 0{,}029232p_{200} - 0{,}001767p_{200}^2 - 0{,}002841p_4 - 0{,}058097V_v - 0{,}80228\frac{V_{be}}{V_{be}+V_v} + \frac{3{,}871977 - 0{,}0021p_4 + 0{,}003958p_{38} - 0{,}000017p_{38}^2 + 0{,}005470p_{34}}{1 + e^{-0{,}603313 - 0{,}313351\log f - 0{,}393532\log\eta}} \quad (22)$$

E = módulo dinâmico da mistura, em10^5 psi;

η = viscosidade do ligante, em 10^6 psi;

f = frequência de carregamento, em Hz;

ρ_{200} = percentual de agregados passante na peneira nº 200;

ρ_4 = percentual de agregados acumulados, retidos nas peneiras nº 4;

ρ_{38} = percentual de agregados acumulados, retidos nas peneiras 3/8";

ρ_{34} = percentual de agregados acumulados, retidos nas peneiras 3/4";

V_v = percentual de vazios em relação ao volume da mistura;

V_{be} = percentual de ligante efetivo em relação ao volume da mistura.

2.7.3 Al-Khateeb *et al.* (2006)

Baseado no modelo de Christensen *et al.* (2003), Al-khateeb *et al.* (2006) desenvolveram um novo modelo de previsão de |E*| baseado em misturas asfálticas moldadas a partir de seis diferentes ligantes asfálticos, cinco modificados e um convencional. Os autores indicam que o modelo de Hirsch Modificado não é capaz de prever o módulo dinâmico de misturas asfálticas em altas temperaturas e baixas frequências reduzidas. Em geral, o modelo superestima os valores de |E*| consideravelmente, conforme pode ser visto na Figura 12. Assim, os autores propuseram um novo modelo também baseado nas Leis das Misturas, onde materiais compósitos são modelados a partir de uma combinação de fases em série e paralelo (Equação 23).

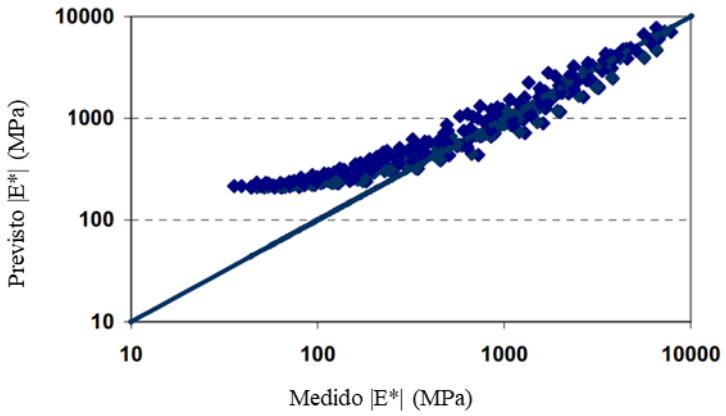


Figura 12. Avaliação do modelo de Christensen *et al.* (2003) por Al-khateeb (2006).

$$|E^*|_m = 3\left(\frac{100 - VAM}{100}\right)\left(\frac{\left(90 + \frac{10000|G^*|_b}{VAM}\right)^{0,66}}{1100 + \left(900\frac{|G^*|_b}{VAM}\right)^{0,66}}\right)|G^*|_g \quad (23)$$

Onde:

$|E^*|_m$ = módulo dinâmico da mistura, em psi;

$|G^*|_b$ = módulo dinâmico cisalhante do ligante, em psi;

$|G^*|_g$ = módulo dinâmico do ligante no estado vítreo (1GPa), em psi;

VAM = vazios no agregado mineral, em %.

O novo modelo desenvolvido neste estudo foi capaz de prever o comportamento das misturas asfálticas para um intervalo maior de temperaturas e frequências com boa acurácia. Os autores consideram que essa deficiência encontrada no modelo de Hirsch Modificado pode ter sido originada pela ausência de ligantes modificados na calibração do modelo.

2.7.4 Yu e Shen (2012)

No estado de Washington, EUA, ensaios de |E*| foram conduzidos para 7 diferentes misturas asfálticas aplicadas em campo em 3 condições de Vv: 4%, 7% e 9%. Duas amostras de cada condição foram testadas para verificar a repetibilidade do ensaio, totalizando 42 amostras em que os modelos de Witczak e Fonseca (1996), Bari e Witczak (2006) e Christensen *et al.* (2003) foram avaliados.

Os autores concluíram que o modelo de Witczak e Fonseca (1996) superestimou os resultados de |E*| nas baixas frequências e subestimou nas altas, ficando esse modelo com os resultados mais distantes dos reais. Com os modelos de Bari e Witczak (2006) e Christensen *et al.* (2003) os valores previstos ficaram mais próximos dos experimentais. A Figura 13 mostra os resultados obtidos para estes últimos dois modelos. Os autores concluíram que o modelo de Christensen *et al.* (2003) é o que apresenta os melhores resultados, sendo por fim, proposta duas calibrações desse modelo. A primeira manteve os parâmetros da equação original, enquanto que a segunda utilizou o módulo dinâmico cisalhante da matriz de agregados finos (MAF) em substituição aos dados de ligante, conforme Equações 24 e 25. Os melhores resultados foram encontrados para esta última.

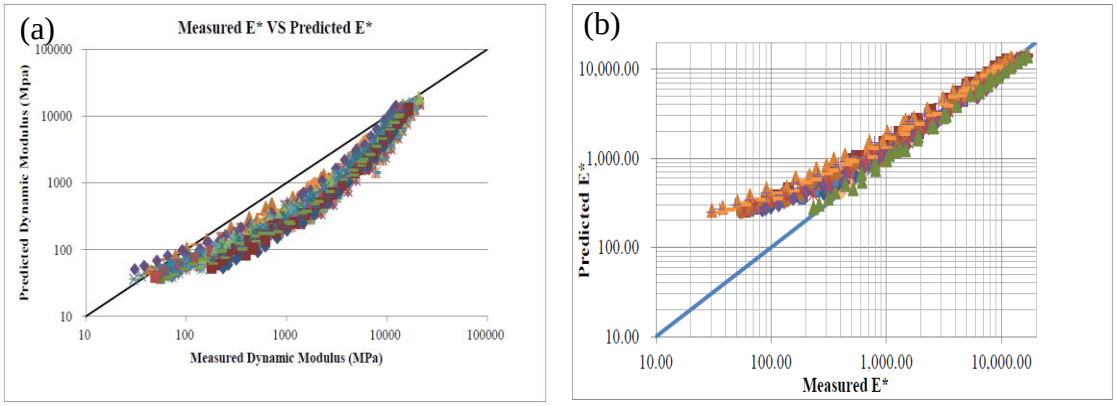


Figura 13. Avaliação dos modelos de (a) Bari e Witczak (2006) e (b) Christensen *et al*. (2003) por Yu e Shen (2012).

$$|E^*| = P_c\left[10000000\left(1-\frac{VAM}{100}\right)+3|G^*|_{maf}\left(\frac{RBV\cdot VAM}{10.000}\right)\right] + (1-P_c)\left[\frac{1-\frac{VAM}{100}}{10000000}+\frac{VAM}{3\cdot RBV\cdot|G^*|_{maf}}\right]^{-1} \quad (24)$$

$$P_c = \frac{(20+\frac{RBV\cdot 3|G^*|_{maf}}{VAM})^{0,7}}{16000+(\frac{RBV\cdot 3|G^*|_{maf}}{VAM})^{0,7}} \quad (25)$$

Onde:

$|E^*|$ = módulo dinâmico da mistura, em psi;

$|G^*|_{maf}$ = módulo dinâmico cisalhante da MAF, em psi;

RBV = relação betume/vazios, em %;

VAM = vazios no agregado mineral, em %;

Pc = volume de contato entre agregados.

2.7.5 Yang *et al*. (2014)

Yang *et al*. (2014) selecionaram 20 misturas asfálticas típicas do estado da Flórida nos EUA e propuseram uma equação preditiva do |E*|. As misturas possuíam tamanhos máximos nominais de 19, 12,5 e 9,5 mm com a granulometria passando entre os limites superiores e inferiores especificados na curva granulométrica do Superpave. O Vv estipulado era de aproximadamente 4% para todas as amostras, seguindo os critérios de projetos. Destaca-se que foi utilizado somente um ligante PG 67-22, por ser o único empregado no estado.

Os autores elaboraram vários modelos de previsão do |E*|. Após avaliados quanto à sua eficiência chegou-se na Equação 26 como a mais promissora, possuindo um R^2 de 0,957 em escala logarítmica. Este modelo preditivo é baseado no de Witczak (1999). No entanto, não há na equação proposta parâmetro de entrada com propriedades de ligante, pois só é utilizado um tipo no estado. Assim, ao invés da viscosidade utiliza-se a temperatura de ensaio na equação.

$$\log|E^*| = 2{,}312 + 0{,}01P_{200} + 0{,}01P_8 - 0{,}013P_4 - 0{,}002P_{3/8} + 0{,}024P_b - 0{,}043VFA + \frac{-1{,}34 - 0{,}019P_8 + 0{,}022P_4 + 0{,}004P_{3/8} - 0{,}55P_b + 0{,}052VFA}{1 + e^{(-8{,}267 - 0{,}722\log f + 5{,}397\log T)}} \quad (26)$$

Onde:

$|E^*|$ = módulo dinâmico da mistura, em 10^5 psi;

P_b = percentual de asfalto na mistura em relação ao peso, em %;

T = temperatura de teste, em °C;

ρ_{200} = percentual de agregados passante na peneira nº 200;

ρ_4 = percentual de agregados acumulados, retidos nas peneiras nº 4;

$\rho_{3/8}$ = percentual de agregados acumulados, retidos nas peneiras 3/8';

ρ_8 = percentual de agregados acumulados, retidos na peneira nº 8;

VFA = relação betume/vazios, em %.

2.7.6 Gouveia (2016)

Este trabalho avaliou 24 misturas asfálticas produzidas com materiais típicos utilizados nas rodovias brasileiras dos estados do Rio Grande do Sul, Ceará e São Paulo. Ao todo foram utilizados sete ligantes, modificados e convencionais. A autora comparou os modelos preditivos de Christensen *et al.* (2003), Bari e Witczak (2006), Mateos e Soares (2015) e Sakhaeifar *et al.* (2015). Concluiu-se que o modelo de Mateos e Soares (2015) apresenta os melhores resultados de previsão, obtendo um R^2 de 0,92 em escala logarítmica. Destaca-se que o modelo de Mateos e Soares utiliza somente o $|G^*|_b$ em uma condição de referência (10 rad/s a 20°C). Como a autora possuía toda a curva mestra de $|G^*|_b$ ela analisou o modelo de Mateos e Soares de uma maneira diferente da original (Equação 27). Por fim, Gouveia (2016) calibrou este modelo para suas 24 misturas asfálticas, obtendo um R^2 de 0,94 em escala logarítmica. Na Tabela 1 estão os parâmetros estatísticos encontrados no trabalho.

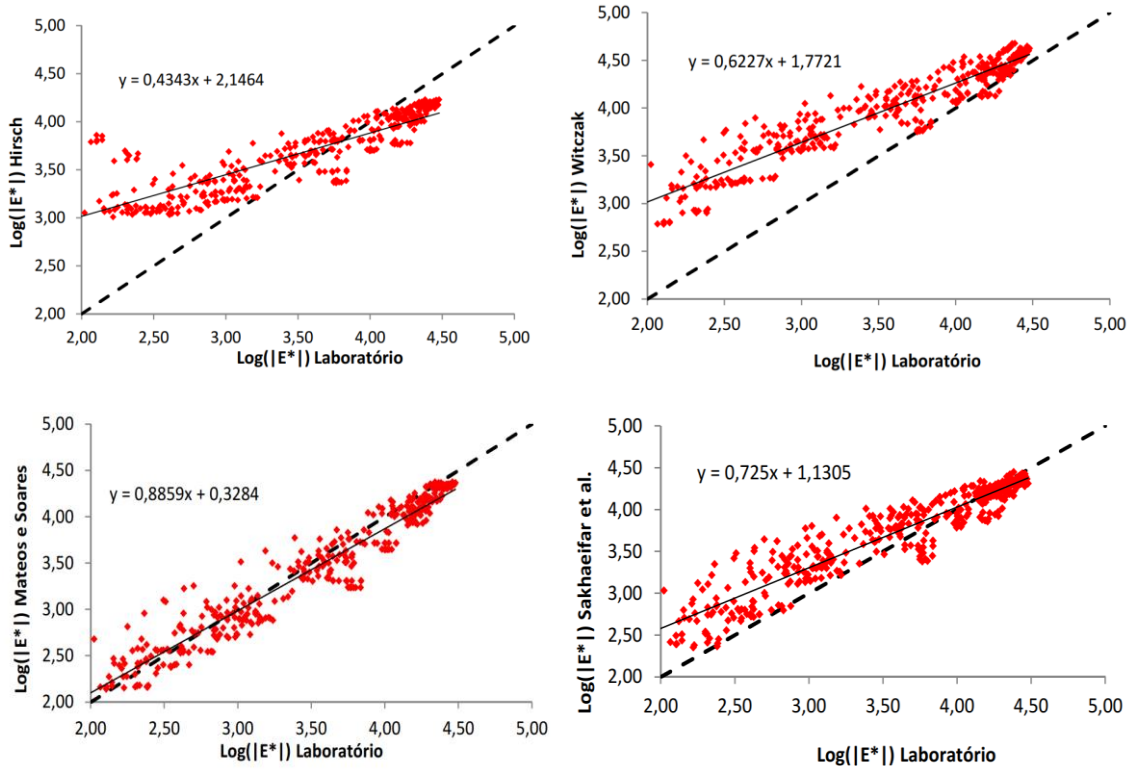


Figura 14. Avaliação dos modelos de Christensen *et al*. (2003), Bari e Witczak (2006), Mateos e Soares (2015) e Sakhaeifar *et al*. (2015) por Gouveia (2016).

Tabela 1. Parâmetros estatísticos dos modelos encontrados por Gouveia (2016)

Modelo	Escala Logarítmica		Escala Aritmética	
	R^2	Se/Sy	R^2	Se/Sy
Bari e Witczak (2006)	0,45	0,74	0,23	0,87
Christensen (2003)	0,56	0,66	0,64	0,60
Mateos e Soares (2015)	0,92	0,28	0,87	0,36
Sakhaeifar (2015)	0,81	0,44	0,87	0,37

$$Log(|E^*|) = 1{,}572 + \frac{2{,}894}{1 + e^{(-1{,}495 + 10{,}173Vv - 0{,}5837\log(|G^*|)}} \quad (27)$$

$$Log\ (|E^*|) = 2{,}052 + \frac{2{,}520}{1 + e^{(1{,}9931 - 38{,}3866Vv - 1{,}3792log(|G^*|)}} \quad (28)$$

Onde:

$|E^*|$ = módulo dinâmico da mistura, em MPa;

$|G^*|$ = módulo dinâmico em cisalhamento do ligante, em MPa;

V_v = volume de vazios da mistura, em %.

3 MATERIAIS E MÉTODOS

A qualidade dos modelos empíricos de previsão calibrados é dependente da abrangência e da confiabilidade do banco de dados, quanto mais adequados forem os dados de entrada mais precisos serão os modelos. Nesta pesquisa, em um primeiro momento, constituiu-se um banco de dados de 34 misturas provenientes do estado do Ceará, Rio Grande do Sul, São Paulo, Minas Gerais e Rio de Janeiro, contendo todos os parâmetros de entrada necessários para serem avaliados pelos modelos empíricos de Christensen *et al.* (2003), Bari e Witczak (2006), Mateos e Soares (2015) e Sakhaeifar *et al.* (2015). Dessas misturas, 24 foram obtidas do trabalho de Gouveia (2016) e as demais fornecidas pelo CENPES.

As equações de Christensen *et al.* (2003) e Sakhaeifar *et al.* (2015) apresentam como resposta o valor de rigidez das misturas nas mesmas condições que o parâmetro de entrada de rigidez do ligante, ou seja, quando se deseja obter a resposta em 20°C a 10 Hz, por exemplo, deve-se entrar com o |G*| do ligante em 20°C a 10 Hz. Semelhantemente ocorre com o modelo de Bari e Witczak (2006) em que, de acordo com sua calibração, quando se deseja obter a resposta em 20°C a 10 Hz é preciso entrar com o |G*| e δ_b dos ligantes em 20°C a 10 rad/s. Como os valores de |G*| e δ_b não são usualmente medidos experimentalmente nas mesmas condições de temperatura e frequência de |E*| e δ_m, para os modelos de Christensen *et al.* (2003) e Sakhaeifar *et al.* (2015), e nem nas condições necessárias para o modelo de Bari e Witczak (2006), não é possível verificar a eficácia dos modelos exclusivamente a partir dos ensaios experimentais.

Para solucionar isto, o princípio da superposição tempo-temperatura foi utilizado e as curvas mestras de |G*|, δ_b, |E*| e δ_m foram construídas em uma determinada temperatura de referência, possibilitando a comparação entre os valores previstos e medidos nas mesmas condições, para os modelos de Christensen *et al.* (2003), Bari e Witczak (2006) e Sakhaeifar *et al.* (2015). Esse processo também foi utilizado para a obtenção do |G*| do modelo de Mateos e Soares (2015) na temperatura e frequência de referência estipulada pelos autores, visto que o modelo não emprega a curva mestra completa do ligante como parâmetro de entrada.

Com todas as 34 misturas realizou-se, preliminarmente, uma verificação dos modelos de Bari e Witczak (2006), Mateos e Soares (2015) e Sakhaeifar *et al.* (2015) para misturas brasileiras. Tendo em vista que os modelos originais poderiam ter resultados mais satisfatórios, este mesmo conjunto de misturas foi utilizado para calibração dos modelos originais e assim obter novas equações com resultados de previsões mais próximos dos reais para o banco de dados em análise (GOECKS *et al.*, 2017). Visando a existência de modelos que tenham passado pelo processo de verificação após a calibração, esses mesmos modelos foram novamente calibrados para 24 misturas escolhidas aleatoriamente e então foram verificadas para os dados das 10 misturas restantes (GOUVEIA *et al.*, 2018). Em ambos os casos, os parâmetros estatísticos dos modelos calibrados para 34 misturas ou quando verificados para as 10 misturas foram considerados altos.

Para fins de aplicação dos modelos preditivos de rigidez de misturas asfálticas na análise de pavimentos, é sabido que seus parâmetros estatísticos não trazem sensibilidade do resultado estrutural. Em alguns casos, um R^2 de 0,90 pode ser muito eficaz, mas em outras circunstâncias esse mesmo resultado pode não ser satisfatório. Para uma percepção mais próxima da aplicabilidade dos modelos preditivos aqui estudado, optou-se por comparar os dados previstos pelos modelos e os medidos experimentalmente de três misturas asfálticas, por meio da simulação do desempenho de pavimento flexível típico no programa LVECD, considerando o efeito do uso dos modelos de previsão de rigidez na evolução dos defeitos de trincamento por fadiga e de deformação permanente do revestimento.

Para a realização das análises a partir dos conceitos da viscoelasticidade, são requeridos como parâmetros de entrada da mistura asfáltica no LVECD o módulo de relaxação, as características de dano por fadiga do S-VECD e os parâmetros de deformação permanente do *shift model*. O módulo de relaxação pode ser obtido a partir dos valores de E' e das conversões desenvolvidas por Park e Schapery (1999). Objetivando a comparação entre as abordagens empíricas e experimentais a partir deste software, realizou-se a calibração dos quatro modelos para preverem valores de E', e, assim, serem obtidos os coeficientes das Séries de Prony dos módulos de relaxação. As características de dano por fadiga dessas misturas, segundo modelo S-VECD

(NASCIMENTO, 2015), foram obtidas experimentalmente junto ao CENPES a partir de ensaios de tração direta cíclica, enquanto que as características de deformação permanente do *shift model* foram estimadas a partir de ensaios triaxiais do tipo *triaxial stress sweep* (TSS) conforme resultados de Lacroix (2012).

Os modelos de previsão de rigidez foram calibrados na temperatura de referência de 20°C, todavia, erros consideráveis foram percebidos nas previsões de 24 das 34 misturas do banco de dados, quando testados para outras temperaturas. Após análises, percebeu-se que os fatores de deslocamento de temperatura obtidos das curvas mestras de certas misturas estavam muito distantes daqueles obtidos dos ligantes. De acordo com Sakhaeifar *et al.* (2015), os fatores de deslocamento de ligantes e misturas não são iguais, mas devem ser próximos uns dos outros. Por ser um requisito básico para que um modelo preditivo funcione, a análise da equidade dos fatores de deslocamento entre misturas e ligantes foi realizada para a conferência de eventuais erros experimentais.

Após tais comparações de fatores de deslocamento, concluiu-se que os 7 ligantes utilizados nas constituições das 24 misturas provenientes de Gouveia (2016) estavam com desacertos em alguns pontos dos ensaios de $|G^*|$ e δ_b, principalmente nas temperaturas baixas.

Diante disso, optou-se em solucionar esse problema de duas formas: (i) foram excluídos os dados de curvas mestras de ligantes com $|G^*|$ duvidosos, sendo que seus valores corrigidos através da extrapolação feita a partir dos demais dados; e (ii) ampliou-se o banco de dados em mais 24 novas misturas asfálticas, 21 fornecidas pelo CENPES e 3 obtidas no trabalho de Fengler (2018), onde não foram constatadas grandes divergências entre os fatores de deslocamentos de misturas e ligantes, para que eventuais erros de calibração fossem minimizados a partir de um banco de dados maior. Dos dados antigos, duas misturas com resultados muito diferentes dos obtidos pelas demais foram excluídas das análises, totalizando um novo banco de dados com 56 misturas asfálticas.

De posse do banco de dados ampliado e dos valores corrigidos, realizaram-se novamente as etapas de verificação e calibração dos três modelos citados anteriormente; e também do modelo de Christensen *et al.* (2003) para o $|E^*|$. Adicionalmente,

objetivando simulações de desempenho no pavimento no software LVECD, os quatro modelos foram calibrados e validados também para E'.

A seguir estão apresentados o banco de dados que compõe esta pesquisa, com as 56 misturas asfálticas com os valores corrigidos; os processos de construção das curvas mestras de ligantes e misturas; os erros encontrados entre os fatores de deslocamentos de temperatura de ligantes e misturas; a metodologia utilizada para as correções; as etapas de verificação e calibração dos modelos em questão; e como foram realizadas as simulações em um pavimento flexível típico no programa LVECD.

3.1 Banco de Dados

O Banco de dados desta pesquisa é formado por 56 misturas asfálticas, 55 produzidas em laboratório e compactadas em laboratório e uma produzida em usina e compactada em laboratório. Tais dados foram obtidos de seis instituições brasileiras, sendo: 31 misturas do Centro de Pesquisas da Petrobras (CENPES), 16 da Universidade Federal de Santa Maria (UFSM), 4 da Universidade Federal do Ceará (UFC), 3 da Universidade Federal do Rio de Janeiro (UFRJ), uma da Universidade Federal do Rio Grande do Sul (UFRGS) e uma do Grupo CCR/Nova Dutra. Com exceção dos dados fornecidos pelo CENPES, detalhes das misturas estudadas podem ser encontrados em Mattos (2014), Almeida Junior (2016), Gouveia (2016) e Fengler (2018).

As distribuições dos parâmetros de entrada utilizados nos modelos foram representados por meio de gráficos *boxplot* (gráficos de caixas). Para a construção dos gráficos, é necessário dispor todos os dados de uma determinada variável em ordem crescente. Os extremos inferiores e superiores dos retângulos dos gráficos representam, respectivamente, os primeiros e terceiros quartis da variável, ou seja, dentro do retângulo estão representados 50% dos dados centrais em análise. As hastes estão representando os valores máximos e mínimos do banco de dados, dando uma ideia dos valores extremos encontrados. O traço no interior do retângulo representa a mediana dos valores em estudo: quando este parâmetro se encontra no centro do retângulo a distribuição é dita simétrica. A dimensão do retângulo está relacionada com a dispersão dos dados, quanto maior sua dimensão maior é a dispersão, enquanto retângulos pequenos representam uma menor variação da propriedade. Em teoria, quando é avaliado um banco de dados com

parâmetros similares aos dos dados usados na calibração, é esperado que os resultados de previsão sejam mais satisfatórios do que com valores fora desse intervalo.

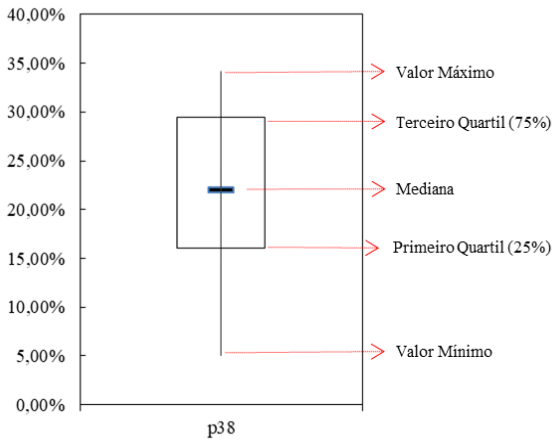


Figura 15. Representação dos gráficos *boxplot*

3.1.1 Parâmetros Granulométricos

A seguir, na Figura 16, estão representadas as variações dos parâmetros de entrada granulométricos utilizados nos modelos. Pode-se perceber que há uma grande dispersão dos dados, abrangendo misturas de diferentes proporções e tamanhos máximos nominais. As propriedades com maior variação foram as frações retidas na p_{38} e p_4. Uma menor variação foi encontrada para os valores retidos na p_{34}, sendo que a maioria das misturas não apresentava nenhum material retido nessa peneira. O passante na p_{200} obteve a menor variação, ficando 50% dos seus valores entre 4,0 e 5,1%. Contudo, foram encontradas misturas com até 8,3% de material de enchimento.

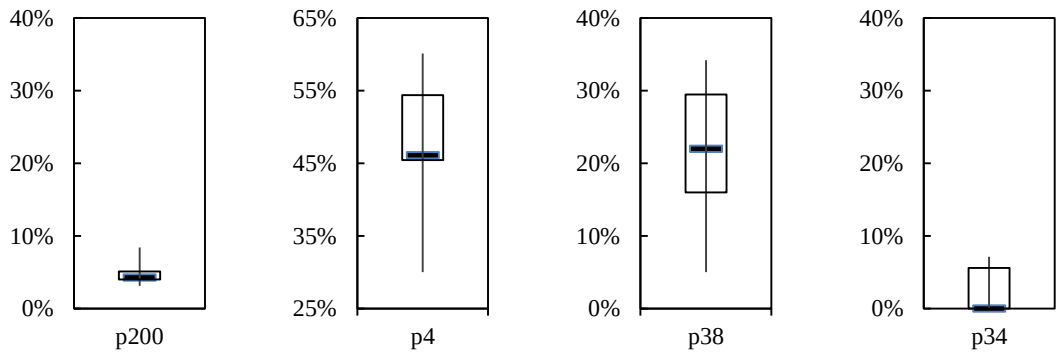


Figura 16. Variação dos parâmetros granulométricas das 56 misturas analisadas

3.1.2 Parâmetros Volumétricos

As propriedades volumétricas apresentaram menor variação do que as granulométricas, conforme mostra a Figura 17. Com exceção do V_v, as medianas do V_{be}, RBV e VAM estão muito próximas do centro do retângulo, indicando uma distribuição simétrica. O V_v possuí pouca variação, sendo esta observação esperada, visto que é rotina nos laboratórios nacionais executarem as misturas com alvo de 5,5 ±0,5% de V_v. Entretanto, foram analisadas misturas com vazios entre 4,0% e 7,0%.

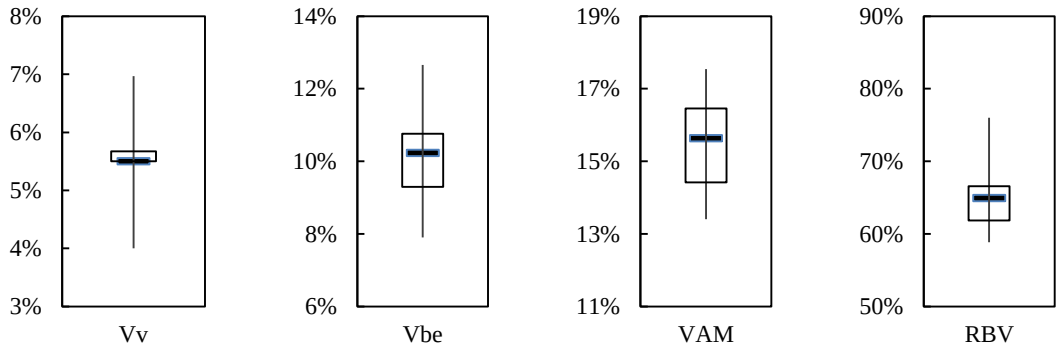


Figura 17. Variação dos parâmetros volumétricos das 56 misturas asfálticas analisadas

3.1.3 Reologia dos Ligantes Asfálticos

Nesta pesquisa foram utilizados asfaltos modificados por polímeros (AMP) e convencionais (não modificados). Os cimentos asfálticos de petróleo utilizados foram: 30/45, 50/70, 50/70+fresado, 50/70+Trinidad Lake Asphalt (TLA), AMP 60/85, AMP 65/90 e Asfalto Borracha.

A seguir está ilustrada a variação dos valores de rigidez e de ângulo de fase das curvas mestras na temperatura referência de 20°C (Figura 18). No limite superior de |G*|, nas altas frequências, independente do ligante, existe uma tendência de os valores de módulo estabilizarem em torno de 1000 MPa, nessas condições diz-se que o ligante se encontra no estado vítreo (ZENG *et al*., 2002).

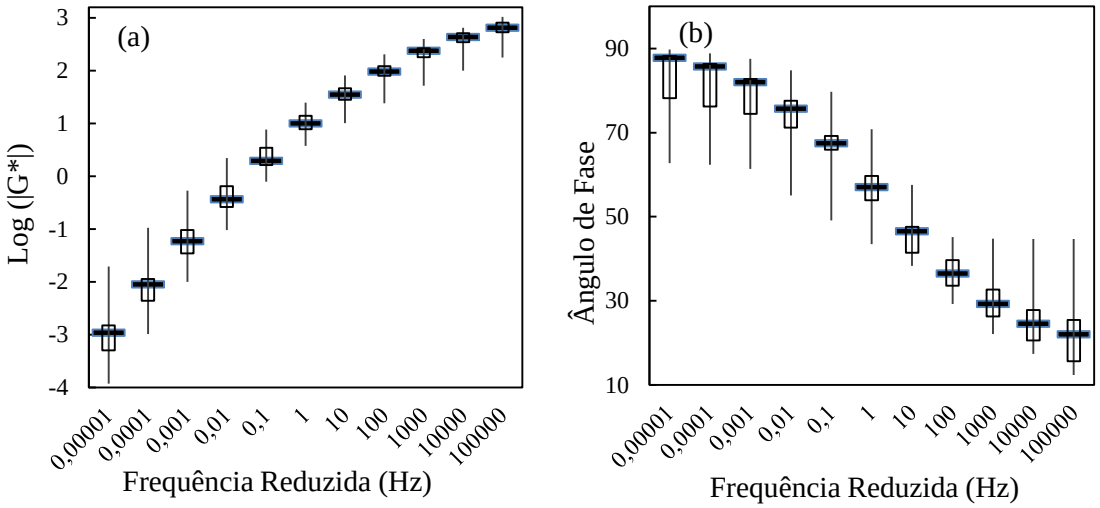


Figura 18. Variação dos parâmetros de (a) módulo dinâmico cisalhante e (b) ângulo de fase dos ligantes das 56 misturas asfálticas analisadas

3.1.4 Reologia das Misturas Asfálticas

A seguir estão ilustradas as variações dos valores de |E*| e δ_m encontradas no banco de dados (Figura 19). Na escala log, constatou-se variação dos valores de |E*| nas altas temperaturas em comparação com as baixas temperaturas. Isso ocorreu devido ao efeito dessa escala de representação que minimiza as reais variações dos valores para |E*| elevados. Quanto ao ângulo de fase percebe-se uma elevada variação nas altas temperaturas e baixas frequências.

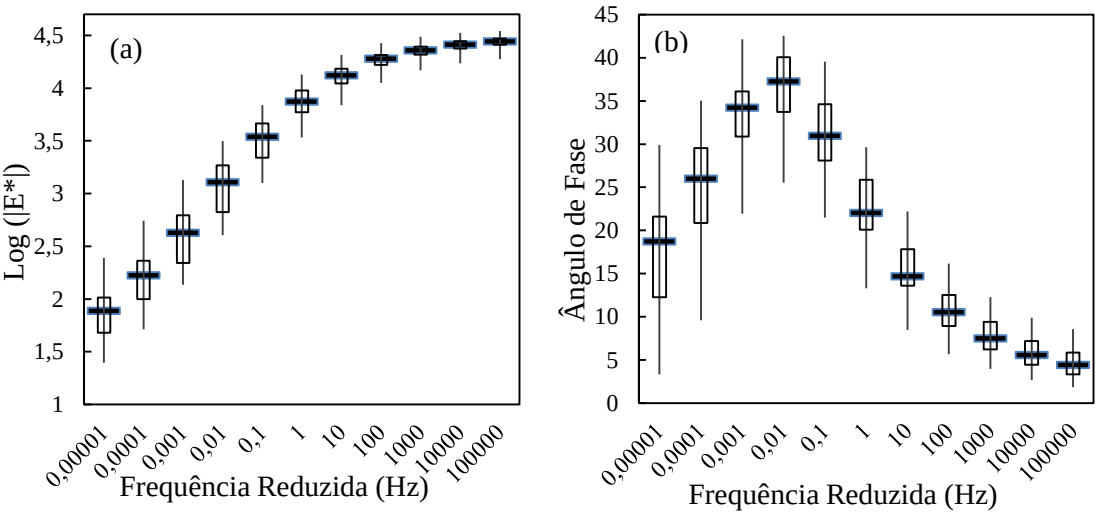


Figura 19. Variação dos parâmetros de (a) módulo dinâmico e (b) ângulo de fase das 56 mistura asfálticas analisadas

3.2 Construção das Curvas Mestras

Neste tópico estão descritos os processos experimentais realizados para determinação dos valores de |G*|, δ_b, |E*| e δ_m, as construções das curvas mestras destas propriedades e as divergências encontradas entre fatores de deslocamento de misturas e ligantes para um determinado grupo de misturas. As construções de curvas mestras foram feitas conforme o princípio da superposição tempo-temperatura descrita no Capítulo 2.

3.2.1 Ligantes Asfálticos

Os ensaios de caracterização do módulo dinâmico cisalhante dos ligantes e dos ângulos de fase foram realizados em Reômetros da UFC, UFRJ e do CENPES, com base na norma AASHTO TP5-98 "*Test Method for Determining the Rheological Properties of Asphalt Binder Using a Dynamic Shear Rheometer*". Na Figura 20 está ilustrado o reômetro utilizado na caracterização dos ligantes na UFRJ. Os ensaios consistiram em varreduras de frequências de carregamento que ficaram no intervalo de 0,01 Hz até 40 Hz realizados em temperaturas que variaram de 4ºC a 65ºC, sempre dentro do regime viscoelástico linear.

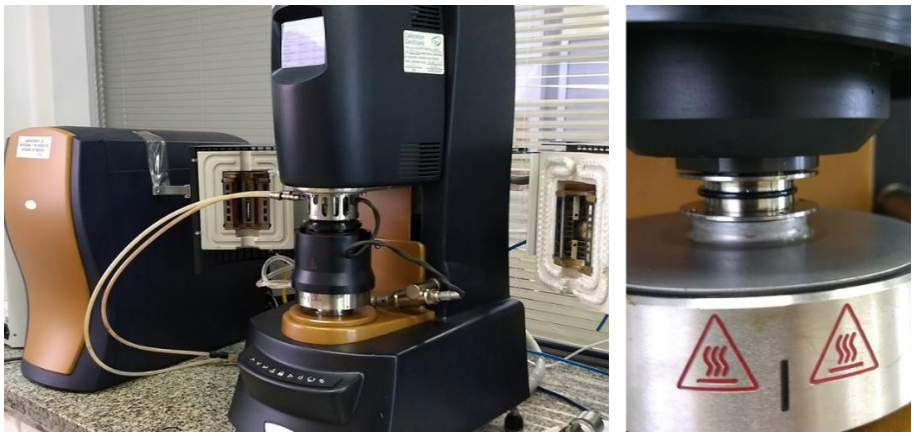


Figura 20. Ensaio de módulo dinâmico cisalhante e ângulo de fase de ligantes

Nas Figuras 21 e 22 estão ilustrados os resultados típicos de |G*| e δ_b obtidos a partir de um ensaio realizado em temperaturas entre 10ºC e 65ºC, com incrementos de 5ºC, em frequências de 0,1 a 40 Hz. À medida em que a temperatura aumenta ou a frequência de carregamento diminui, percebe-se uma diminuição do |G*| e um aumento do δ_b, ou seja, o |G*| se correlaciona inversamente com δ_b. Quanto menor a rigidez, maior

a parcela viscosa do material e, consequentemente, maior a defasagem existente entre tensão e deformação.

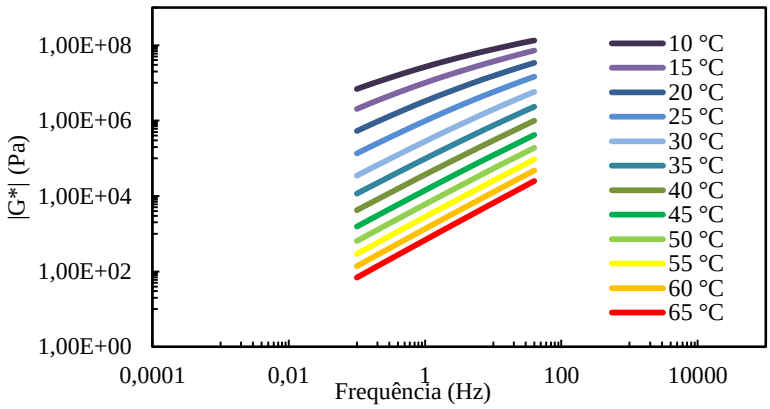


Figura 21. Isotermas típicas de |G*| de ligantes obtidas no reômetro

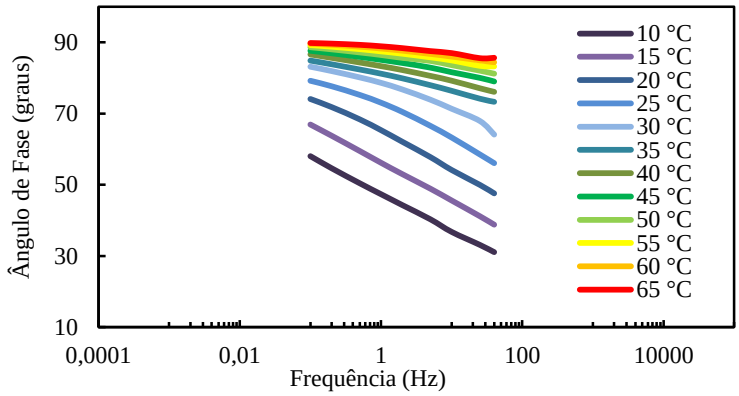


Figura 22. Isotermas típicas de δ_b de ligantes obtidas no reômetro

Após a obtenção das isotermas, procedeu-se a construção das curvas mestras (Figuras 23 e 24). Foi estipulado uma isoterma de referência e a partir dela todas as outras foram deslocadas de forma a construir uma única curva contínua. Esse deslocamento é realizado pela multiplicação das frequências de ensaio pelo fator de deslocamento de temperatura necessário para sobrepor as isotermas. As novas frequências obtidas são chamadas de frequências reduzidas. Esses mesmos deslocamentos obtidos para a construção das curvas mestras de |G*| foram utilizados para os deslocamentos das curvas mestras de δ_b.

Com o aumento da temperatura, ocorre a diminuição do |G*| e aumento do δ_b, fazendo o ligante ter um comportamento mais parecido com o de um fluído. Ao contrário,

quando há o resfriamento, o ligante tende a se parecer mais com um sólido elástico, devido a diminuição do ângulo de fase. Conforme mencionado, os ligantes em temperaturas muito baixas, tendem a estabilizar o |G*|, passando a ser menos sensíveis à frequência de carregamento.

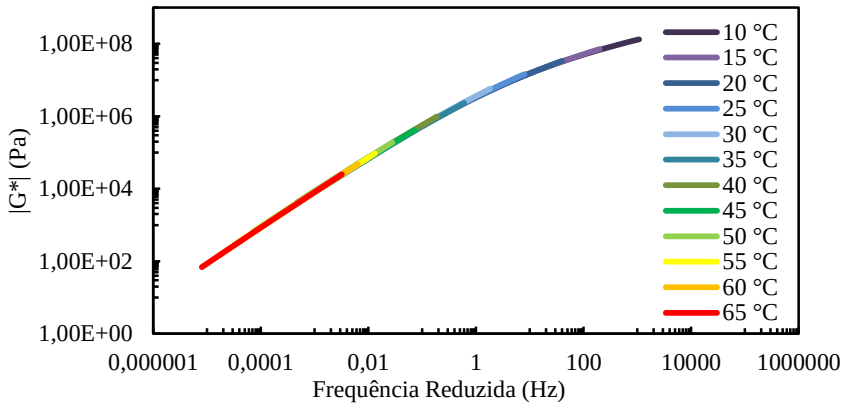


Figura 23. Isotermas de |G*| de ligantes deslocadas formando uma curva mestra

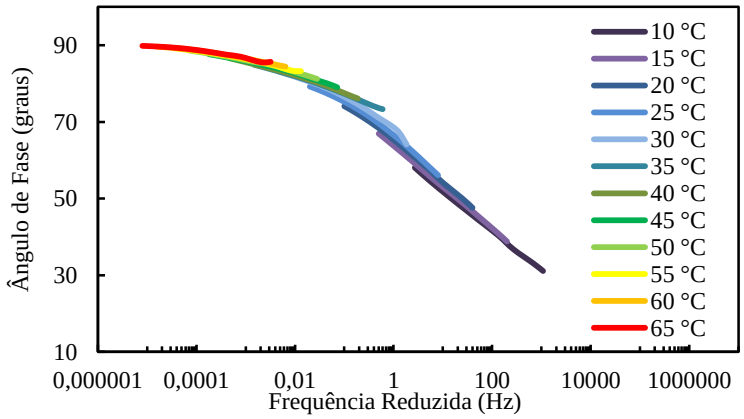


Figura 24. Isotermas de δ_b de ligantes deslocadas formando uma curva mestra

As curvas mestras de |G*| e δ_b em uma determinada temperatura de referência, permitem a obtenção dos parâmetros para diferentes frequências de carregamento. Também deseja-se obter esses dados em qualquer temperatura de serviço, para que possam ser realizadas análises em diferentes condições nos pavimentos. Isto se dá pela determinação da linha de tendência existente entre os fatores de deslocamento em função das temperaturas de ensaio. Na Figura 25 há um exemplo de curva log (a_t) *versus* temperatura, obtida de um dos ligantes estudados. Esta tendência, pode ser descrita por uma equação polinomial de segundo grau (Equação 9). Determinados os coeficientes a_1,

a_2 e a_3 da equação, consegue-se deslocar a curva mestra para qualquer outra temperatura, preferencialmente dentro do intervalo de temperaturas ensaiadas.

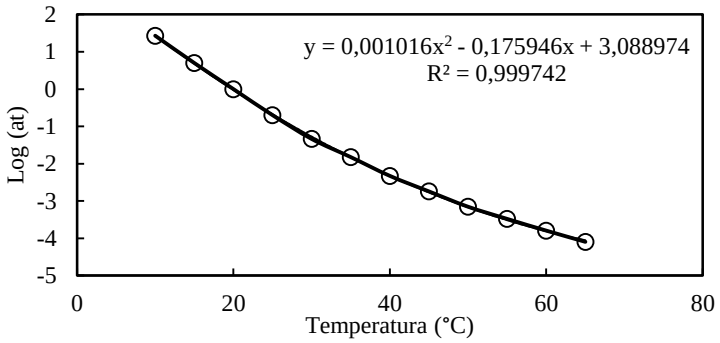


Figura 25. Exemplo de curva de tendência de log (a_t) versus temperatura

Para a comparação dos valores experimentais com os previstos, é necessário que, além de estarem nas mesmas temperaturas, os |G*|, δ_b e |E*| estejam nas condições de carregamento estipuladas por cada modelo preditivo. Portanto, equações de ajuste foram estipuladas para possibilitar a determinação dos valores de |G*|, δ_b e |E*| em qualquer frequência de carregamento. Além do mais, esse processo suaviza as variações experimentais. Nas Figuras 26 e 27 compara-se os dados experimentais com aqueles obtidos pelas equações de ajuste. Nesses dois casos utilizou-se a Equação 10 (função sigmoidal) para a suavização.

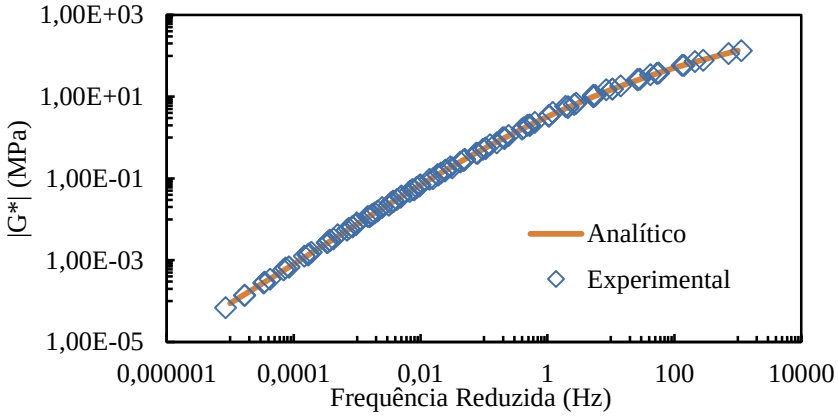


Figura 26. Exemplo de curva mestra de |G*| de ligante ajustada

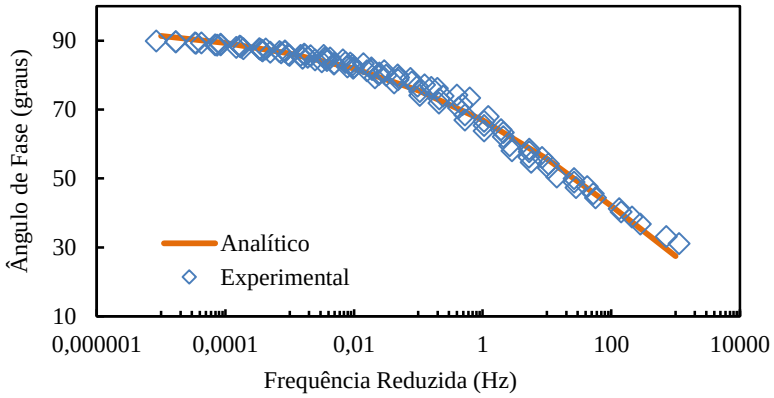


Figura 27. Exemplo de curva mestra de δ_b de ligante ajustada

3.2.2 Misturas Asfálticas

A norma AASHTO T 342-11 (2011) foi utilizada para servir de base para determinação do |E*| e do δ_m uniaxial das misturas asfálticas a partir de carregamentos *haversine* em prensas hidráulicas. O maior diferencial, em relação à norma americana, é que a grande maioria das amostras foram moldadas diretamente na geometria de ensaio de 100 mm de diâmetro por 150 mm de altura, ao invés de terem seus núcleos extraídos (*coring*). Os corpos de prova foram ensaiados nas frequências de 25, 10, 5, 1, 0,5 e 0,1 Hz nas temperaturas de -10, 4, 21, 38 e 54ºC para as misturas obtidas por Gouveia (2016) e nas temperaturas de 4, 20 e 40ºC para as misturas fornecidas pelo CENPES e por Fengler (2018). Sempre ensaiando da menor temperatura para a maior e da maior frequência para a menor, causando a menor deformação plástica possível nas amostras. Na Figura 28 está representado um ensaio de |E*| e δ_m.



Figura 28. Ensaio de módulo dinâmico e ângulo de fase de misturas asfálticas

As misturas asfálticas, assim como os ligantes, também passaram pelo processo de construção das curvas mestras de |E*| e δ_m. Entretanto, o ângulo de fase não pode ser ajustado pela equação sigmoidal, devido ao seu comportamento diferenciado. Conforme aumenta a temperatura e diminuem as frequências de carregamento, o ângulo de fase aumenta, até um determinado pico onde ocorre uma inversão de tendência, a partir do qual há redução do ângulo de fase, caracterizando um domínio do esqueleto pétreo (amplamente elástico) no comportamento do material, já que o ligante, em tais condições, passa a oferecer pouca resistência. Utilizando o software Labfit® chegou-se a Equação 29, que modelou com êxito a variação dos ângulos de fase nas misturas asfálticas. Nas Figuras 29 e 30 estão ilustradas as curvas de ajuste de |E*| e δ_m.

$$\delta_m = \frac{A + B\log(f_{red})}{1 + C\log(f_{red}) + D\log(f_{red})^2} \quad (29)$$

Onde:

δ_m = ângulo de fase da mistura, em graus;

A, B, C e D = coeficientes de ajuste;

f_{red} = frequência reduzida, em Hz.

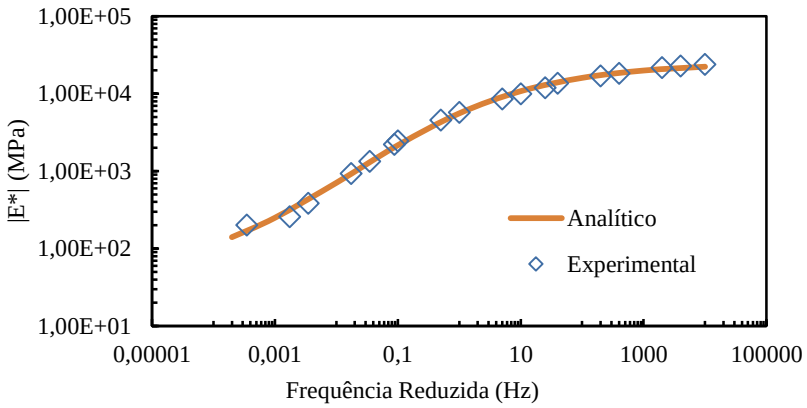


Figura 29. Exemplo de curva mestra de |E*| de mistura ajustada

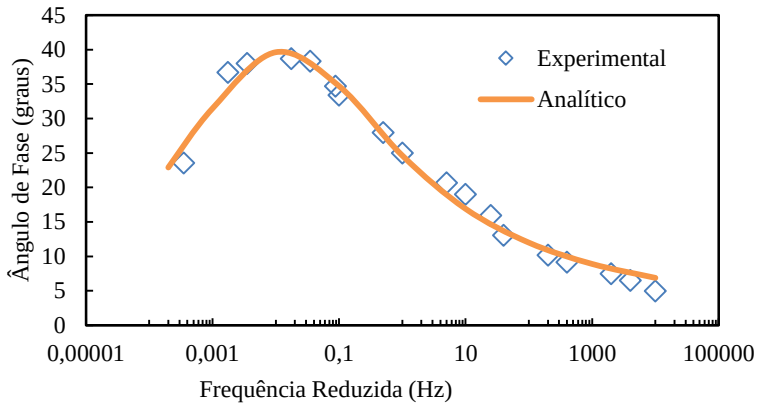


Figura 30. Exemplo de curva mestra de δ_m de mistura ajustada

É sabido que há uma grande variação dos valores de ângulo de fase nos ligantes, obtidos experimentalmente, sendo que nas misturas asfálticas esse comportamento é acentuado. Em quatro casos essa variação foi muito grande. Assim, utilizou-se a equação 29 também para ajustar resultados com grande variação, conforme Figura 31.

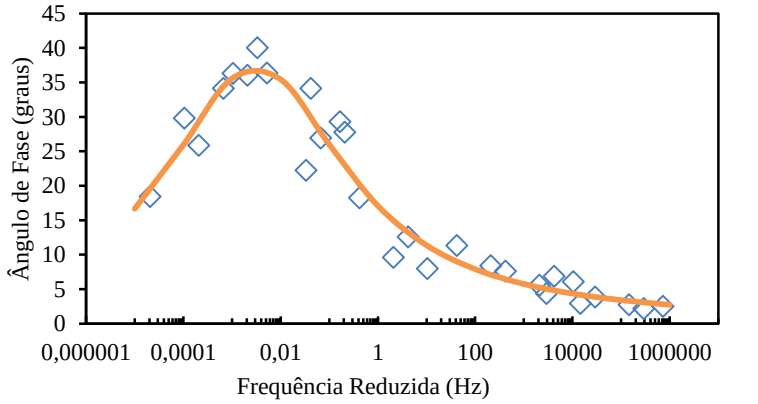


Figura 31. Exemplo de curva mestra de δ_m de mistura ajustada para dados irregulares

3.3 Comparação entre Fatores de Deslocamento de Temperatura

Após a obtenção dos dados e construção das curvas mestras a 20ºC, foram realizadas análises e calibrações dos modelos de rigidez das misturas asfálticas. No entanto, percebeu-se que os resultados de precisão dos modelos estavam sendo muito diferentes quanto analisados em distintas temperaturas, para algumas misturas. Em outras palavras, quando aplicou-se os fatores de deslocamento de temperatura, obteve-se erros maiores do que os observados na temperatura de referência para determinados materiais. Nesses casos, quando comparados em 20ºC, os modelos calibrados apresentaram valores

previstos muito próximos dos experimentais, mas, à medida que as análises eram feitas em temperaturas superiores ou inferiores a 20ºC, erros consideráveis passaram a ser observados. Isto ocorreu em 24 das 34 misturas do banco de dados inicial, sendo que nas demais misturas os resultados das previsões feitas pelos modelos foram bons, independentemente da temperatura de análise.

Depois de várias análises, constatou-se que os resultados dos modelos preditivos só seriam iguais para temperaturas diferentes da de referência, se os fatores de deslocamento de temperatura de ligantes e misturas fossem similares. A partir dessa observação, foram plotados os gráficos de log (a_t) *versus* temperatura de ensaio para os materiais de Gouveia (2016) e para os obtidos junto ao CENPES (Figuras 32 e 33, respectivamente).

Conforme o pressuposto, as misturas e os ligantes caracterizados por Gouveia (2016) não seguiram o mesmo comportamento. Os fatores de deslocamento das misturas do banco de dados de Gouveia (2016) e do CENPES estavam muito próximos, subentendendo-se assim, que não houve problema na caracterização do |E*| e δ_m das misturas asfálticas. Entretanto, os fatores de deslocamento dos ligantes de Gouveia (2016) estavam muito distantes dos usuais. Concluiu-se, desta forma, que algum problema ocorreu na caracterização do |G*| e δ_b dos ligantes da citada autora.

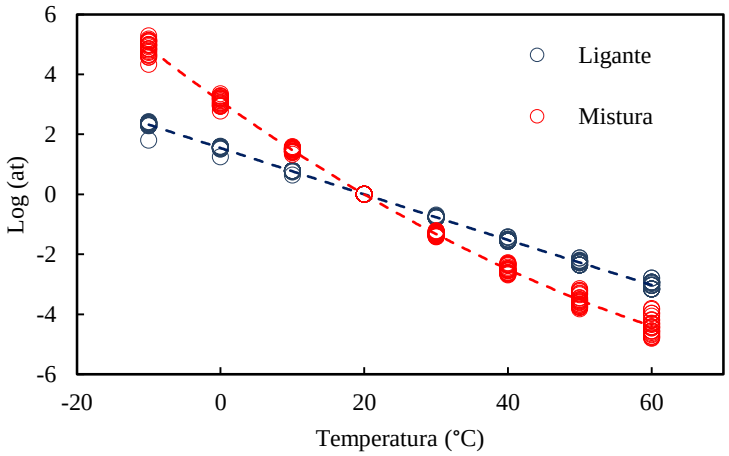


Figura 32. Comparação entre os a_t de ligantes e misturas para o banco de dados de Gouveia (2016)

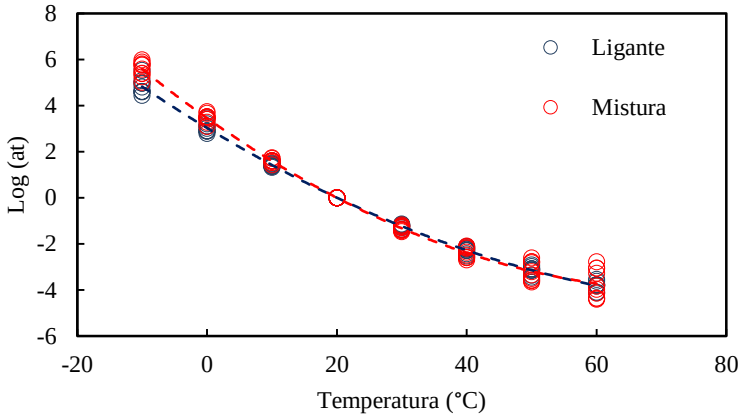


Figura 33. Comparação entre os a_t de ligantes e misturas para o banco de dados obtidos do CENPES

3.3.1 Correção do Banco de Dados

Não sendo possível obter os ligantes de Gouveia (2016) e realizar novos ensaios em reômetro, foi estudado um procedimento para corrigir os dados errôneos, a fim de não ser preciso descartar os dados das 24 misturas asfálticas. Primeiramente, os fatores de deslocamento das misturas de Gouveia (2016) foram aplicados nas respectivas isotermas de |G*| dos ligantes, ou seja, foi multiplicada a frequência de ensaio de uma determinada isoterma de |G*| pelo fator de deslocamento da respectiva mistura nas mesmas condições de temperatura. Desta maneira, foi possível observar como deveriam ser as curvas mestras dos ligantes para que os fatores de deslocamento entre ligantes e misturas fossem equivalentes.

Em todos os casos foram constatados os comportamentos das Figuras 34 e 35 para |G*| e δ_b, respectivamente. Embora as curvas de |G*| e δ_b não tenham ficado totalmente sobrepostas, há um forte indício de que os dados nas temperaturas de 21,1, 37,8 e 54,4ºC estejam corretos. Contudo, a isoterma de 4,4ºC ficou muito distante da posição esperada. Levanta-se a hipótese de que o reômetro DSR não tenha conseguido chegar a essa temperatura, visto que os valores de |G*| estão abaixo e, da mesma forma, os valores de δ_b estão acima dos valores usuais para tal temperatura.

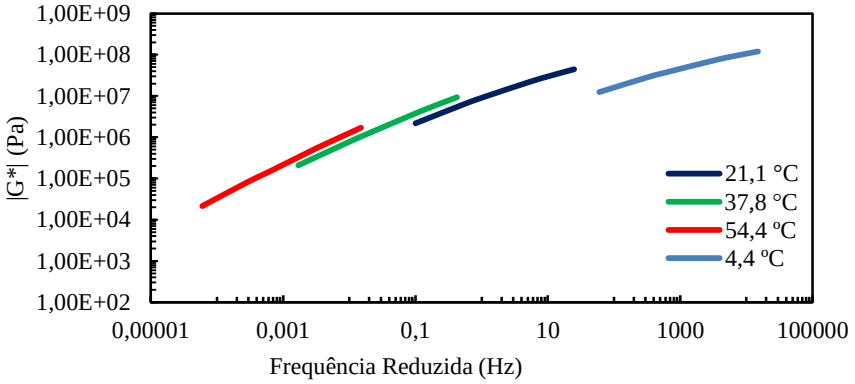


Figura 34. Curva mestra de |G*| de ligantes aplicando os at das misturas

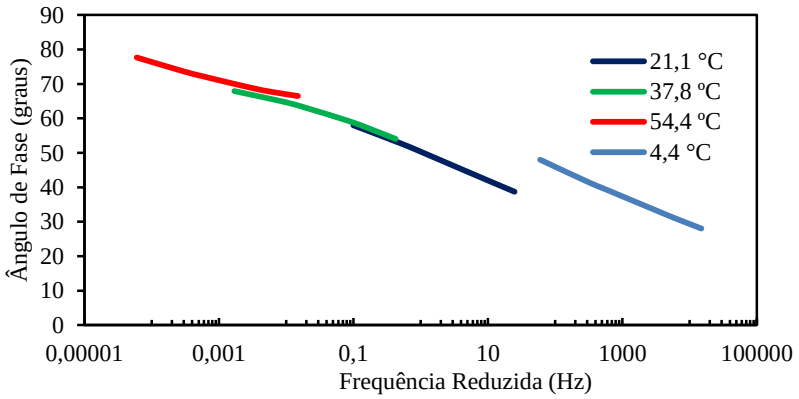


Figura 35. Curva mestra de δ_b de ligantes aplicando os at das misturas

Constatados os indícios de que houve erros experimentais a 4,4ºC, optou-se por descartar tais dados. Desta maneira, optou-se por reajustar as isotermas para a construção de novas curvas mestras, de modo a atender tanto o |G*| quanto o δ_b.

Por exemplo, analisando-se as Figuras 36 e 37, se a isoterma de 54,4ºC de |G*| for deslocada para a direta, com o intuito de ocorrer a sobreposição com a isoterma de 37,8ºC, percebe-se que a isoterma de 54,4ºC de δ_b se distanciará da curva de 37,8ºC. Isto impossibilita a determinação de fatores de deslocamento que atendam ao |G*| e ao δ_b simultaneamente. Assim, foram adotados fatores de deslocamento intermediários entre |G*| e δ_b na construção das curvas mestras dos 7 ligantes caracterizados por Gouveia (2016).

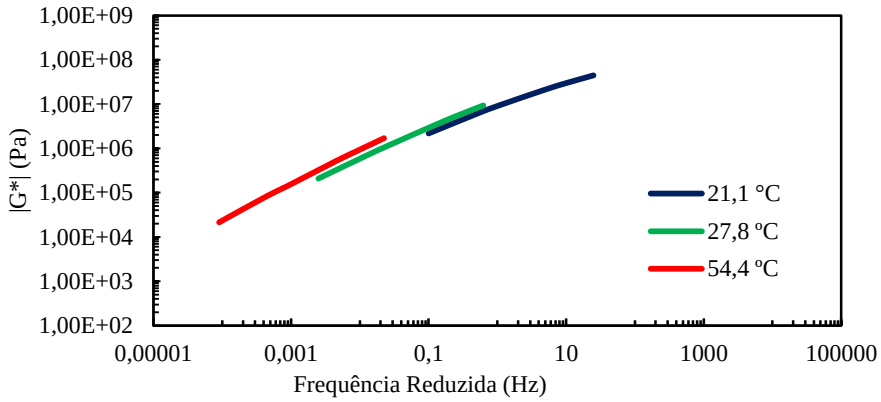


Figura 36. Curva mestra de |G*| de ligante sem temperatura de 4,4ºC

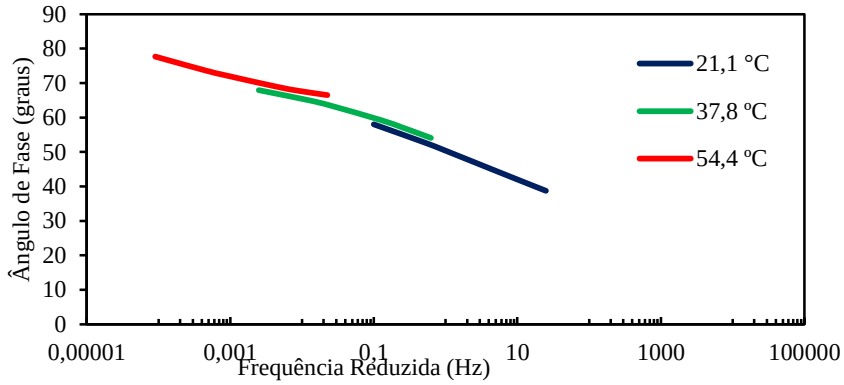


Figura 37. Curva mestra de δ_b de ligante sem temperatura de 4,4ºC

Os novos dados nas temperaturas baixas foram obtidos através da extrapolação das curvas mestras construídas a partir das temperaturas de 54,4, 37,8 e 21,1 ºC, tanto para |G*| como para δ_b. Pode-se observar que os valores extrapolados acompanham os resultados experimentais de |G*| e δ_b, conforme ilustrado nas Figuras 38 e 39. Com isso, substituiu-se os valores de |G*| e δ_b, nas temperaturas baixas, para valores mais próximos dos reais, dentro do possível.

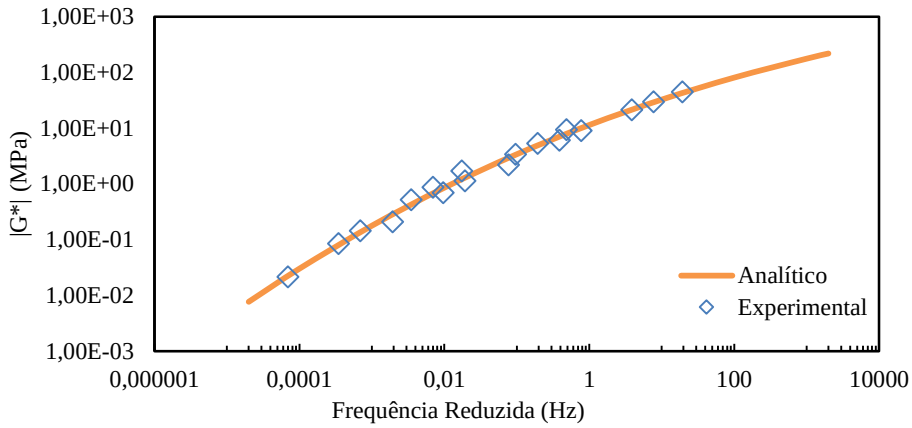


Figura 38. Extrapolação da curva mestra de |G*| de ligante para temperaturas frias

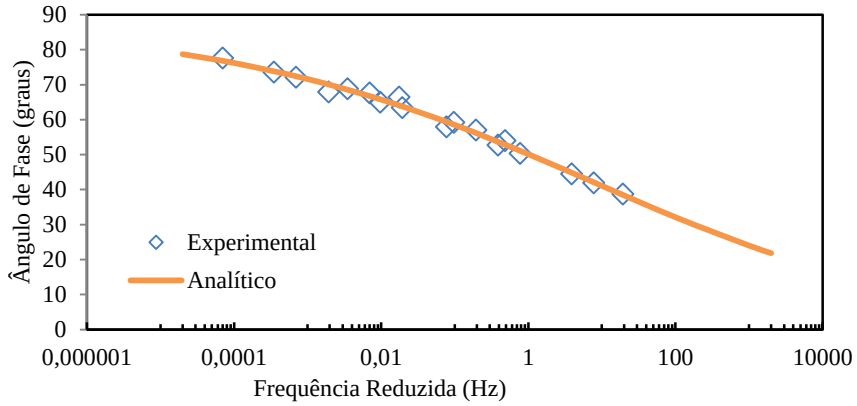


Figura 39. Extrapolação da curva mestra de δ_b para temperaturas frias

3.3.2 Comparação dos Novos Fatores de Deslocamento de Temperatura

Finalmente, foi realizada a comparação dos novos fatores de deslocamento *versus* temperatura de ensaio para o banco de dados de Gouveia (2016), com os resultados dos 7 ligantes ajustados conforme descrito anteriormente. Os fatores de deslocamento de misturas e ligantes se aproximaram consideravelmente. Nota-se, ainda, que as linhas de tendência dos dois conjuntos estão mais próximas. Com tais dados ajustados, os respectivos modelos de previsão de rigidez de misturas, que usam as curvas mestras de |G*| e δ_b do ligante como parâmetro de entrada, podem ser apropriadamente deslocados para outras temperaturas.

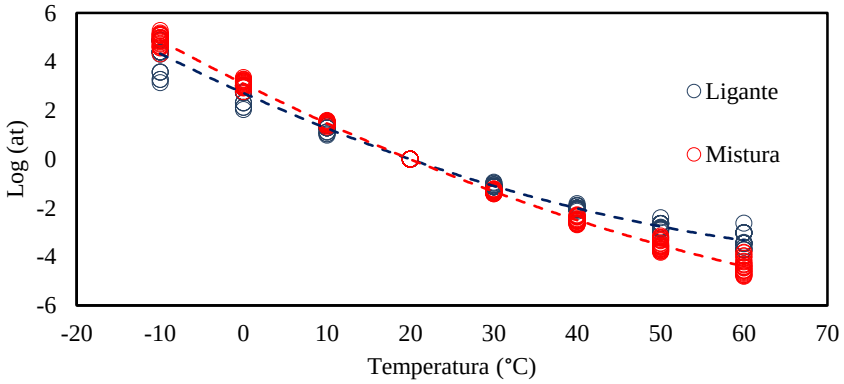


Figura 40. Comparação entre os at de ligantes e misturas após os ajustes.

3.4 Verificação dos Modelos de Previsão de Rigidez de Misturas

Com os dados dos ensaios de |G*|, δ_b, |E*| e δ_m e das propriedades volumétricas e granulométricas das 56 misturas asfálticas, foram analisados os modelos de Christensen *et al.* (2003), Bari e Witczak (2006), Mateos e Soares (2015) e Sakhaeifar *et al.* (2015). O desempenho de cada modelo foi avaliado a partir da comparação entre os respectivos valores experimentais e previstos de módulo dinâmico. Depois de plotados tais valores em relação à linha de igualdade, foram determinados os parâmetros estatísticos R^2, RMSE e Se/Sy.

O coeficiente de determinação (R^2) é uma medida de ajustamento dos modelos preditivos em relação aos valores medidos em testes de laboratório. Seu valor varia entre 0 e 1. Valores mais próximos de 1 indicam que o modelo avaliado apresenta boas previsões dos dados experimentais. O *root-mean-square error* (RMSE) também é usado para medir a capacidade preditiva dos modelos. Tal cálculo é feito a partir da diferença, ponto a ponto, entre os valores previstos e experimentais do módulo dinâmico. Esta diferença é elevada ao quadrado para eliminar a possibilidade de erro de interpretação sobre o desvio observado entre os dois conjuntos de dados comparados. Se/Sy é a razão entre o erro padrão dos valores estimados de módulo e o desvio dos valores medidos. Valores próximos de zero para os parâmetros RMSE e Se/Sy indicam previsões eficazes. Tais parâmetros estatísticos podem ser obtidos conforme as Equações 30, 31, 32 e 33.

$$R^2 = 1 - \frac{\sum(\hat{y}_i - y_i)^2}{\sum(y_i - \bar{y})^2} \quad (30)$$

$$RMSE = \sqrt{\frac{\sum(\hat{y}_i - y_i)^2}{n}} \quad (31)$$

$$Se = \sqrt{\frac{\sum(yi - \hat{y}i)^2}{(n-1)}} \quad (32)$$

$$Sy = \sqrt{\frac{\sum(yi - \bar{y})^2}{(n-1)}} \quad (33)$$

Onde:

R^2	=	coeficiente de determinação;
RMSE	=	*root-mean-square error*;
y_i	=	módulo experimental;
$\hat{y}_i$	=	módulo previsto;
$\bar{y}$	=	média dos valores de módulo;
n	=	tamanho da amostra;

3.5 Calibração de Modelos de Previsão de Rigidez de Misturas

Após as avaliações dos modelos com os fatores de calibração originais, foram realizadas as novas calibrações das quatro equações para previsão de |E*| e E', a partir de 46 misturas asfálticas escolhidas aleatoriamente no banco de dados. A calibração foi realizada através de regressões lineares de múltiplos parâmetros. Esta técnica estatística é utilizada para construir modelos que descrevam, de maneira razoável, as relações existentes entre variáveis independentes e dependentes. A calibração dos modelos com os dados brasileiros é fundamental, visto que originalmente foram desenvolvidos e calibrados com base em dados de misturas asfálticas com características diferentes.

Nesta análise, os pesos de cada variável independente dos modelos avaliados foram alterados até que fosse obtido o maior R^2 possível. Destaca-se que as calibrações foram realizadas mantendo-se todos os critérios adotados pelos autores. Assim, os parâmetros de entrada de cada modelo calibrado devem ser idênticos aos modelos originais. Os modelos com as novas calibrações, então, puderam ser comparados com as equações originais, obtidas a partir de misturas asfálticas de outros países.

As equações 34, 35, 36 e 37 indicam os parâmetros de calibração representados por "P_1" até "P_{47}", dos modelos de Christensen *et al*. (2003), Bari e Witczak (2006), Mateos e Soares (2015) e Sakhaeifar *et al*. (2015), respectivamente. Os ajustes dos coeficientes foram realizados com o auxílio do software Microsoft Excel®. Realizou-se o método dos mínimos quadrados. Primeiramente, foi calculado o somatório do quadrado dos erros entre o logaritmo dos módulos dinâmicos medidos e o logaritmo dos módulos dinâmicos previstos pelas calibrações originais. Em seguida, foi aplicada a função *Solver*, estipulando que o somatório dos erros fosse igual a zero e que somente os coeficientes que precedem as variáveis independentes dos modelos variassem. Em posse dos novos coeficientes de ajustes gerados pelo Excel®, obteve-se os novos modelos calibrados, tanto para |E*| quando para E'.

Na Equação 34 do modelo de Christensen *et al.* (2003), por questões constitutivas, somente o valor de rigidez do agregado (E_a) pôde ser alterado. Qualquer outra modificação de valores interferiria nos princípios do modelo. Somente os coeficientes P_1, P_2 e P_3, da Equação 35, que definem o P_c, são obtidos diretamente por métodos de regressão múltipla não linear.

$$|E^*| \text{ ou } E' = P_c[E_a(1-\frac{VAM}{100}) + 3|G_b^*|(\frac{RBV \cdot VAM}{10.000})] + (1-P_c)[\frac{1-\frac{VAM}{100}}{E_a} + \frac{VAM}{3 \cdot RBV \cdot |G_b^*|}]^{-1} \quad (34)$$

$$P_c = \frac{(P_1 + \frac{RBV \cdot 3|G_b^*|}{VAM})^{P_3}}{P_2 + (\frac{RBV \cdot 3|G_b^*|}{VAM})^{P_3}} \quad (35)$$

Inicialmente, foram calibrados os valores de P_1, P_2 e P_3, mantendo o E_a original de 4.200.000 Psi (≅30.000 MPa). No entanto, o modelo calibrado não estava apresentando resultados consideravelmente melhores. Em seguida, entrando com os valores de |E*| experimentais na equação, foi isolado o P_c. Dessa maneira, foram obtidos os valores ideais de P_c em que o modelo previa com exatidão os valores de |E*|. Os valores de P_c assim calculados variaram de 0 e 1,6 (Figura 41a). Contudo, essa equação de P_c apresenta resultados que só variam entre 0 e 1, mostrando que o ajuste somente dos coeficientes de calibração do modelo de Christensen (2003) não seria suficiente.

Depois de diversas análises, percebeu-se que na medida em que eram aumentados os valores de E_a, menores eram os valores de P_c ideal. O valor de rigidez do agregado foi

aumentado gradativamente até que se chegou no valor de 6.500.000 Psi (≅45.000 MPa), onde os valores de P_c permaneceram entre 0 e 1, ou seja, no intervalo de previsão da equação (Figura 41b). Esta definição está embasada no trabalho de Hartmann (2017), que realizou ensaios de microindentação em agregados do estado do Rio de Janeiro e obteve resultados que variaram de 46.000 MPa até 84.000 MPa. Por fim, depois de alterado o valor de E_a, foram calibrados os coeficientes de P_1, P_2 e P_3 do modelo de Christensen *et al.* (2013), obtendo-se resultados consideravelmente melhores para a previsão do |E*| de misturas brasileiras.

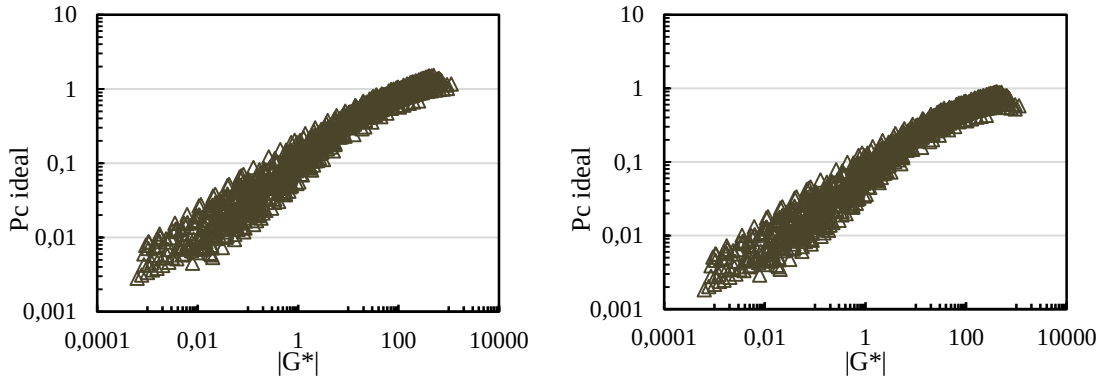


Figura 41. Valores de Pc ideal em função do |G*| para Ea de (a) 4.200.000 Psi (≅30.000 MPa), (b) 6.500.000 Psi (≅45.000 MPa).

Os coeficientes de calibração dos modelos de Bari e Witczak (2006), Mateos e Soares (2015) e Sakhaeifar *et al.* (2015) foram calibrados, mais facilmente, a partir de regressões não lineares múltiplas, igualando as equações para dados de |E*| e E' experimentais. Os coeficientes dessas três equações estão descritos a seguir, respectivamente, conforme as Equações 36, 37 e 38.

$$\begin{aligned}\text{Log}(|E^*| \text{ ou } E') = P_4 + P_5|G_b^*|^{P_6}\Bigg[P_7 + P_8\rho_{200} + P_9\rho_{200}^2 + P_{10}\rho_4 + P_{11}\rho_4^2 + P_{12}\rho_{38} + P_{13}\rho_{38}^2 + P_{14}V_a \\ + P_{15}\left(\frac{V_{beff}}{V_a + V_{beff}}\right)\Bigg] \\ + \frac{P_{16} + P_{17}V_a + P_{18}\left(\frac{V_{beff}}{V_a + V_{beff}}\right) + P_{19}\rho_{38} + P_{20}\rho_{38}^2 + P_{21}\rho_{34}}{1 + e^{(P_{22} + P_{23}\log|G_b^*| + P_{24}\log\delta_b)}}\end{aligned} \quad (36)$$

O modelo de Mateos e Soares (2015) é o único que não possui como parâmetro de entrada a curva mestra de |G*| do ligante, dificultando a previsão em outras

temperaturas que não sejam a temperatura de referência de 20ºC. Assim sendo, os autores apresentam uma equação de fatores de deslocamento de temperatura para a previsão em outras condições de temperatura. Logo, neste trabalho, calibrou-se também uma equação de fatores de deslocamento *versus* temperatura a partir do presente banco de dados de 46 misturas asfálticas. Deste modo, o modelo pode ser utilizado para previsão dos resultados de rigidez na temperatura de referência e então ser deslocado para outras condições.

$$\begin{gathered}\delta = P_{25} \\ \delta + \alpha = P_{26} \\ \beta = P_{27} + P_{28}.VA + P_{29}.\mathrm{Log}(G_{ref}) \\ \gamma = P_{30} + P_{31}\beta \\ Log(a_T) = a_1 T^2 + a_2 T + a_3\end{gathered} \tag{37}$$

Durante as calibrações do modelo de Sakhaeifar *et al.* (2015), uma inconsistência foi encontrada com relação a propriedade Vv. Os coeficientes estavam apresentando sinais opostos do que o esperado. À medida em que aumentavam os vazios na mistura, maiores eram os valores de δ e menores os de γ, comportamento que não é relatado nos outros modelos e que também não foi encontrado neste trabalho a partir de uma análise de matriz de correlação. Diante disso, os coeficientes que antecedem estes parâmetros foram estipulados através de uma análise paramétrica. Foram testados diferentes coeficientes para o Vv, com base no modelo original, sendo adotado o que apresentou melhor ajuste. Acredita-se que isso ocorreu devido à pequena variação desse parâmetro volumétrico no banco de dados, conforme explanado no item 3.1.2, fazendo com que as regressões não capturassem a real influência dessa propriedade.

$$\begin{aligned}\log(|E^*| \text{ ou } E') = {} & P_{32} + P_{33}\rho_{34}^2 + P_{34}\rho_{38} + P_{35}\rho_{200} + P_{36}V_a + P_{37}V_{beff} + P_{38}V_{beff}^2 \\ & + \frac{P_{39} + P_{40}\rho_{38} + P_{41}\rho_{200} + P_{42}\rho_{200}^2 + P_{43}V_a + P_{44}V_{beff} + P_{45}V_{beff}^2}{1 + e^{(P_{46} + P_{47}\log|G^*|)}}\end{aligned} \tag{38}$$

Em posse das 10 misturas asfálticas restantes, não utilizadas na etapa de calibração, foi realizada a verificação dos modelos com os novos ajustes. Da mesma forma que para os modelos na sua forma original, os parâmetros estatísticos R^2, RMSE e Se/Sy foram utilizados na etapa de verificação. Esta etapa objetivou analisar como os modelos se comportam a partir de misturas asfálticas não utilizadas no processo de calibração.

3.6 Simulações no Pavimento com o Programa LVECD

Para analisar as influências que os erros dos modelos preditivos de rigidez podem causar em análises de desempenho de pavimentos, dados experimentais e previstos de E' (com seus respectivos fatores de deslocamento de temperatura) de três misturas asfálticas foram selecionados para simulações com o programa LVECD (misturas A, B e C). Cada mistura selecionada representa uma circunstância diferente: (i) uma cujas previsões pelos modelos subestimam os valores experimentais de |E*|; (ii) outra onde os valores de |E*| são superestimados; e (iii) uma mistura onde os valores previstos de |E*| são muito próximos dos experimentais.

As simulações foram compostas por análises de evolução de dano por fadiga e deformação permanente do revestimento asfáltico, ao longo da vida de serviço dos pavimentos, para as diferentes condições de E'. Optou-se pelo software LVECD, já que trata-se de um *framework* promissor para análises em pavimento, validado para as condições e materiais brasileiros, onde a camada asfáltica é considerada viscoelástica, com cargas em movimento e variações diárias e sazonais do tráfego e da temperatura (ESLAMINIA *et al.*, 2012; NASCIMENTO *et al.*, 2014; WANG *et al.*, 2016). Além do mais, a evolução do dano por trincamento gerado pelo programa está calibrada para previsões de área trincada de pavimentos brasileiros (NASCIMENTO, 2015), enquanto que as análises de deformação permanente do revestimento asfáltico foram validadas por Lacroix (2012) e Bastos (2017).

As simulações foram feitas em uma estrutura típica de pavimento brasileiro, variando-se apenas a rigidez da camada asfáltica, cuja espessura foi de 10 cm. Os módulos de elasticidade adotados para as camadas de base, sub-base e subleito foram de 250 MPa, 200 MPa e 120 MPa, respectivamente, com espessuras de 15 cm e 20 cm para a base e sub-base, respectivamente, conforme ilustrado na Figura 42.

O programa tem como parâmetro de entrada de rigidez das camadas asfálticas os coeficientes da Série de Prony do módulo de relaxação e os fatores de deslocamento de temperatura. Neste trabalho, tais coeficientes da Série de Prony foram obtidos a partir das diferentes curvas mestras de E', conforme as conversões desenvolvidas por Park e Schapery (1999).



Figura 42. Características do pavimento utilizado nas simulações

Para as análises no LVECD, utilizou-se o carregamento do eixo-padrão rodoviário brasileiro, com carga por eixo de 80 kN, área de contato retangular de 21 x 12 cm e pressão de inflação de 800 kPa, a uma velocidade de 80 km/h. Considerou-se um período de projeto de 15 anos, totalizando 3,0 x 10^8 repetições do eixo-padrão. O clima assumido foi o do estado do Paraná, devido a sua alta variação térmica, sendo as análises divididas em 36 períodos por ano: manhã, tarde e noite, ao longo dos 12 meses.

3.6.1 Deformação Permanente do Revestimento Asfáltico

O modelo de deformação permanente adotado pelo LVECD, também conhecido com *Shift Model* (CHOI e KIM, 2013), requer que dois tipos de ensaio sejam realizados nas misturas asfálticas, o *Triaxial Repeated Load Permanent Deformation* (TRLDP) e o *Multiple Stress Sweep* (MSS). No entanto, não é pratica nacional realizar essa caracterização. Em vista disso, foram utilizados, nestas análises, dados de ensaios de deformação permanente das misturas *R*, *RW* e *O* do trabalho de Lacroix (2012), por serem materiais com características próximas ao das três misturas escolhidas para as simulações de pavimento (Tabela 2). Assim, pôde-se realizar as análises de deformação permanente, visto que o objetivo deste trabalho é avaliar tão somente as variações nas análises de dimensionamento a partir de modelos preditivos de rigidez. Ou seja, para cada mistura asfáltica, manteve-se os parâmetros de deformação permanente, variando-se apenas as rigidezes obtidas a partir dos diferentes modelos de previsão ou dos dados experimentais, juntamente com os respectivos fatores de deslocamento de temperatura.

Os ensaios de deformação permanente são realizados a partir de carregamentos cíclicos de compressão sob confinamento. O ensaio TRLDP tem como objetivo a obtenção de uma curva chamada de referência de deformação plástica *versus* número de

ciclos. No trabalho de Lacroix (2012), essa curva é obtida a partir de um carregamento de pulso de 1,26 segundos e repouso de 10 segundos, com tensão confinante de 69 kPa e tensão desvio de 690 kPa, a 54ºC. Em seguida, são realizados os ensaios MSS nas temperaturas de 26, 44 e 54°C, em diferentes condições de tempo de pulso, repouso e tensão desvio (485, 690 e 897 kPa), sempre com tensão confinante de 69 kPa. Realizados esses ensaios, a partir da curva de referência e de deslocamentos de tempo-temperatura e tempo-tensão desvio, obtém-se os parâmetros necessários para o modelo viscoplástico, conforme as equações 39, 40, 41 e 42. Mais detalhes podem ser encontrados nos trabalhos de Lacroix (2012) e Choi (2013).

$$\varepsilon_{vp} = \frac{\varepsilon_0 . N_{ref}}{(N_1 + N_{red})^{\beta}} \tag{39}$$

$$N_{ref} = N \times 10^{a_{total}} \tag{40}$$

$$a_{\xi p} = p_1 \log(\xi_p)^{p_2} + p_3 \tag{41}$$

$$a_{\sigma v} = d_1 \left(\frac{\sigma_v}{P_a}\right)^{d_2} + d_3 \tag{42}$$

Onde:

ε_0,N_1 e β = coeficientes da curva mestra de referência de deformação plástica;

N_{ref} = número de ciclos para a condição de carregamento de referência;

$a_{\xi p}$ = função de deslocamento tempo-temperatura;

$a_{\sigma v}$ = função de deslocamento tempo-tensão desvio;

a_{total} = $a_{\xi p} + a_{\sigma v}$

ξ_p = tempo de carregamento reduzido (s);

σ_v = tensão vertical (kPa);

P_a = pressão atmosférica (101,325 kPa);

p_1, p_2, d_1, d_2 e d_3 = parâmetros de ajuste.

Tabela 2. Parâmetros do modelo de deformação permanente adotados

Mistura	β	ε_0	N_1	p_1	p_2	p_3	d_1	d_2	d_3
A	0,689	0,002	3,68	-9,0307	-0,029	9,1873	0,038	1,558	-0,747
B	0,641	0,002	1,994	15,298	0,0263	-14,779	0,062	1,391	-0,898
C	0,643	0,002	0,399	-8,1362	-0,037	8,4277	0,155	1,104	-1,286

3.6.2 Trincamento por Fadiga

Para as análises de vida de fadiga, considerando os critérios adotados pelo LVECD, além do módulo de relaxação, foi necessário obter os parâmetros de dano do modelo S-VECD das misturas asfálticas: os coeficientes da curva característica de dano (C *versus* S) e da envoltória de ruptura baseada na taxa média de liberação de pseudo-energia (G^R), conforme equações 43 e 44. Esses parâmetros foram obtidos a partir de ensaios de fadiga de tração direta cíclica realizados no CENPES, para as três misturas consideradas (Tabela 3). Tais ensaios são feitos sob deformação controlada, a 10 Hz e 20°C. Detalhes sobre os ensaios de fadiga, do modelo S-VECD e das simulações de área trincada no programa LVECD podem ser obtidos no trabalho de Nascimento (2015).

$$C(S) = e^{aS^b} \tag{43}$$

$$G^R = \gamma N_f^{\delta} \tag{44}$$

Onde:

C = pseudo-rigidez;

S = parâmetro de dano;

a,b,δ = parâmetros do modelo;

G^R = taxa média de liberação de pseudo-energia;

N_f = número de ciclos;

De posse dos parâmetros de deformação permanente obtidos do trabalho de Lacroix (2012), bem como do modelo S-VECD definidos por meio dos ensaios cíclicos no CENPES, pôde-se rodar as simulações de pavimento com o programa LVECD e avaliar a influência dos erros de previsão de rigidez, oriundos do uso dos modelos empíricos calibrados neste estudo, na previsão de desempenho de pavimentos flexíveis.

Tabela 3. Parâmetros do modelo de trincamento por fadiga

Mistura	C10	C11	C12	α	a	b
A	1	0,000753	0,58646	3,2	8,506E+07	-1,527
B	1	7,09E-05	0,81166	2,7	4,673E+06	-1,348
C	1	0,001530	0,52846	3,4	3,710E+06	-1,211

4 RESULTADOS

Os resultados desta pesquisa foram divididos em três seções. Nas duas primeiras, estão apresentados os resultados referentes às avaliações e às calibrações dos modelos de |E*| e E'. Na última, estão as simulações do comportamento mecânico de um pavimento típico usando o LVECD e propriedades viscoelásticas previstas pelos modelos calibrados.

4.1 Avaliação dos Modelos Preditivos de |E*|

Considerando o banco de dados total de 56 misturas asfálticas, foi preparada uma matriz de correlação entre os parâmetros de entrada dos modelos e os coeficientes da função sigmoidal, conforme Tabela 4. Assim, pode-se aferir sobre as construções dos modelos empíricos de Bari e Witczak (2006), Mateos e Soares (2015) e Sakhaeifar *et al*. (2015).

Tabela 4. Matriz de correlação entre os parâmetros de entrada dos modelos e os coeficientes da função sigmoidal.

	p200	*p4*	*p38*	*p34*	*Vv*	*Vbe*	*VAM*	*RBV*	*Gref*	*δ*	*α*	*β*	*ϒ*
p200	1,00												
p4	0,36	1,00											
p38	0,41	0,77	1,00										
p34	-0,29	0,30	-0,03	1,00									
Vv	-0,43	-0,21	-0,09	0,07	1,00								
Vbe	-0,36	-0,77	-0,68	-0,22	-0,16	1,00							
VAM	-0,56	-0,82	-0,68	-0,17	0,29	0,89	1,00						
RBV	0,05	-0,37	-0,39	-0,20	-0,74	0,78	0,42	1,00					
Gref	0,32	0,41	0,31	-0,06	-0,24	-0,33	-0,42	-0,06	1,00				
δ	0,19	-0,05	0,10	-0,06	-0,22	0,08	-0,01	0,18	-0,50	1,00			
α	-0,13	0,07	-0,08	0,05	0,18	-0,12	-0,04	-0,18	0,52	-0,99	1,00		
β	-0,23	-0,49	-0,30	-0,14	0,06	0,52	0,53	0,31	-0,80	0,67	-0,71	1,00	
ϒ	0,29	0,30	0,10	0,19	-0,21	-0,15	-0,24	0,05	0,30	-0,47	0,49	-0,50	1,00

Entre os parâmetros adotados para a realização da matriz de correlação, pode-se observar que a variável que mais influencia os parâmetros da função sigmoidal é o G_{ref} adotado no modelo de Mateos e Soares (2015). Tal propriedade obteve um R de -0,50, 0,52, -0,80 e 0,30 para os coeficientes de ajuste δ, α, β e ϒ, respectivamente. Estes são valores muito mais significativos do que os encontrados para as propriedades granulométricas e volumétricas, indicando uma forte correlação entre a rigidez dos ligantes e os coeficientes de ajustes das curvas mestras de |E*|.

Mateos e Soares (2015) utilizaram o G_{ref} para prever o coeficiente β das curvas mestras sigmoidais das misturas. Esta escolha está adequada para o banco de dados desta pesquisa, pois essa propriedade se correlaciona inversamente com o β com um elevado R de -0,80. O outro parâmetro utilizado para prever o β foi o Vv. Entretanto, neste trabalho, obteve-se um R baixo, de 0,06. O Vv apresentou melhor correlação com os parâmetros δ, α e Υ do que com o β. Os autores também utilizam somente os valores previstos de β para preverem o Υ. De fato, esse parâmetro é o que melhor se correlaciona com Υ, contudo a correlação encontrada com essa propriedade foi de -0,50. Além disso, devido a essa escolha na construção do modelo, erros de previsão de β podem acarretar em maiores erros nas previsões de Υ. Por fim, os coeficientes δ e α são fixos nesse modelo.

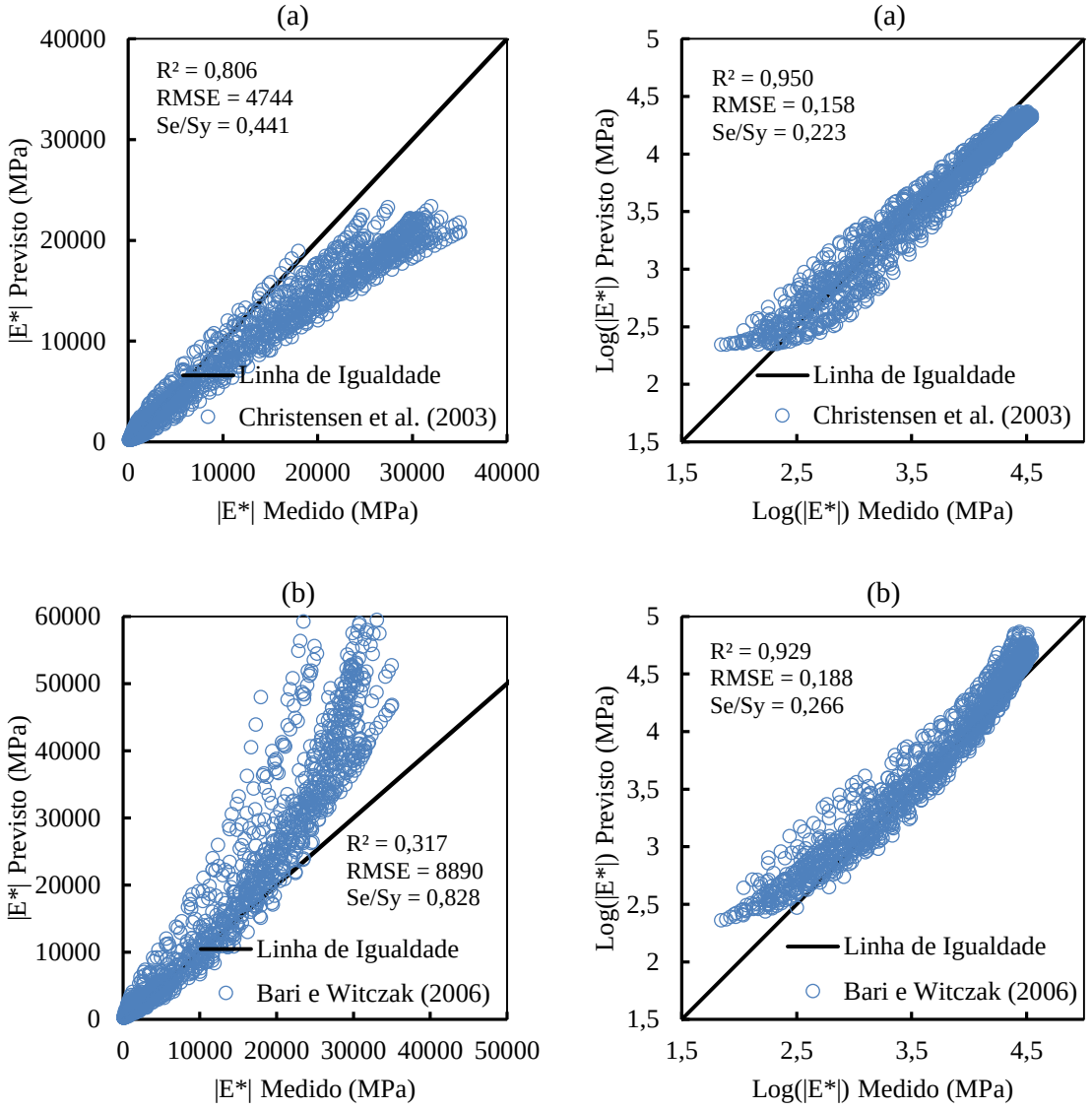
Essa correlação não pode ser feita diretamente com os coeficientes dos modelos de Bari e Witczak (2006) e Sakhaeifar *et al.* (2015), pois ambos os modelos têm como variável independente o |G*| ao invés da frequência reduzida. Dessa maneira, as parcelas das equações não se referem aos quatro coeficientes das curvas mestras de |E*| em função da frequência reduzida. Além disso, o modelo de Bari e Witczak (2006) não se baseia diretamente na função sigmoidal (Equação 10) para prever os valores de |E*|.

Apesar disso, pode-se concluir, pela matriz de correlação, que os parâmetros V_v, p_{200} e RBV são as variáveis que mais influenciam os maiores e menores valores de |E*| para este banco de dados, com exceção do G_{ref}. Nota-se também que há uma forte correlação inversa entre os coeficientes δ e α,com R de -0,99. Isso explica o porquê de tais modelos apresentarem propriedades similares para preverem tanto os valores mínimos como os incrementos de |E*|, sempre com sinais opostos.

4.1.1 Verificação dos Modelos Originais

A seguir estão as verificações dos modelos originais de Christensen *et al.* (2003), Bari e Witczak (2006), Mateos e Soares (2015) e Sakhaeifar *et al.* (2015), para o banco de dados de 56 misturas asfálticas brasileiras. A Figura 44 mostra a comparação entre os |E*| medidos em laboratório e os valores previstos para cada modelo. Os gráficos da esquerda apresentam os resultados de módulo na escala aritmética enquanto os da direita, na escala logarítmica. Os valores de módulo de uma mesma mistura possuem muita variação, sendo necessária sua representação nas duas escalas. Enquanto a escala

logarítmica permite um melhor entendimento da eficácia dos modelos para os baixos valores de módulo, a escala aritmética proporciona isso para os altos valores de módulo. Para permitir as análises estatísticas, são identificados nos gráficos, para as duas escalas, os parâmetros estatísticos R², RMSE e Se/Sy obtidos.



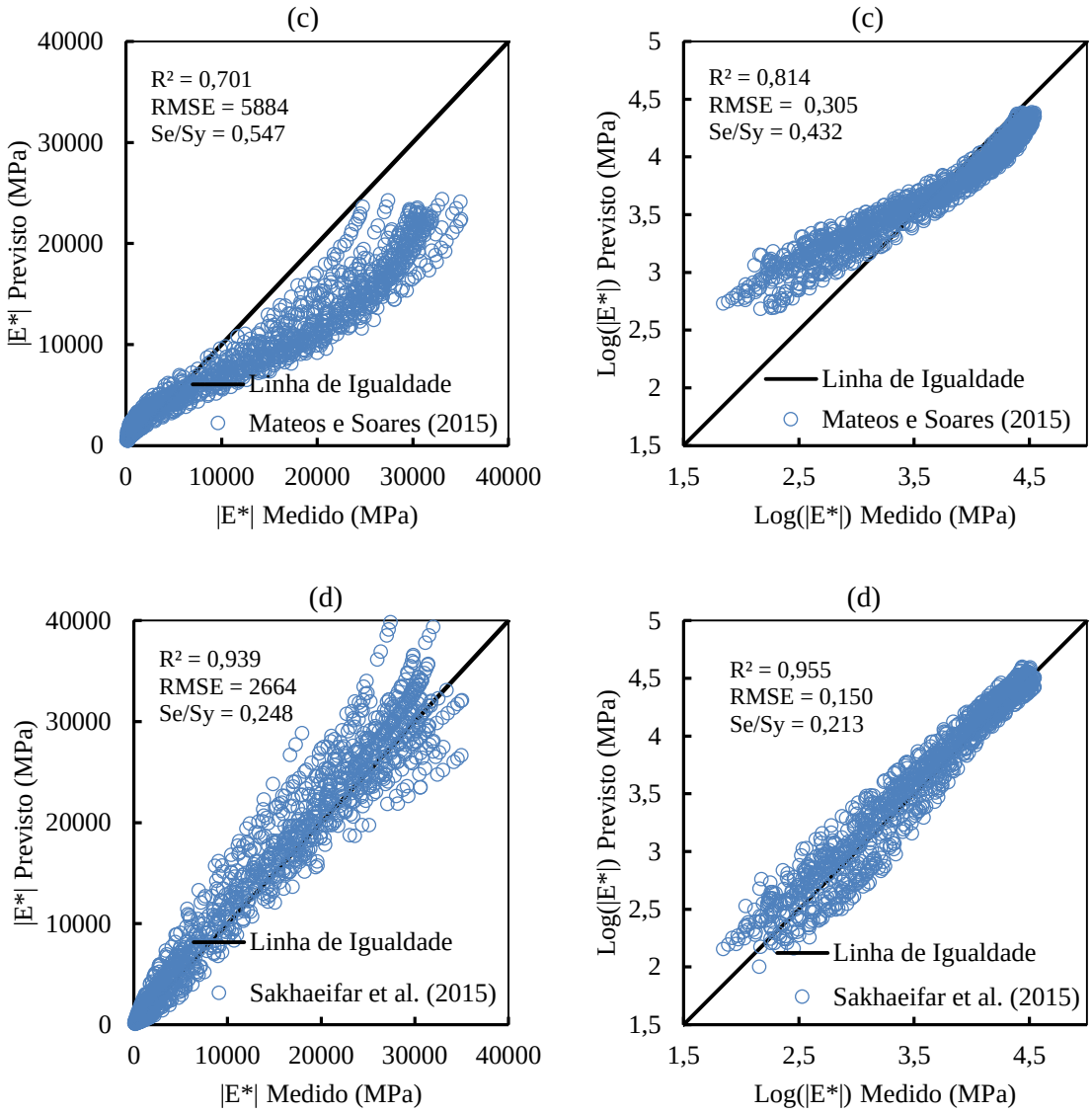


Figura 43. Verificação dos modelos originais de previsão de |E*| para 56 misturas: (a) Christensen *et al.* (2003), (b) Bari e Witczak (2006), (c) Mateos e Soares (2015), (d) Sakhaeifar *et al*. (2015)

Como observado, as relações entre os valores previstos e medidos em laboratório geralmente não seguem muito bem uma perfeita correlação. Além disso, houve significativa dispersão nas nuvens de pontos, o que não é desejável. Os R^2 dos gráficos em escala logarítmica são maiores do que os dos gráficos correspondentes em escala aritmética, indicando melhores previsões para os baixos módulos, mas ainda assim não apresentam valores tão elevados. Os parâmetros estatísticos para a escala aritmética ficaram muito baixos, mostrando que os modelos apresentam pouca eficácia para os altos valores de módulo.

O modelo de Sakhaeifar *et al.* (2015) apresentou os melhores resultados, em ambas as escalas. Acredita-se que isto possa ter ocorrido por este ser um dos modelos mais recentes e ter sido calibrado englobando o maior número de misturas asfálticas em comparação aos demais modelos.

O modelo de Christensen *et al*. (2003) apresentou resultados razoáveis na escala logarítmica, mas percebe-se que o modelo subestimou os valores mais elevados de |E*|. Esta discrepância é melhor evidenciada na escala aritmética, que permite constatar um grande distanciamento entre valores previstos e medidos.

O modelo de Bari e Witczak (2006) apresentou afastamento da linha de igualdade nos baixos e altos valores de módulo, na escala logarítmica, com uma tendência de superestimação. A escala aritmética evidencia a discrepância, principalmente para os altos valores de |E*|.

Por último, o modelo de Mateos e Soares (2015), apresentou boas previsões na escala logarítmica. Já na escala aritmética, apresentou previsões melhores apenas do que o modelo de Bari e Witczak (2006). Estes resultados indicam que o modelo de Mateos e Soares (2015) não forneceu boas previsões para os diferentes valores de |E*| das curvas mestras.

O modelo de Christensen *et al.* (2003) superestimou os altos valores de |E*|, como pode-se observar nos resultados obtidos na escala aritmética, e obteve bons resultados na escala logarítmica. No entanto, nesta escala, pode-se perceber uma leve tendência do modelo subestimar os baixos valores de |E*|, esse comportamento também foi encontrado por Al-Khateeb *et al*. (2006) (Figura 12), Yu e Shen (2012) (Figura 13) e por Sakhaeifar *et al*. (2015) (Figura 10). Este último trabalho também apresenta os resultados do modelo de Christensen *et al.* (2003) na escala aritmética, constatando o mesmo comportamento do modelo de superestimação dos valores de |E*| das misturas asfálticas analisadas.

O modelo de Bari e Witczak (2006) apresentou valores razoáveis na escala logarítmica, muito próximos dos apresentados por Christensen *et al.* (2003), mostrando que o modelo possuí boa eficácia para valores baixos de |E*|. Entretanto, pode-se perceber que erros muito grandes foram encontrados quando analisado os resultados na escala aritmética, obtendo um R^2 de 0,317. Resultados similares foram encontrados por Mateos

e Soares (2015), que relatam que o modelo de Bari e Witczak (2006), em média, superestimou os valores experimentais em 95% aproximadamente. Também, esses erros de superestimação do modelo também foram encontrados por Robbins (2009). Nesta pesquisa, os valores do modelo superestimaram os valores reais em média de 40%. Analisando os valores obtidos por Sakhaeifar *et al.* (2015) (Figura 10), pode-se também constatar esta superestimação.

Para o modelo de Mateos e Soares (2015) foram encontrados parâmetros estatísticos baixos para as duas escalas. Gouveia (2016) analisou esse modelo e em sua pesquisa obteve bons resultados. Contudo, a autora analisou a equação de uma forma diferente da exposta por Mateos e Soares (2015), conforme pode ser conferido em seu trabalho. Neste trabalho, optou-se por seguir a configuração original dos autores. Gouveia (2016) também analisou os modelos de Bari e Witczak (2006), Christensen *et al.* (2003) e Sakhaeifar *et al.* (2015) encontrando valores diferentes, sendo que os três modelos obtiveram resultados preditivos aquém dos apresentados aqui (Figura 14).

Com exceção do modelo de Mateos e Soares (2015), todos os demais resultados de verificação dos modelos originais estão muito próximos dos apresentados por Sakhaeifar *et al.* (2015). Ademais, o modelo original de Sakhaeifar *et al.* (2015) obteve as melhores previsões de módulo dinâmico nas duas escalas.

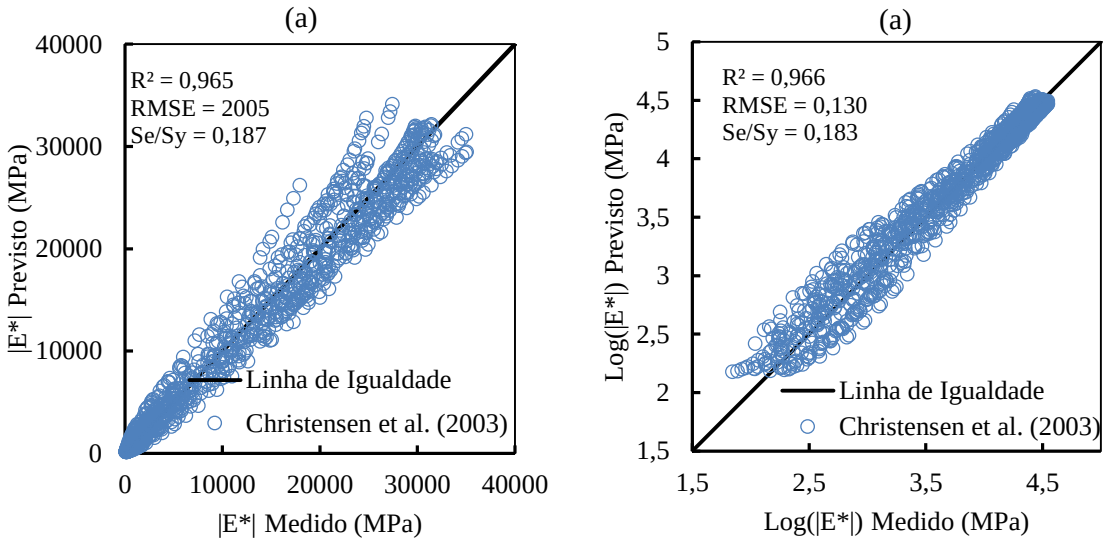
4.1.2 Calibração dos Modelos Originais

Os desvios entre as previsões e os dados de laboratório eram esperados, uma vez que os modelos em estudo foram desenvolvidos e calibrados para misturas asfálticas com propriedades diferentes das existentes no país. Para reduzir estes desvios, um esforço de calibração dos modelos considerando 46 misturas do banco de dados de materiais e misturas brasileiras foi realizado. As regressões de múltiplos parâmetros foram realizadas com auxílio da função Solver do Excel®, para determinar os pesos das variáveis independentes de cada um dos quatro modelos avaliados. Os valores dos novos coeficientes calibrados estão apresentados na Tabela 5 e correspondem às Equações 34, 35, 36, 37 e 38.

Tabela 5. Coeficientes calibrados dos modelos para previsão de |E*|

Coeficientes de Calibração	Christensen *et al.* (2003)	Coeficientes de Calibração	Bari e Witczak (2006)	Coeficientes de Calibração	Mateos e Soares (2015)	Coeficientes de Calibração	Sakhaeifar *et al.* (2015)
Ea	6500000	P_4	0,979093	P_{25}	1,876	P_{32}	0,543117
P_1	7,282346	P_5	0,722632	P_{26}	4,479	P_{33}	-0,037340
P_2	850,813131	P_6	-0,005761	P_{27}	-1,164	P_{34}	-0,001719
P_3	0,572060	P_7	7,664029	P_{28}	0,158	P_{35}	0,020537
		P_8	0,072813	P_{29}	-0,964	P_{36}	-0,065968
		P_9	0,001589	P_{30}	-0,423	P_{37}	0,873358
		P_{10}	0,032059	P_{31}	0,192	P_{38}	-0,049353
		P_{11}	-0,000345			P_{39}	7,186715
		P_{12}	-0,063695			P_{40}	-0,002158
		P_{13}	0,001208			P_{41}	0,242758
		P_{14}	-0,101156			P_{42}	-0,020923
		P_{15}	-6,111604			P_{43}	0,063233
		P_{16}	0,274612			P_{44}	-1,189820
		P_{17}	0,075217			P_{45}	0,065408
		P_{18}	3,532629			P_{46}	1,509202
		P_{19}	0,035610			P_{47}	-0,815206
		P_{20}	-0,000638				
		P_{21}	0,003723				
		P_{22}	-3,278765				
		P_{23}	-0,602856				
		P_{24}	1,954312				

A Figura 45 mostra novas comparações entre os valores de |E*| medidos em laboratório e os previstos considerando as equações calibradas. Como esperado, houve uma melhora considerável nos valores de R², RMSE e Se/Sy de todos os modelos. Assim, os modelos empíricos calibrados passaram a considerar as características inerentes às misturas asfálticas brasileiras.



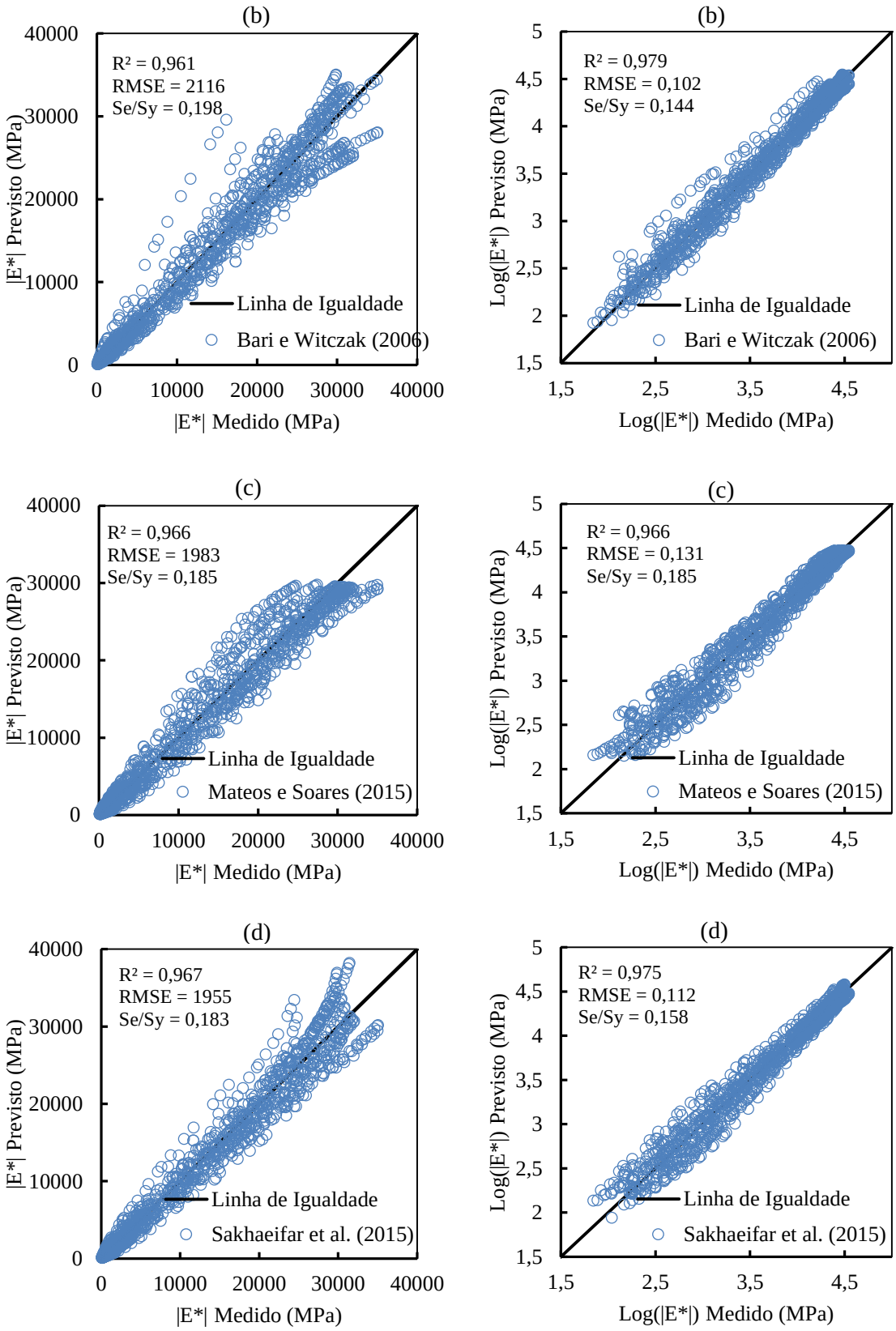


Figura 44. Acurácia dos modelos de previsão de |E*| depois da calibração a partir de 46 misturas asfálticas: (a) Christensen *et al.* (2003), (b) Bari e Witczak (2006), (c) Mateos e Soares (2015), (d) Sakhaeifar *et al.* (2015)

Após a alteração da rigidez do agregado de 30.000 MPa para 45.000 MPa e da alteração dos coeficientes empíricos de calibração do modelo de Christensen *et al.* (2003), pode-se perceber uma melhora nas previsões, principalmente quando observadas na escala aritmética. Obteve-se, por exemplo, uma melhora no RMSE nesta escala de 4744 para 2005. Optou-se pela alteração na rigidez do agregado a partir da observação dos resultados de microindentação realizados por Hartmann (2017), que consideravam agregados de jazidas brasileiras provenientes do estado do Rio de Janeiro. Este conceito de ser necessário alterar a rigidez do agregado também foi adotado por Yu e Shen (2012) (Equação 24). Tais autores, entretanto, arbitraram a rigidez do agregado como sendo de aproximadamente 70.000 MPa, obtendo dessa forma, um melhor ajuste para o modelo de Christensen *et al.* (2003).

Uma considerável evolução na eficácia também foi constatada para o modelo de Bari e Witczak (2006), principalmente para a escala aritmética. O modelo original possuía elevados valores de RMSE, Se/Sy e um R^2 baixo. Quando calibrado, passou a apresentar resultados muito próximos aos de Christensen *et al.* (2003) calibrado. Pode-se observar, por exemplo, que o R^2 antes das calibrações era de 0,317 e subiu para 0,961 após os ajustes, na escala aritmética.

Outro modelo que foi significativamente sensível à calibração com o banco de dados nacional foi o de Mateos e Soares (2015), que antes apresentava R^2 de 0,814 e 0,701, em escalas logarítmica e aritmética, respectivamente, e passou para R^2 de 0,966 em ambas as escalas. Tal modelo apresentou parâmetros estatísticos muito próximos aos do modelo de Christensen *et al.* (2003).

O modelo de Sakhaeifar *et al.* (2015) foi o menos sensível à calibração com o banco de dados brasileiros. Isso ocorreu porque a versão original do modelo já fornecia os melhores resultados de previsão. Embora todos os modelos tenham apresentados resultados muito similares após as calibrações, o modelo de Sakhaeifar *et al.* (2015) obteve as melhores previsões na escala aritmética, enquanto o modelo de Bari e Witczak (2006) obteve os melhores resultados na escala logarítmica.

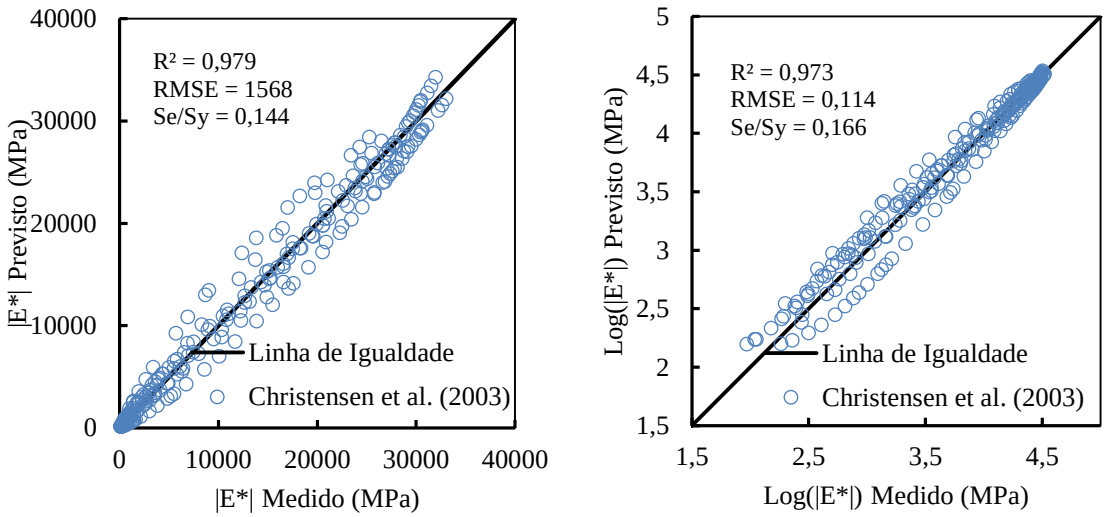
Na escala aritmética, pode-se observar que os parâmetros estatísticos ficaram muito próximos, diferentemente da escala logarítmica, onde claramente pode-se constatar

uma menor dispersão dos valores de |E*| para os modelos de Bari e Witczak (2006) e Sakhaeifar *et al.* (2015). Isso se deve provavelmente ao fato de tais modelos utilizarem parâmetros granulométricos em sua formulação, diferentemente dos modelos de Christensen *et al.* (2003) e Mateos e Saoares (2015). Dessa forma, pode-se inferir a importância da utilização de parâmetros granulométricos para a previsão de |E*|.

4.1.3 Verificação dos Modelos Calibrados

Após o processo de ajuste dos quatro modelos, prosseguiu-se para a etapa de verificação dos modelos calibrados. A Figura 46 mostra os gráficos dos |E*| previstos pelos modelos em comparação com os experimentais de 10 misturas asfálticas não utilizadas no processo de calibração.

Todos os modelos apresentaram forte correlações entre os seus valores de |E*| previstos e os obtidos em laboratório. Os modelos de Christensen *et al.* (2003) e Mateos e Soares (2015) forneceram as melhores previsões para os altos valores de módulo e o modelo de Sakhaeifar *et al.* (2015) destacou-se nas previsões dos baixos valores de |E*|.



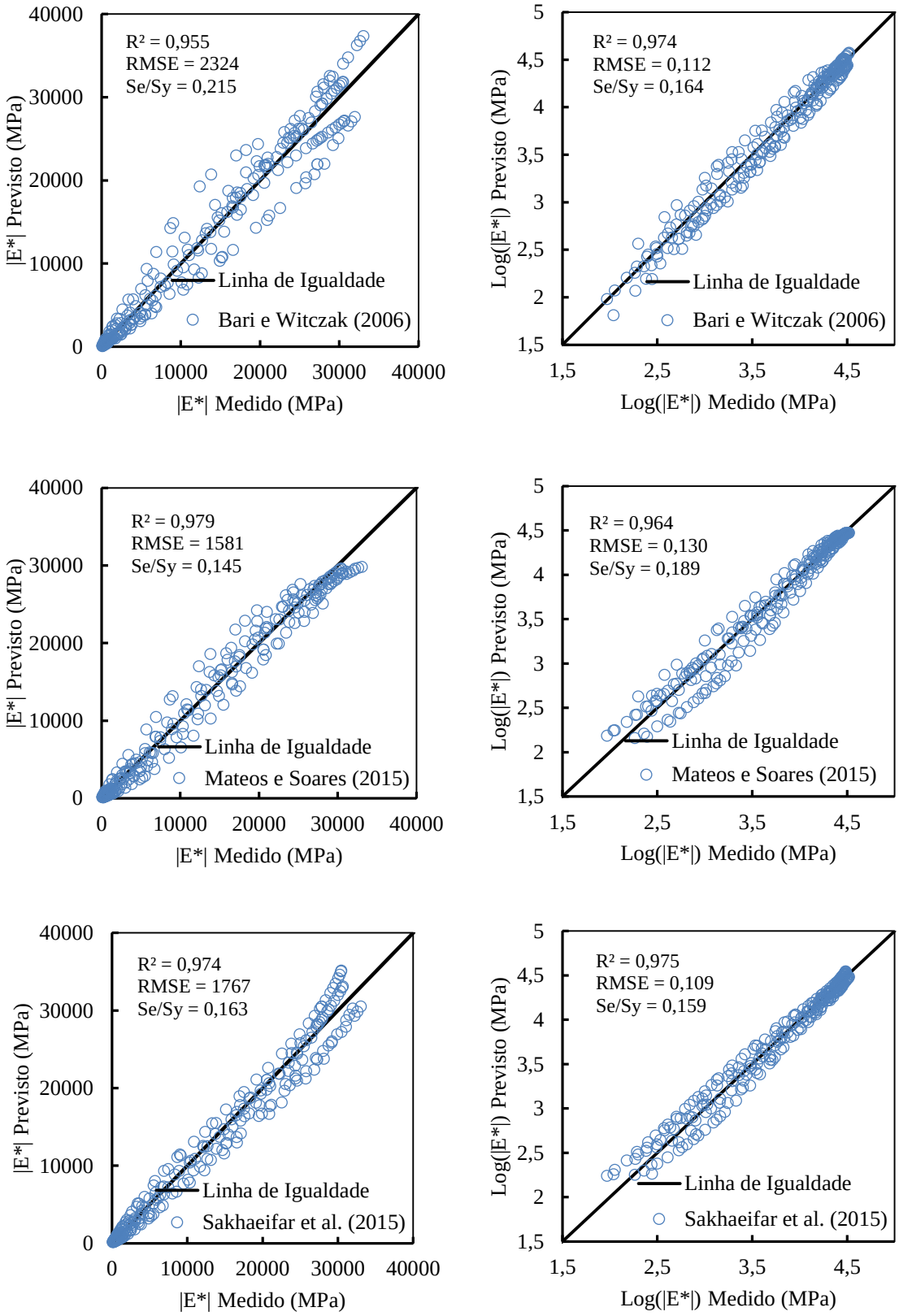


Figura 45. Verificação dos modelos calibrados de |E*| para 10 misturas asfálticas: (a) Christensen *et al.* (2003), (b) Bari e Witczak (2006), (c) Mateos e Soares (2015), (d) Sakhaeifar *et al*. (2015)

Em geral, percebe-se que os resultados de previsão das equações originais são muito diferentes uns dos outros e que cada modelo apresentou um comportamento diferente. Todavia, os resultados das previsões do |E*| das 10 misturas do esforço de verificação considerando os modelos calibrados com as 46 misturas brasileiras foram muito próximos dos experimentais. Isso evidencia que a abrangência e representatividade do banco de dados a ser utilizado no processo de calibração são determinantes na obtenção de boas previsões pelos modelos.

4.2 Avaliação dos Modelos Preditivos de E'

É sabido que materiais viscoelásticos como os asfálticos têm respostas mecânicas defasadas em comparação às solicitações que são impostas a eles. Em ensaios de solicitações cíclicas, esta defasagem é quantificada a partir do parâmetro ângulo de fase, que identifica a tendência de comportamento mais elástico ou mais viscoso dos materiais, como função da temperatura e velocidade de carregamento a que estão submetidos. Assim, a consideração do ângulo de fase em conjunto com o módulo dinâmico é importante para permitir o entendimento sobre o comportamento viscoelástico destes materiais.

Considerando que o |E*| sozinho não é suficiente para permitir a caracterização do comportamento mecânico de materiais asfálticos, optou-se por avaliar a possibilidade do desenvolvimento de modelos de uma outra propriedade, o E', a partir da adaptação dos quatro modelos de previsão de |E*| explorados no estudo. Nota-se que o E' é fundamentalmente uma combinação dos efeitos de rigidez e defasagem entre solicitações e respostas mecânicas, pois, na sua definição, inclui o módulo dinâmico e o ângulo de fase.

4.2.1 Calibração dos Modelos Originais para E'

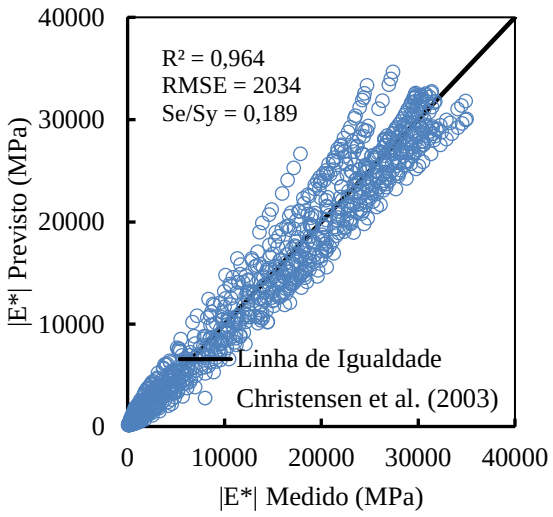
A Tabela 6 mostra os novos coeficientes encontrados para os modelos de Christensen *et al.* (2003), Bari e Witczak (2006), Mateos e Soares (2015) e Sakhaeifar *et al.* (2015), conforme as Equações 34, 35, 36, 37 e 38, respectivamente. Como pode-se observar, a eficácia dos quatro modelos preditivos de E' ficou muito próxima da dos modelos calibrados para o |E*|.

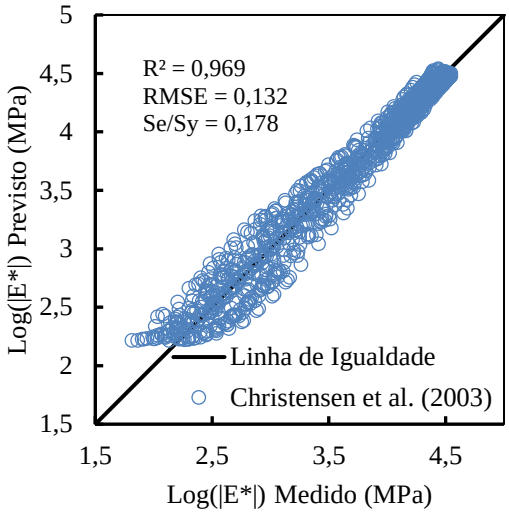
Tabela 6. Coeficientes calibrados dos modelos para previsão de E'

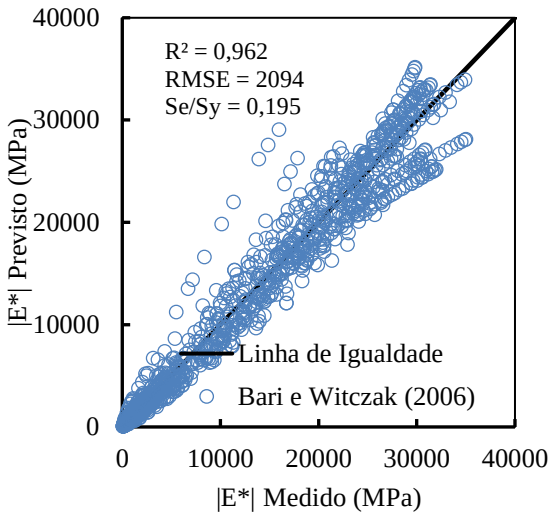
Coeficientes de Calibração	Christensen *et al.* (2003)	Coeficientes de Calibração	Bari e Witczak (2006)	Coeficientes de Calibração	Mateos e Soares (2015)	Coeficientes de Calibração	Sakhaeifar *et al.* (2015)
Ea	6500000	P_4	1,749738	P_{25}	1,945	P_{32}	1,131481
P_1	23,680104	P_5	0,619356	P_{26}	4,471	P_{33}	-0,038602
P_2	1758,056089	P_6	-0,000513	P_{27}	-1,212	P_{34}	-0,000991
P_3	0,632293	P_7	8,257805	P_{28}	0,189	P_{35}	0,028280
		P_8	0,073920	P_{29}	-0,982	P_{36}	-0,049133
		P_9	-0,001142	P_{30}	-0,497	P_{37}	0,724035
		P_{10}	0,031264	P_{31}	0,187	P_{38}	-0,040893
		P_{11}	-0,000331			P_{39}	6,499947
		P_{12}	-0,066000			P_{40}	-0,002732
		P_{13}	0,001231			P_{41}	0,228254
		P_{14}	-0,138748			P_{42}	-0,019995
		P_{15}	-7,024760			P_{43}	0,048241
		P_{16}	-0,314688			P_{44}	-1,027073
		P_{17}	0,091774			P_{45}	0,056208
		P_{18}	3,651509			P_{46}	1,865240
		P_{19}	0,031976			P_{47}	-0,911251
		P_{20}	-0,000558				
		P_{21}	0,003695				
		P_{22}	-4,269737				
		P_{23}	-0,661183				
		P_{24}	2,614514				

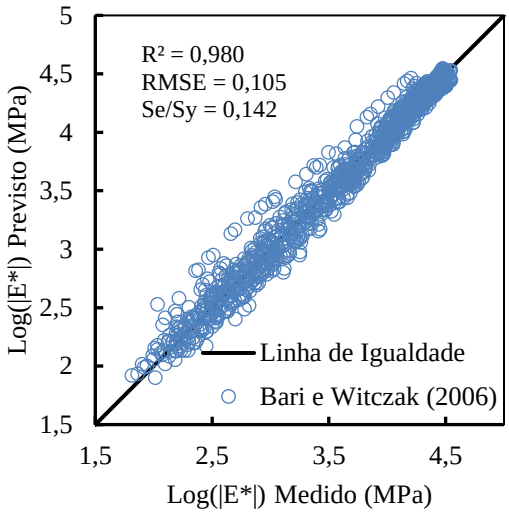
A Figura 47 mostra as novas comparações entre os valores de E' medidos em laboratório e os previstos considerando as equações calibradas conforme os coeficientes da Tabela 4. Isso indica que os modelos de |E*| podem ser adaptados para fornecer boas previsões de E'.

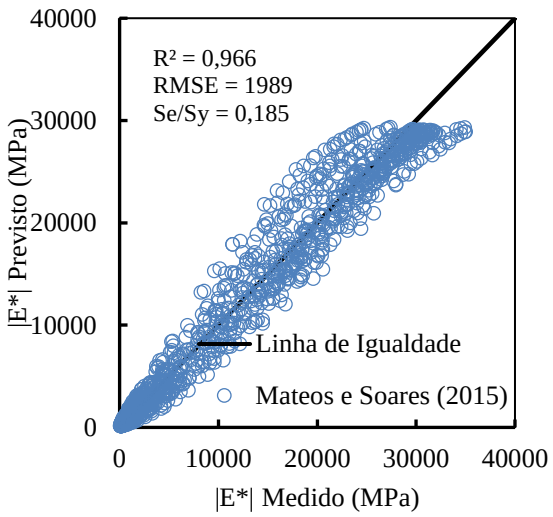
Da mesma forma que para |E*|, pode-se constatar que os modelos de Bari e Witczak (2006) e Sakhaeifar *et al.* (2015) se destacaram nas previsões para os baixos valores de E', como indicado nos gráficos em escala logarítmica, obtendo tais modelos R^2 de 0,980 e 0,976, respectivamente. Na escala aritmética, os resultados novamente ficaram muito próximos, destacando-se o modelo de Sakhaeifar *et al.* (2015), com um R^2 de 0,968. Os modelos de Christensen *et al.* (2003) e Mateos e Soares (2015) novamente apresentaram uma dispersão dos resultados um pouco maior na escala logarítmica, ficando com R^2 de 0,969 e 0,967, respectivamente. Em geral, todos os modelos apresentaram parâmetros estatísticos elevados após as calibrações de E' para o banco de dados de 46 misturas asfálticas brasileiras.

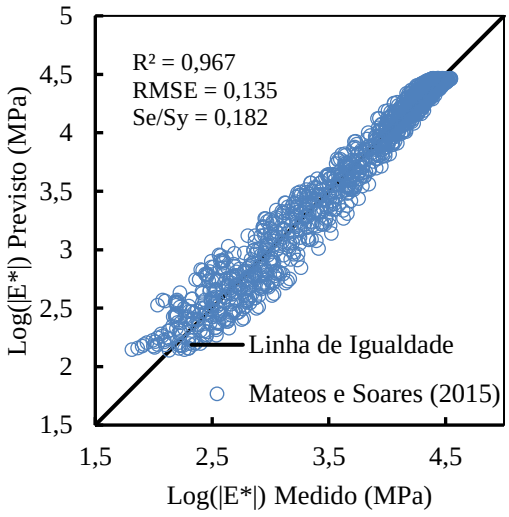

R² = 0,964
RMSE = 2034
Se/Sy = 0,189
Linha de Igualdade
Christensen et al. (2003)
|E*| Previsto (MPa)
|E*| Medido (MPa)
0
10000
20000
30000
40000


R² = 0,969
RMSE = 0,132
Se/Sy = 0,178
Linha de Igualdade
Christensen et al. (2003)
Log(|E*|) Previsto (MPa)
Log(|E*|) Medido (MPa)
1,5
2
2,5
3
3,5
4
4,5
5


R² = 0,962
RMSE = 2094
Se/Sy = 0,195
Linha de Igualdade
Bari e Witczak (2006)
|E*| Previsto (MPa)
|E*| Medido (MPa)
0
10000
20000
30000
40000


R² = 0,980
RMSE = 0,105
Se/Sy = 0,142
Linha de Igualdade
Bari e Witczak (2006)
Log(|E*|) Previsto (MPa)
Log(|E*|) Medido (MPa)
1,5
2
2,5
3
3,5
4
4,5
5


R² = 0,966
RMSE = 1989
Se/Sy = 0,185
Linha de Igualdade
Mateos e Soares (2015)
|E*| Previsto (MPa)
|E*| Medido (MPa)
0
10000
20000
30000
40000


R² = 0,967
RMSE = 0,135
Se/Sy = 0,182
Linha de Igualdade
Mateos e Soares (2015)
Log(|E*|) Previsto (MPa)
Log(|E*|) Medido (MPa)
1,5
2
2,5
3
3,5
4
4,5
5

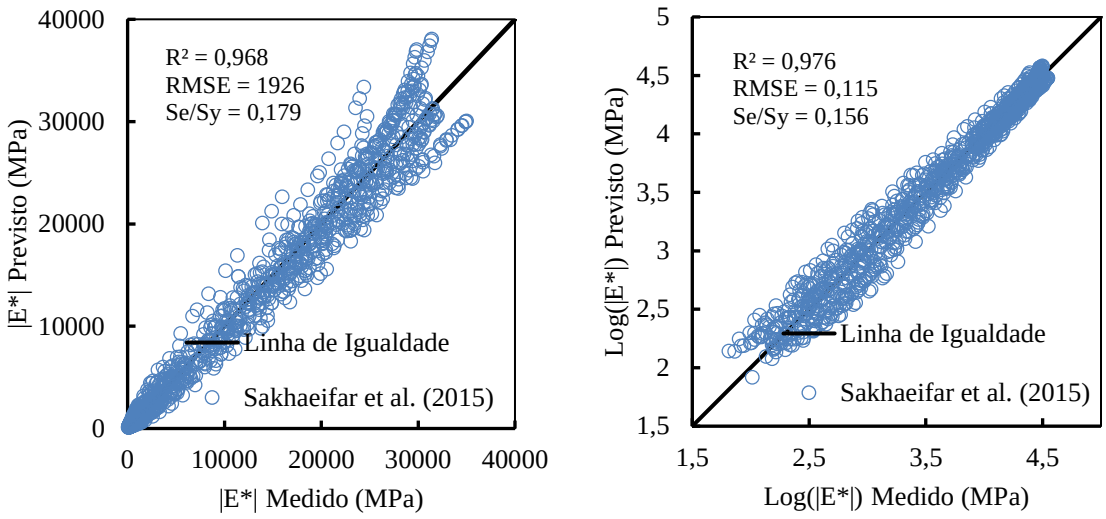
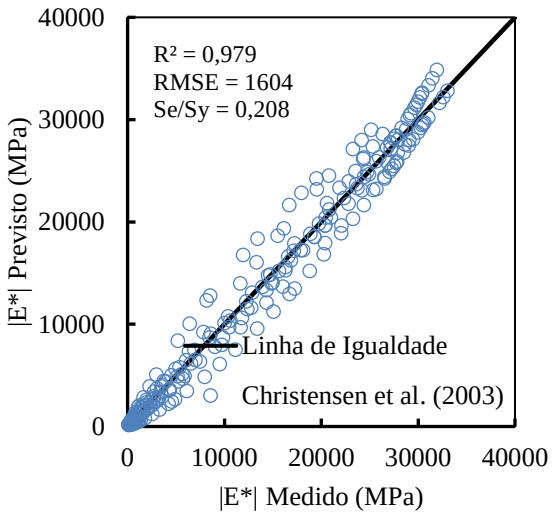
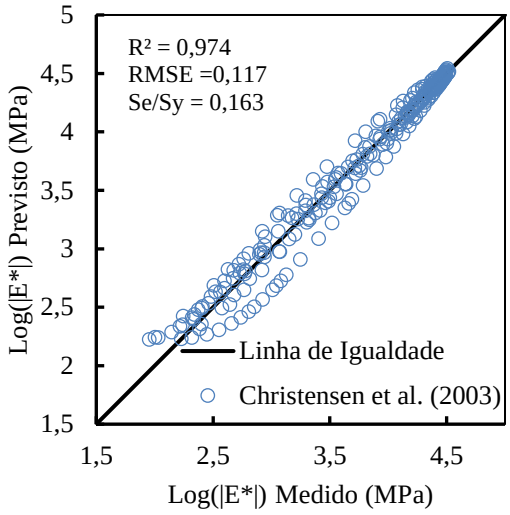


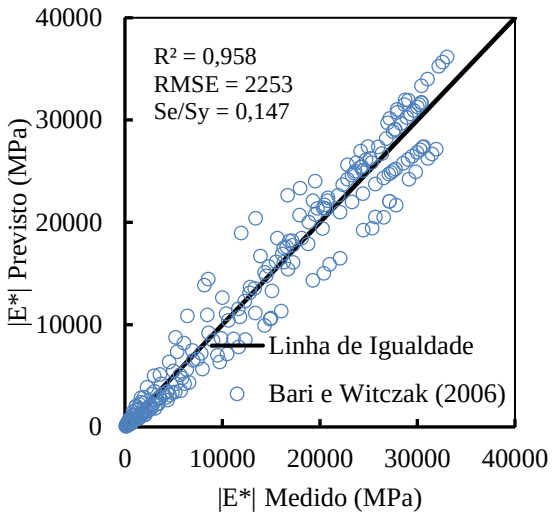
Figura 46. Acurácia dos modelos de previsão de E' depois da calibração a partir de 46 misturas asfálticas: (a) Christensen *et al.* (2003), (b) Bari e Witczak (2006), (c) Mateos e Soares (2015), (d) Sakhaeifar *et al*. (2015)

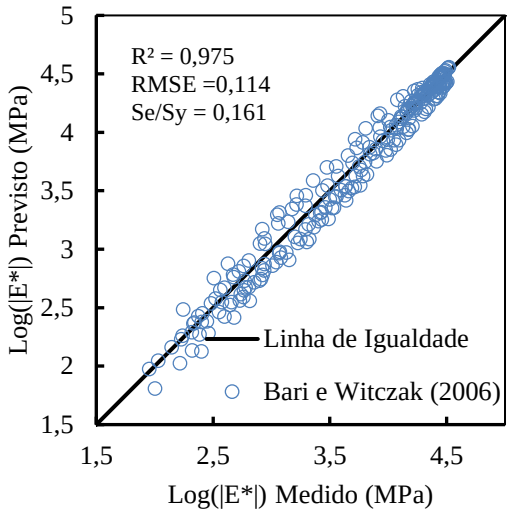
4.2.2 Verificação dos Modelos Calibrados para E'

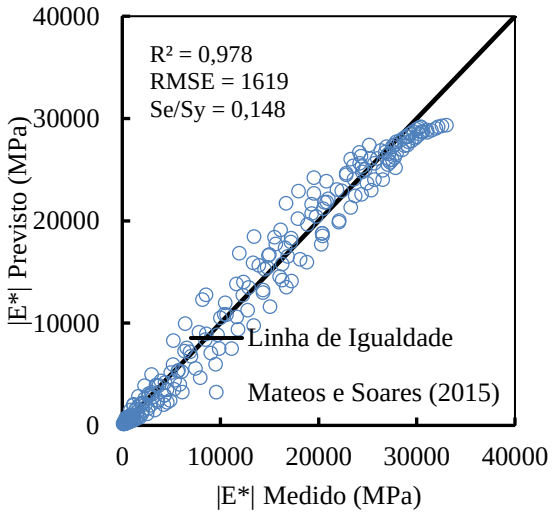
O processo de verificação dos modelos calibrados para E' foi realizado da mesma forma que o da verificação dos modelos calibrados para |E*|. A Figura 48 mostra os gráficos dos E' previstos pelos modelos calibrados em comparação com os experimentais das 10 misturas asfálticas não utilizadas no processo de calibração. Os quatro modelos calibrados de E' apresentaram parâmetros estatísticos elevados e muito próximos, o que evidencia que o esforço de calibração foi bem sucedido. As previsões mais próximas para os altos valores de módulo foram dos modelos de Christensen *et al.* (2003) e Mateos e Soares (2015), enquanto o modelo de Sakhaeifar *et al.* (2015) obteve as melhores previsões de E' na escala logarítmica.

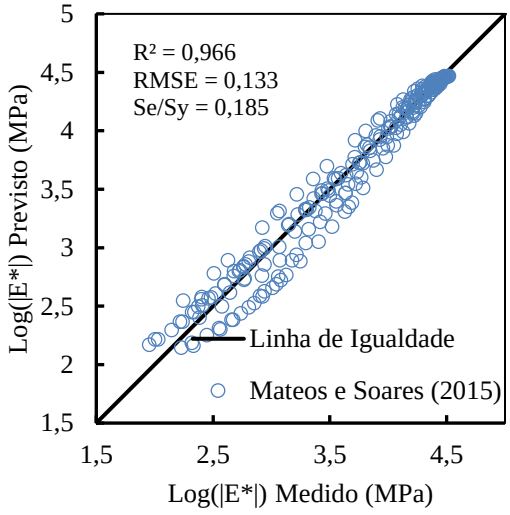

R² = 0,979
RMSE = 1604
Se/Sy = 0,208
Linha de Igualdade
Christensen et al. (2003)
|E*| Previsto (MPa)
|E*| Medido (MPa)
0
10000
20000
30000
40000


R² = 0,974
RMSE =0,117
Se/Sy = 0,163
Linha de Igualdade
Christensen et al. (2003)
Log(|E*|) Previsto (MPa)
Log(|E*|) Medido (MPa)
1,5
2
2,5
3
3,5
4
4,5
5


R² = 0,958
RMSE = 2253
Se/Sy = 0,147
Linha de Igualdade
Bari e Witczak (2006)
|E*| Previsto (MPa)
|E*| Medido (MPa)
0
10000
20000
30000
40000


R² = 0,975
RMSE =0,114
Se/Sy = 0,161
Linha de Igualdade
Bari e Witczak (2006)
Log(|E*|) Previsto (MPa)
Log(|E*|) Medido (MPa)
1,5
2
2,5
3
3,5
4
4,5
5


R² = 0,978
RMSE = 1619
Se/Sy = 0,148
Linha de Igualdade
Mateos e Soares (2015)
|E*| Previsto (MPa)
|E*| Medido (MPa)
0
10000
20000
30000
40000


R² = 0,966
RMSE = 0,133
Se/Sy = 0,185
Linha de Igualdade
Mateos e Soares (2015)
Log(|E*|) Previsto (MPa)
Log(|E*|) Medido (MPa)
1,5
2
2,5
3
3,5
4
4,5
5

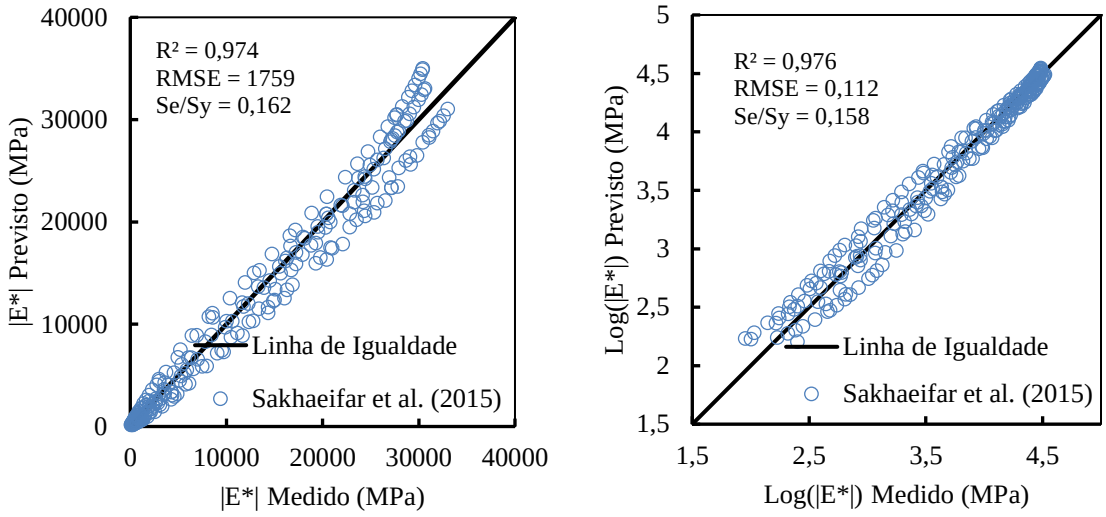


Figura 47. Verificação dos modelos calibrados de E' para 10 misturas asfálticas: (a) Christensen *et al.* (2003), (b) Bari e Witczak (2006), (c) Mateos e Soares (2015), (d) Sakhaeifar *et al*. (2015)

4.3 Simulações no Pavimento Utilizando o LVECD

Esta última seção apresenta os resultados obtidos nas simulações estruturais de um pavimento flexível considerando no revestimento os E' calibrados de três das 10 misturas asfálticas do processo de verificação. As análises evidenciam a influência dos erros de previsão dos modelos de E' no comportamento mecânico de pavimentos flexíveis avaliado por sistemas com fundamentação mecanicista robusta como o LVECD. Nas simulações com o LVECD, a camada asfáltica foi considerada como um material viscoelástico com crescente dano por fadiga e deformação permanente. As demais camadas foram modeladas como materiais elásticos.

As três misturas asfálticas selecionadas para a avaliação dos efeitos dos modelos de previsão de E' no desempenho do pavimento serão denominadas de A, B e C. As Figuras 48, 49 e 50 ilustram os resultados obtidos para essas misturas, apresentando: a) o E' experimental e o previsto pelos quatro modelos avaliados na temperatura de referência de 20ºC; b) os fatores de deslocamento tempo-temperatura obtidos a partir dos resultados experimentais do modelo de Mateos e Soares e dos ligantes usados na composição de cada mistura; c) os resultados de resistência ao trincamento por fadiga para os valores experimentais de E' e para as previsão; e d) os resultados de resistência à deformação permanente para as diferentes abordagens.

A representação gráfica dos fatores de deslocamento para somente um dos quatro modelos preditivos avaliados se deu pelo fato da equação de Mateos e Soares (2015) não ser baseada na curva mestra completa do ligante, como ocorre com os modelos de Christensen *et al.* (2003), Bari e Witczak (2006) e Sakhaeifar (2015), dificultando as previsões para diferentes condições de temperatura e frequência de carregamento. Assim, a equação de Mateos e Soares (2015) possui uma equação auxiliar de fatores de deslocamento para as previsões em diferentes condições. Tal equação auxiliar também foi calibrada nessa pesquisa e os resultados para as misturas A, B e C estão nos gráficos "b" das Figuras 48, 49 e 50. Os outros três modelos preditivos avaliados determinam o E' (ou o |E*|) da mistura nas diferentes condições a partir do módulo dinâmico cisalhante do ligante nas mesmas condições de frequência de carregamento e temperatura. Assim, para estes três modelos, essas funções de fatores de deslocamento das misturas são iguais às dos ligantes utilizados para as construções das curvas mestras.

As misturas asfálticas escolhidas possuem diferentes características. A mistura A possui graduação densa com TMN de 12,5 mm e foi produzida com um ligante asfáltico de classificação PG 64-22. Tem um Vv de 5,20% e um Vbe de 11,35%. A mistura B é de graduação densa com TMN de 19,1 mm e foi produzida com um ligante asfáltico de classificação PG 70-16. Tem um Vv de 6,07% e um Vbe de 9,60%. Por fim, a mistura C também é de graduação densa, com TMN de 19,1 mm e um ligante de classificação PG 70-22 modificado com SBS, com boa resistência ao trincamento por fadiga, como mostrado na Figura 50. Tem um Vv de 5,90% e um Vbe de 10,01%.

As propriedades de dano ao trincamento foram determinadas experimentalmente com base na norma AASHTO TP-108 (2014) e os parâmetros do modelo de deformação permanente foram obtidos a partir do trabalho de Lacroix (2014), com base em misturas asfálticas similares. Ressalta-se que, para cada mistura, os parâmetros dos modelos de dano ao trincamento por fadiga e de deformação permanente foram mantidos os mesmos em todas as simulações. A única propriedade modificada foi o módulo de relaxação, determinado pelos parâmetros das séries de Prony de E', que foram obtidos conforme os diferentes modelos preditivos e os dados de laboratório.

Uma análise inicial foi conduzida para a avaliar e classificar a qualidade das misturas asfálticas a partir das simulações de fadiga e deformação permanente, considerando os valores de E' dos modelos previstos e dos ensaios experimentais. Como mostrado na Tabela 7, a classificação das misturas quanto à resistência aos danos de deformação permanente e trincamento por fadiga foi igual para todos os casos. No entanto, a avaliação mais cuidadosa do comportamento das misturas mostra que as características foram altamente dependentes de E' e dos fatores de deslocamento tempo-temperatura das curvas mestras.

Tabela 7. Classificação das misturas simuladas no LVECD quanto à resistência ao trincamento por fadiga e à deformação permanente

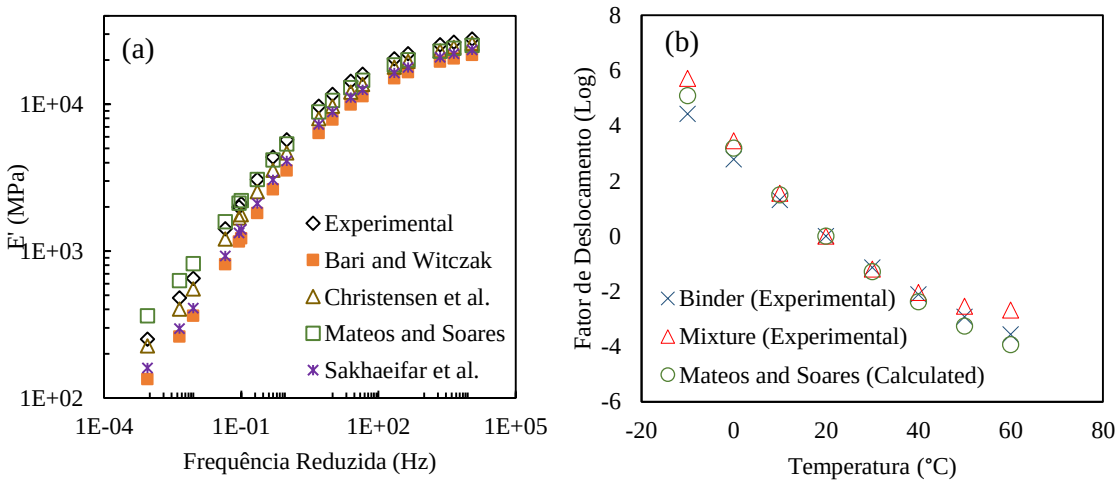
Método de determinação de E'	Deformação Permanente			Trincamento por Fadiga		
	A	B	C	A	B	C
Experimental	2º	3º	1º	2º	3º	1º
Christensen *et al*.	2º	3º	1º	2º	3º	1º
Bari e Witczak	2º	3º	1º	2º	3º	1º
Mateos e Soares	2º	3º	1º	2º	3º	1º
Sakhaeifar *et al*.	2º	3º	1º	2º	3º	1º

A Figura 48 mostra que, em média, os valores experimentais ficaram acima de todos os modelos preditivos de E' para a mistura A. Somente nas baixas frequências é que o modelo de Mateos e Soares (2015) superestimaram o E'. Nas altas frequências os valores experimentais superestimaram todos os modelos, embora graficamente os valores pareçam estar próximos tais distâncias são maiores, devido ao gráfico estar na escala logarítmica, dando impressão de proximidade.

A Figura 6b mostra que as três funções de deslocamento avaliadas obtiveram resultados significativamente similares para as temperaturas intermediárias. Todavia, um desvio nos resultados experimentais foi observado em temperaturas baixas e altas, próximas a -10°C e 60°C, respectivamente. Devido a isso, espera-se que em tais condições os modelos de previsão apresentem erros maiores do que em temperaturas intermediárias, devido ao erro da previsão de E' associado ao erro dos fatores de deslocamento.

Quanto menores forem os fatores de deslocamento absoluto, maiores serão os tempos de carregamento reduzido e maiores as deformações permanentes (Equação 41). Assim, a curva experimental, que obteve os menores fatores de deslocamento, consequentemente apresentou as maiores deformações permanentes. De forma similar, o modelo de Mateos e Soares (2015), que apresentou os maiores fatores de deslocamento absoluto, obteve as menores deformações permanentes. Os modelos de Christensen *et al*. (2003), Bari e Witczak (2006) e Sakhaeifar (2015) que são baseados no fator de deslocamento do ligante apresentaram resultados intermediários de fatores de deslocamento e consequentemente também de deformação permanente.

Em relação ao trincamento por fadiga, os E' previstos resultaram em maior vida de serviço dos pavimentos do que o E' obtido experimentalmente (Figura 48d). Isso ocorreu devido ao dano por fadiga ter forte dependência das respostas estruturais do pavimento, que são afetadas pelas variações das propriedades viscoelásticas lineares obtidas dos modelos, incluindo os fatores de deslocamento. Nesta mistura, as combinações das propriedades viscoelásticas lineares e as condições de simulação no pavimento resultaram em pseudo-deformações menores na camada asfáltica quando se utilizou o módulo de relaxação obtido pelos modelos preditivos de E' do que com os valores experimentais.



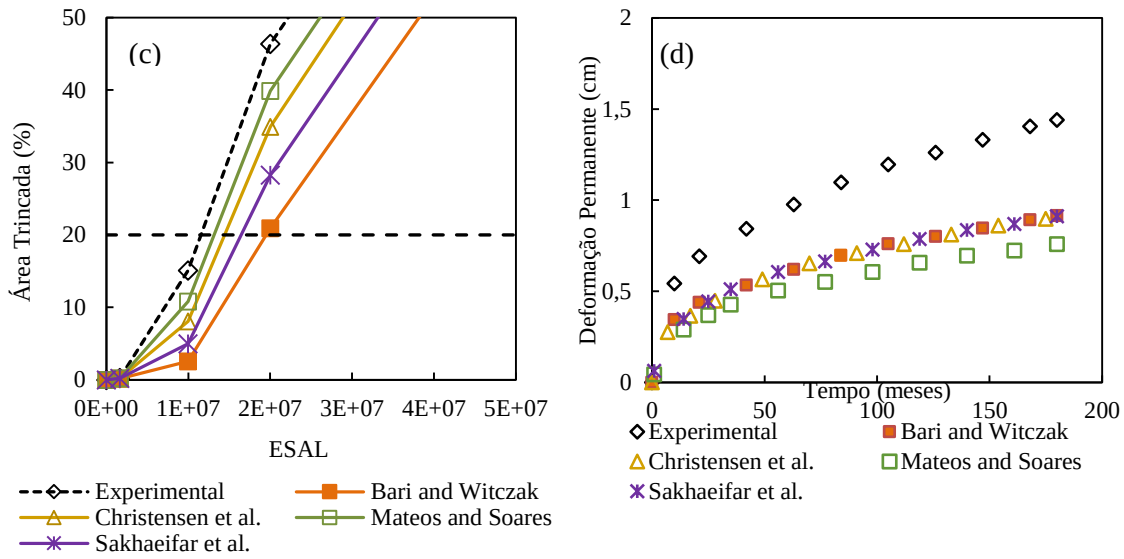
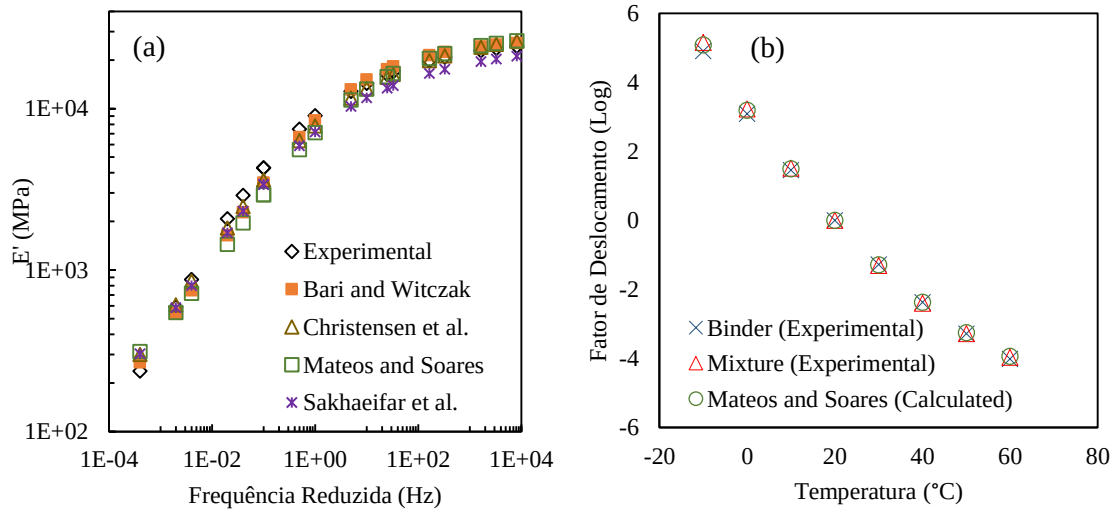


Figura 48. (a) Curva mestra de E', (b) fatores de deslocamento, (c) trincamento a fadiga e (d) deformação permanente para a mistura A

A Figura 49 mostra os resultados para a mistura B. Como mostrado, os quatro modelos avaliados neste trabalho apresentam curvas mestras de E' previstos e fatores de deslocamento altamente próximos aos valores experimentais. Isso resultou em previsões muito boas tanto para a previsão da área trincada por fadiga quanto para o comportamento a deformação permanente. Estes resultados destacam a alta sensibilidade das respostas estruturais do pavimento. Assim, a calibração adequada dos modelos preditivos de propriedades viscoelásticas é fundamental para a estimativa precisa das respostas de dano dos pavimentos flexíveis.



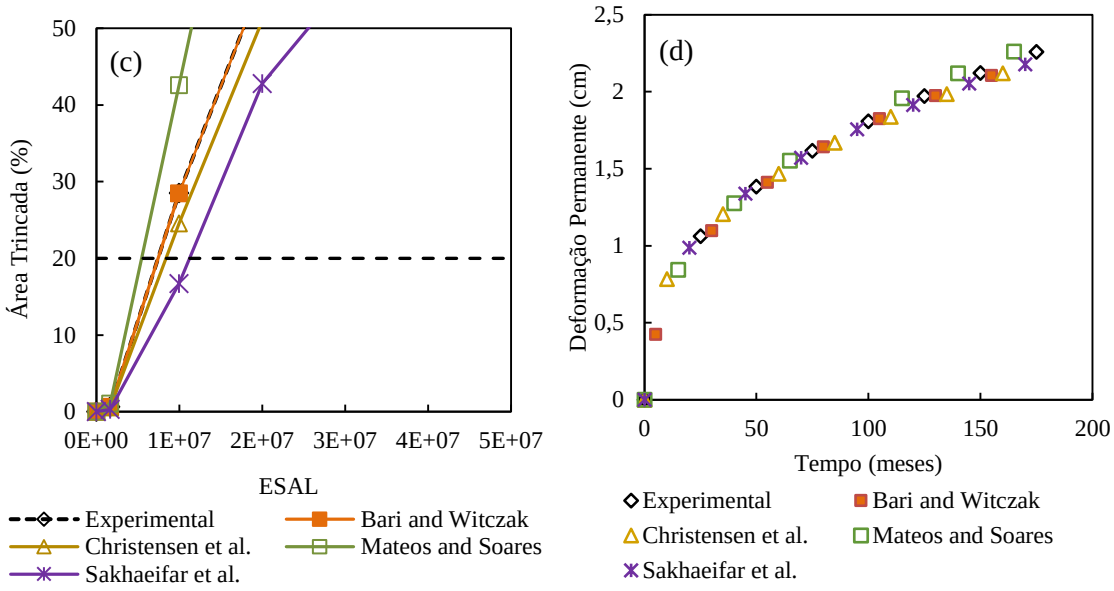


Figura 49. Curva mestra de E', (b) fatores de deslocamento, (c) trincamento a fadiga e (d) deformação permanente para a mistura B

Por último, a Figura 50 mostra os resultados para a mistura C. Diferentemente do ocorrido com a misturas A que superestimou os valores de E' e diferentemente da mistura B que obteve excelentes resultados, na mistura C os quatro modelos de E' superestimaram o valor real de E'. Os fatores de deslocamento do ligante e do modelo de Mateos e Soares (2015) se distanciaram dos valores experimentais para as altas e baixas temperaturas.

Os fatores de deslocamento da mistura C são similares nas temperaturas intermediárias, porém com um certo desvio para as baixas e altas temperaturas, como ocorrido na mistura A. Isso resultou novamente em erros de previsão de deformação permanente, que foram muito similares aos observados na mistura A. Assim, fica evidente a forte influência dos fatores de deslocamento das misturas na deformação permanente para o modelo adotado (Equação 39).

Quanto ao trincamento por fadiga, visto que as previsões de E' foram bastante superiores aos valores experimentais, a performance do pavimento foi claramente alterada nos quatro modelos. Ao contrário da mistura A, onde as previsões de E' foram inferiores ao E' experimental, as combinações das propriedades viscoelásticas previstas com as condições da simulação no pavimento resultaram em maiores pseudo-deformações na camada de revestimento asfáltico do que quando com os valores experimentais, o que sucedeu em uma menor vida de fadiga.

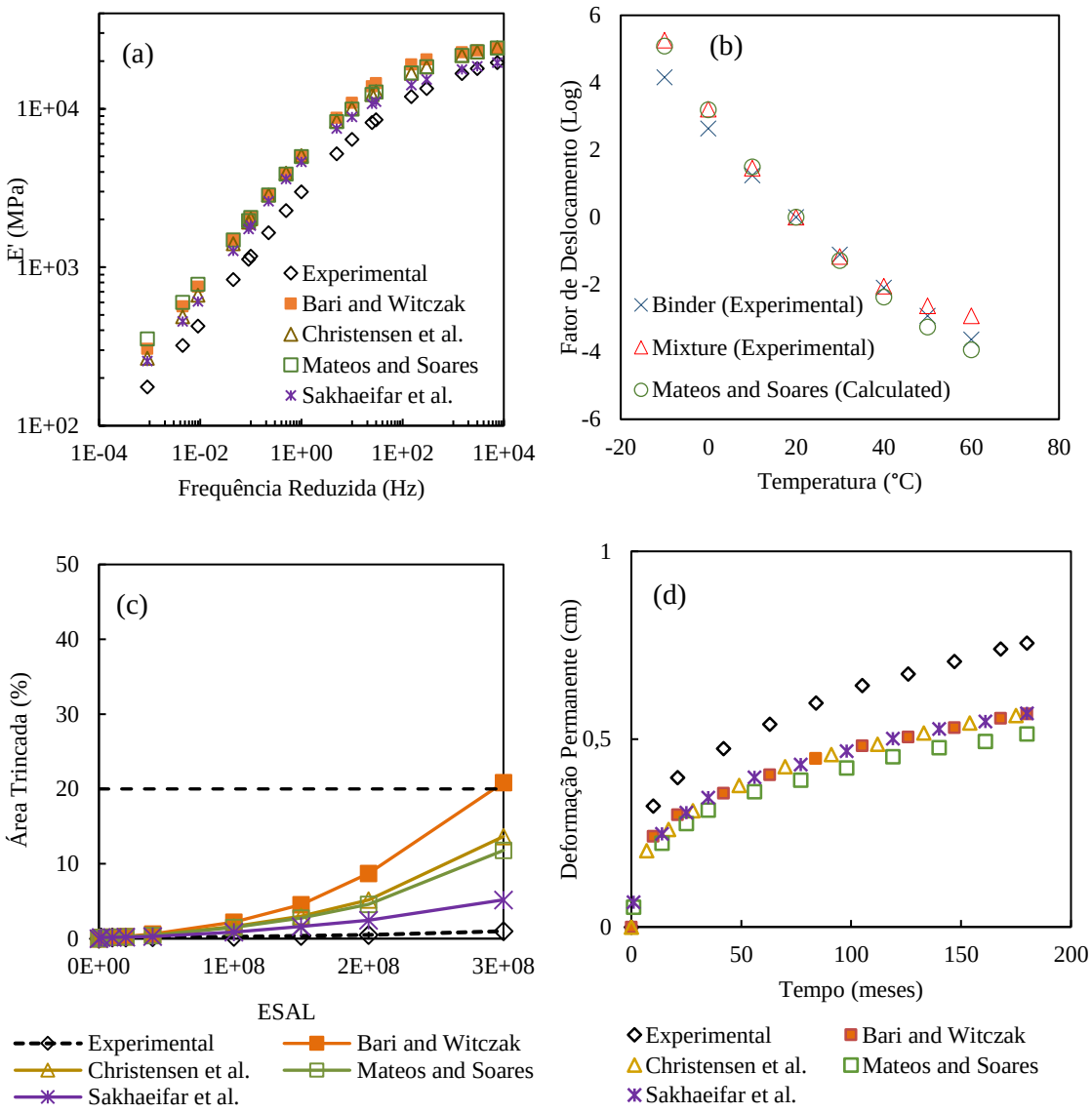


Figura 50. Curva mestra de E', (b) fatores de deslocamento, (c) trincamento a fadiga e (d) deformação permanente para a mistura C

5 CONCLUSÕES

Este trabalho avaliou o potencial preditivo de quatro modelos empíricos desenvolvidos para a previsão do módulo dinâmico de misturas asfálticas a partir de 46 misturas asfálticas brasileiras. As equações dos modelos foram obtidas na literatura considerando características sobre materiais e misturas de outros países. Como os modelos têm caráter empírico, fez-se necessária a calibração dos coeficientes das variáveis independentes das equações a partir de análises de regressão de múltiplos parâmetros para que refletissem os efeitos das características inerentes aos materiais brasileiros. Após os ajustes destes coeficientes a relação entre os resultados previstos e medidos em laboratório apresentou baixa dispersão.

Posteriormente, um esforço adicional foi feito para verificar tais equações. Para isso, o módulo dinâmico de 10 misturas asfálticas brasileiras adicionais foi previsto usando as equações calibradas. Os resultados mostraram que as equações calibradas apresentam resultados mais próximos dos reais do que os modelos originais para o banco de dados utilizado no processo de verificação, mostrando uma evolução das equações no que tange à previsão de misturas nacionais. Os parâmetros estatísticos encontrados mostraram uma excelente correlação entre os valores experimentais e os previstos a partir dos diferentes modelos preditivos calibrados, tanto para as misturas utilizadas na calibração quanto para as empregadas na etapa de verificação.

Optou-se por usar as equações preditivas em conjunto com o programa de dimensionamento LVECD devido aos resultados promissores encontrados na literatura. Como tal programa tem como parâmetro de entrada do revestimento asfáltico o módulo de relaxação precisou-se calibrar novamente os modelos para preverem o E’ e através das conversões desenvolvidas por Schapery e Park (1998) ser possível obter o módulo de relaxação e realizar simulações de desempenho neste programa de dimensionamento.

Dessa forma, o presente trabalho também calibrou e verificou os quatro modelos empíricos para preverem o módulo de armazenamento de misturas asfálticas brasileiras ao invés do módulo dinâmico. As calibrações e verificações para os modelos empíricos de E’ também foram baseadas em 46 e 10 misturas, respectivamente. Assim como ocorreu para o módulo dinâmico, os parâmetros estatísticos utilizados também demonstraram

excelentes correlações entre os valores previstos e medidos experimentalmente para os quatro modelos avaliados, o que demonstra êxito nas calibrações.

As análises estruturais foram realizadas usando o programa LVECD para demonstrar os efeitos que as propriedades viscoelásticas lineares podem causar na performance do pavimento quanto ao trincamento por fadiga e a deformação permanente de misturas asfálticas. Embora as misturas tenham sido classificadas em uma mesma ordem de resistência ao dano quanto às diferentes abordagens do módulo de elasticidade os resultados indicaram forte dependência dos valores de E' e dos fatores de deslocamento na resistência a fadiga e na deformação permanente. Quando os parâmetros E' e os fatores de deslocamento foram similares aos valores experimentais as simulações de desempenho do pavimento a partir do LVECD foram satisfatoriamente similares. Por outro lado, diferenças significativas foram observadas para as simulações quando os valores previstos de E' e dos fatores de deslocamento se distanciaram dos valores experimentais. Esses resultados demonstram a importância de se ter meios acurados de determinação das propriedades viscoeláticas, para que os erros sejam aceitáveis.

Buscando uma melhoria na eficácia dos modelos uma análise interessante que se recomenda a ser feita é a obtenção de dados de módulo dinâmico cisalhante de MAFs de misturas e então calibrar os modelos. Assim, seria possível comparar se os módulos dinâmicos cisalhantes das MAFs estão melhor correlacionados com o |E*| das misturas do que os módulos dinâmicos cisalhantes dos ligantes.

Outra ideia seria no que tange os fatores de deslocamento. Constatado que as funções de deslocamento de misturas e ligantes não são as mesmas seria interessante um trabalho para esclarecer o porquê dessas diferenças e se há algum meio de equivalência dessas funções. Isso, além de aumentar a eficácia dos modelos preditivos de |E*| ou E' em diferentes condições, auxiliaria muito na previsão do dano de deformação permanente.

Da mesma forma que foi utilizado o programa LVECD para serem realizadas análises de dimensionamento a partir do módulo de relaxação, poderia se utilizar um programa de dimensionamento que considere o |E*| das misturas e assim averiguar as consequências dos erros das previsões em tais programas. Além disso, esses resultados

poderiam ser comparados com os observados a partir do LVECD. Outra ideia, que está em acordo com o atual cenário da pavimentação nacional, é a realização das análises feitas nesta pesquisa para o módulo de resiliência, visto que será empregado no novo método de dimensionamento nacional.

Espera-se que a partir da adição de novas misturas asfálticas de outros estados brasileiros no banco de dados usado, tais modelos possam ser novamente calibrados, aumentando assim suas capacidades de previsão para uma maior abrangência de misturas asfálticas.

Deseja-se que as versões calibradas dos modelos possam servir como boas ferramentas de previsão para estimar o módulo dinâmico e o módulo de armazenamento de misturas em fases como o pré-projeto e a seleção de materiais. Isso pode levar a uma significativa economia de tempo, materiais e recursos, pois reduz o processo de tentativa e erro tipicamente adotado, em que diversas combinações de constituintes, como agregados e ligantes, têm que ser avaliadas para se identificar alguma que resulte em características de rigidez esperadas das misturas. Adicionalmente, estes modelos podem ser futuramente inseridos no programa do novo método de dimensionamento mecanístico-empírico de pavimentos flexíveis que está sendo lançado no país

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AASHTO, AASHTO T 342. **Standard Method of Test for Determining Dynamic Modulus of Hot-Mix Asphalt Concrete Mixtures**. AASHTO, Washington, D.C., 2011.

ABNT NBR 16018. **Determinação da Rigidez por Compressão Diametral Sob Carga Repetida**. Associação Brasileira de Normas Técnicas, 2011.

AL-KHATEEB, G. *et al*. A new simplistic model for dynamic modulus predictions of asphalt paving mixtures. **Journal of the Association of Asphalt Paving Technologists**, v. 75, 2006.

ALMEIDA JUNIOR, P. O. B. **Comportamento mecânico de concretos asfálticos com diferentes granulometrias, ligantes e métodos de dosagem**. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal de Santa Maria, 2016.

ANDREI, D. WITCZAK, M. W. MIRZA, M. W. **Development of a Revised Predictive Model for the Dynamic Complex Modulus of Asphalt Mixtures**. NCHRP 1-37, an Interim Report, University of Maryland, College Park, MD, 1999.

ARAGÃO, F. T. S. HARTMANN, D. A. PAZOS, A. G. *et al*., "Virtual fabrication and computational simulation of asphalt concrete microstructure". **International Journal of Pavement Engineering**, pp. 1-12, 2015.

ARAGÃO, F. T. S. KIM, Y. R., LEE, J. *et al*., "Micromechanical model for heterogeneous asphalt concrete mixtures subjected to fracture failure". **Journal of Materials in Civil Engineering**, v. 23, n. 1, p. 30-38, 2010.

ARAGÃO, F. T. S., 2011, **Computacional microstructure modeling of asphalt mixtures subjected to rate-dependent fracture**. Doctor of Philosophy, University of Nebraska, Lincoln, Nebraska, United Sates of America.

ARAGÃO, F. T. S., HARTMANN, D. A., KIM, Y. R. *et al*., "Numerical-Experimental Approach to Characterize Fracture Properties of Asphalt Mixtures at Low In-Service Temperatures". **Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board**, n. 2447, pp. 43-50, 2014.

ARAGÃO, F. T. S., KIM, Y. R., KARKI, P. *et al*. "Semi - Empirical, Analytical, and Computational Predictions of Dynamic Modulus of Asphalt Concrete Mixtures". **Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board**, n. 2181, p. 19-27, 2010.

ASTM, ASTM C1259. **Dynamic Young's Modulus, Shear Modulus, and Poisson's Ratio for Advanced Ceramics by Impulse Excitation of Vibration**. ASTM International, West Conshohocken, PA, 2008.

_____. ASTM C215. **Fundamental Transverse, Longitudinal, and Torsional Resonant Frequencies of Concrete Specimens**. ASTM International, West Conshohocken, PA, 2008.

_____. ASTM D7552. **Standard Test Method for Determining the Complex Shear Modulus (G*) Of Bituminous Mixtures Using Dynamic Shear Rheometer**. ASTM International, West Conshohocken, PA, 2014.

_____. ASTM E1876. **Dynamic Young's Modulus, Shear Modulus, and Poisson's Ratio by ImpulseExcitation of Vibration**. ASTM International, West Conshohocken, PA, 2009.

_____. ASTM-D3497-79. – **Standard Test Method for Dynamic Modulus of Asphalt Concrete Mixtures**, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2003.

AUSTROADS. Austroads Test Method AGPT/T274: **Characterisation of Flexural Stiffness and Fatigue Performance of Bituminous Mixes**. Organization of Australasian Road Transport And Traffic Agencies, Sydney, 2015.

BALBO, J. T., **Pavimentação asfáltica: materiais, projeto, e restauração**. 1 ed. São Paulo, Oficina de Textos, 2007.

BARI, J. e WITCZAK, M. W. "Development of a new revised version of the Witczak E* predictive model for hot mix asphalt mixtures. **Journal of the Association of Asphalt Paving Technologists**, v. 75, pp. 381-423, 2006.

BASTOS, J. B. S.; BABADOPULOS, L. F.; SOARES, J. B. Relationship between multiple stress creep recovery (MSCR) binder test results and asphalt concrete rutting

resistance in Brazilian roadways. **Construction and Building Materials**, v. 145, p. 20-27, 2017.

BERNUCCI, L. B. MOTTA, L. M. G. CERATTI, J. A. P. *et al*., **Pavimentação asfáltica**: formação básica para engenheiros. 1 ed. Rio de Janeiro, PETROBRAS, ABED. 2008.

BIRGISSON, B. ROQUE, R. KIM, J. V. *et al*., **The use of complex modulus to characterize the performance of asphalt mixtures and pavements in Florida**. In: Final Report, Florida Department of Transportation, Tallahassee, 2004.

BUTTLAR, W. YOU, Z. "Discrete element modeling of asphalt concrete: microfabric approach". **Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board**, n. 1757, pp. 111-118, 2001.

CEYLAN, H., SCHWARTZ, C. W., KIM, S. *et al*. "Accuracy of Predictive Models for Dynamic Modulus of Hot-Mix Asphalt". **Journal of Materials in Civil Engineering**, v. 21, n. 6 pp. 286-293, 2009.

CHOI, Y.; KIM, Y. R. Development of calibration testing protocol for permanent deformation model of asphalt concrete. **Transportation Research Record**, v. 2373, n. 1, p. 34-43, 2013.

CHRISTENSEN JR, D. W., PELLINEN, T. e BONAQUIST, R. F. "Hirsch Model for Estimating the Modulus of Asphalt Concrete". **Journal of the Association of Asphalt Paving Technologists**, v. 72, pp. 97-121, 2003.

CHRISTENSEN, R. M. **Theory of Viscoelasticity**. 2 ed. New York, Academic Press, 1982.

COSTA, G. M., 2017, **Método de ressonância por impacto**: obtenção de curvas mestras de módulo dinâmico e ângulo de fase em misturas asfálticas brasileiras. Dissertação de Mestrado, UFS, São Cristóvão, SE, Brasil.

DAI, Q. YOU, Z. "Micromechanical finite element framework for predicting viscoelastic properties of asphalt mixtures". **Materials and Structures**, v. 41, n. 6, pp. 1025-1037, 2008.

DANIEL, J.S. KIM, Y.R. LEE, H.J. “Effects of aging on viscoelastic properties of asphalt-aggregate mixtures”, **Transportation Research Record**, n. 1630, p. 21-7, 1998.

DNIT 135/2018 - ME. **Pavimentação Asfáltica – Misturas Asfálticas – Determinação do Módulo de Resiliência – Método de Ensaio**. Departamento Nacional de Infraestrutura de Transportes, 2010.

DNIT. **Pesquisas em andamento**: execução de estudos e pesquisa para elaboração de método mecanístico-empírico de dimensionamento de pavimentos asfálticos. 2017. Disponível em: <http://ipr.dnit.gov.br/pesquisa/pesquisas-em-andamento>. Acessado em: 11.set.2017.

ESLAMINIA, M. *et al*. **Accelerated pavement performance modeling using layered viscoelastic analysis**. In: 7th RILEM International Conference on Cracking in Pavements. Springer, Dordrecht, 2012. p. 497-506.

EUROPEAN STANDARTS. EN 12697-26. **Bituminous mixtures. Test methods for hot mix asphalt. Stiffness**. European Committee for Standardization, Bruxelas, Bélgica. 2012.

_____. EN 13108-1. **Bituminous mixtures. Material specifications. Asphalt Concrete. European Committee**, Bruxelas, Bélgica. 2006.

FENGLER R. Z., 2018, **Caracterização de ligantes e misturas asfálticas modificados com a adição de Trinidad Lake Asphalt**. Dissertação de Mestrado, UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.

FRANCO, F. A. C. P., 2007, **Método de dimensionamento mecanístico-empírico de pavimentos asfálticos–SisPav**. Tese de D.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.

FREIRE, R. A. COUTINHO, R. P. BRANCO, V. T. F. C., “Uso do S-VECD para construção de curvas características de dano de misturas asfálticas finas usando ensaios de varredura linear de amplitudes de deformação”. In: **XXIX Congresso Nacional de Pesquisa em Transporte**, 12 p., Ouro Preto, 2015.

GARCIA, G. THOMPSON, M. **HMA dynamic modulus-temperature relations**. In: Report FHWA-ICT-07-006. Illinois Center for Transportation, Illinois, Urbana, 2007.

GOECKS, P.; ARAGAO, F. T. S. ; NASCIMENTO, L. A. H. ; SOARES, J. B**. Avaliação e Calibração de Metodologias Empíricas de Previsão do Módulo Dinâmico de Misturas Asfálticas Típicas Brasileiras**. In: XXXI Congresso Nacional de Pesquisa e Ensino em Transporte, 2017, Recife. Anais do XXXI ANPET, 2017.

GOH, S. W. YOU, Z. WILLIAMS, R. C. *et al*. "Preliminary dynamic modulus criteria of HMA for field rutting of asphalt pavements: Michigan's experience". **Journal of Transportation Engineering**, v. 137, n. 1, pp. 37-45, 2011.

GOUVEIA B. C. S., 2016, **Métodos de previsão e determinação de módulo dinâmico de misturas asfálticas aplicadas em rodovias brasileiras**. Dissertação de Mestrado, UFC, Fortaleza, Ceará, Brasil.

GOUVEIA, B. C. S. ; GOECKS, P. ; SOARES, J. B. ; NASCIMENTO, L. A. H. ; ARAGAO, F. T. S. **Calibration and Verification of Empirical Models to Predict the Dynamic Modulus of Brazilian Asphalt Concrete Mixtures**. In: 97th Annual Meeting of the Transportation Research Board, 2018, Washington, D.C. 97th Annual Meeting of the TRB, 2018.

HARTMANN R. Z., 2018, **Um gerador de amostras virtuais de misturas asfálticas: desenvolvimento e aplicabilidade em simulações de deformabilidade microestrutural**. Tese de Doutorado, UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.

HIRSCH, T. J. **Proceeding of the American Concrete Institute**, Vol. 59, 1962, p. 427.

KATICHA, S. W., 2007, **Analysis of hot-mix asphalt (HMA) linear viscoelastic and bimodular properties using uniaxial compression and indirect tension (IDT) tests**. Doctor of Philosophy. Virginia Polytechnic Institute and State University.

KIM, D.; KIM, Y. R. "Determination of Dynamic Modulus Values of Asphalt Mixtures Using Impact Resonance Testing of Thin Disk Specimens". **Journal of Testing and Evaluation**, v. 45, n. 2, 2016.

KIM, Y ALLEN, D. LITTLE, D. "Computational model to predict fatigue damage behavior of asphalt mixtures under cyclic loading". **Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board**, n. 1970, pp. 196-206, 2006.

KIM, Y. ALLEN, D. H. LITTLE, D. N. “Damage-induced modeling of asphalt mixtures through computational micromechanics and cohesive zone fracture”. **Journal of Materials in Civil Engineering**, v. 17, n. 5, p. 477-484, 2005.

KIM, Y. R. ARAGÃO, F. T. S. “Microstructure modeling of rate-dependent fracture behavior in bituminous paving mixtures”. **Finite Elements in Analysis and Design**, v. 63, p. 23-32, 2013.

KIM, Y. R. e SEO., Y. K. “Dynamic Modulus Testing of Asphalt Concrete in Indirect Tension Mode.” **Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board**, n. 1891, p. 163-173, 2004.

KIM, Y. R. KING, M. MOMEN, M. **Typical dynamic moduli for North Carolina asphalt concrete mixes**. In Report No. FHWA/NC/2005-03, North Carolina Department of Transportation, Raleigh, NC, 2005.

KIM, Y. R. SEO, Y. KING, M. *et al*. “Dynamic modulus testing of asphalt concrete in indirect tension mode”. **Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board**, n. 1891, p. 163-173, 2004.

KIM, Y. R.; LITTLE, D.; SONG, I. “Effect of mineral fillers on fatigue resistance and fundamental material characteristics: mechanistic evaluation”. **Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board**, n. 1832, pp. 1-8, 2003.

KWEON, G., KIM, Y. R. “Determination of Asphalt Concrete Complex Modulus with Impact Resonance Test”. **Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board**, n. 1970, pp. 151-160, 2006.

LACROIX, A. **Performance Prediction of the NCAT Test Track Pavements Using Mechanistic Models**. PhD. Doctor of Philosophy. North Carolina State University, Raleigh, 2013.

LACROIX, A.; KIM, Y. Performance predictions of rutting for the National Center for Asphalt Technology test track. **Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board**, n. 2457, p. 41-50, 2014.

LEE, H. S. “Application of the viscoelastic continuum damage mechanics to asphalt mixtures under Indirect Tensile Load”. **Journal of Engineering Mechanics**, v. 141, n. 5, 2014.

LIU, J. *et al*. Prediction models of mixtures’ dynamic modulus using gene expression programming. **International Journal of Pavement Engineering**, v. 18, n. 11, p. 971-980, 2017.

MASAD, E. TASHMAN, L. SOMEDAVAN, N. *et al*. “Micromechanics-based analysis of stiffness anisotropy in asphalt mixtures”. **Journal of Materials in Civil Engineering**, v. 14, n. 5, pp. 374-383, 2002.

MATEOS, A.; SOARES, J. B. “Validation of a dynamic modulus predictive equation on the basis of spanish asphalt concrete mixtures”. **Materiales de Construcción**, v. 65, n. 317, p. 047, 2015.

MATTOS, J. R. G. **Monitoramento e análise do desempenho de pavimentos flexíveis da ampliação da rodovia BR-290/RS: a implantação do Projeto Rede Temática de Asfalto no Rio Grande do Sul**. Tese de Doutorado. Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2014.

MEDINA, J., MOTTA, L. M. G. **Mecânica dos pavimentos**. 2 ed. Rio de Janeiro: UFRJ, 2015.

NASCIMENTO, L. A. H. 2015 **Implementation and validation of the viscoelastic continuum damage theory for asphalt mixture and pavement analysis in Brazil**. Doctor of Philosophy, North Carolina State University, Raleigh, CN, USA.

NOROUZI, A.; KIM, D.; KIM, Y. R.. Numerical evaluation of pavement design parameters for the fatigue cracking and rutting performance of asphalt pavements. **Materials and Structures**, v. 49, n. 9, p. 3619-3634, 2015.

PAPAZIAN, H. S. “The response of linear viscoelastic materials in the frequency domain with emphasis on asphaltic concrete”. In: **International conference on the structural design of asphalt pavements**. 1962.

PARK, H. KIM, Y. “Investigation into top-down cracking of asphalt pavements in North Carolina”. **Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board**, n. 2368, p. 45-55, 2013.

PARK, S. W.; SCHAPERY, R. A. Methods of interconversion between linear viscoelastic material functions. Part I – a numerical method based on Prony series. **International journal of solids and structures**, 1653-1675, 1998.

PRODONOFF, V. **Vibrações mecânicas:** simulação e análise. Rio de Janeiro, Maity Comunicação, 1990.

RAO, S. **Vibrações Mecânicas**. 4 ed. São Paulo Pearson Prentice Hall, 2008.

SAKHAEIFAR, M. S. KIM, Y. R. KABIR, P. “New predictive models for the dynamic modulus of hot mix asphalt”. **Construction and Building Materials**, v. 76, p. 221-231, 2015.

SHOOK, J. F. *et al*. Factors influencing dynamic modulus of asphalt concrete. In: **Association of Asphalt Paving Technologists Proc**. 1969.

SOARES, J. B., SOUZA, F. V. “Considerações sobre módulo resiliente e módulo dinâmico em misturas asfálticas com base na teoria da viscoelasticidade” In: **XII Congresso Ibero-Latinoamericano do Asfalto,** Quito, 2003.

SOARES, J. B., MATEOS, A, MOTTA, L. M. G. “Aspectos Gerais de Métodos de Dimensionamento de Pavimentos Asfálticos de Vários Países e a Relação com um Novo Método Brasileiro”, **Revista Pavimentação**, v. XVII, pp. 20-35. 2009.

TONIAL, I. A. **Influência do envelhecimento do revestimento asfáltico na vida de fadiga de pavimentos**. Dissertação de Mestrado, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.

WANG, Y.; NOROUZI, A.; KIM, Y. R. Comparison of fatigue cracking performance of asphalt pavements predicted by pavement ME and LVECD programs. **Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board**, n. 2590, p. 44-55, 2016.

WITCZAK, M.; FONSECA, O. Revised predictive model for dynamic (complex) modulus of asphalt mixtures. **Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board**, n. 1540, p. 15-23, 1996.

YANG, S. BRAHAM, A. UNDERWOOD, S. *et al*. "Correlating field performance to laboratory dynamic modulus from indirect tension and torsion bar". **Road Materials and Pavement Design**, p. 1-24, 2016.

YANG, X.; YOU, Z. New predictive equations for dynamic modulus and phase angle using a nonlinear least-squares regression model. **Journal of Materials in Civil Engineering**, v. 27, n. 3, p. 04014131, 2014.

YOU, T. EYED, A. MASAD, R. K. *et al.* "Calibration and validation of a comprehensive constitutive model for asphalt mixtures". **Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board**, n. 2447, p. 13-22, 2014.

YOU, Z. BUTTLAR, W. G. "Discrete element modeling to predict the modulus of asphalt concrete mixtures". **Journal of Materials in Civil Engineering**, v. 16, n. 2, p. 140-146, 2004.

YOUSEFDOOST, S. VOUNG, B. RICKARDS, I. *et al*. "Evaluation of dynamic modulus predictive models for typical Australian asphalt mixes". In: **AAPA International Flexible Pavements Conference**, 18 p., Brisbane. 2013.

YU, H.; SHEN, S. An investigation of dynamic modulus and flow number properties of asphalt mixtures in Washington State. **Report No. 709867**, v. 2, 2012.

ZENG, M. *et al*. Rheological modeling of modified asphalt binders and mixtures (with discussion). **Journal of the Association of Asphalt Paving Technologists**, v. 70, 2001.