

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

**ANÁLISE DO DANO EM MISTURA DE AGREGADOS FINOS**  
**(MAF)**

**IGOR AUGUSTO RODRIGUES**

**ORIENTADOR: MÁRCIO MUNIZ DE FARIAS, PhD**

**DISSERTAÇÃO DE MESTRADO EM GEOTECNIA**

**PUBLICAÇÃO: G.DM-306/2018**

**BRASÍLIA/DF: JUNHO DE 2018**

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

**ANÁLISE DO DANO EM MISTURA DE AGREGADOS FINOS**  
**(MAF)**

**IGOR AUGUSTO RODRIGUES**

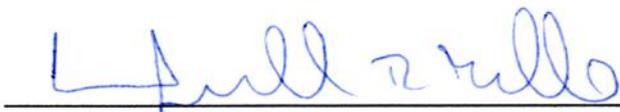
DISSERTAÇÃO DE MESTRADO SUBMETIDA AO DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL  
DA UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A  
OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE

APROVADA POR:



MÁRCIO MUNIZ DE FARIAS, Ph.D. (UnB)

ORIENTADOR



LUIZ GUILHERME RODRIGUES DE MELLO, DSc. (UnB)

(EXAMINADOR INTERNO)



VERÔNICA TEIXEIRA FRANCO CASTELO BRANCO, Ph.D. (UFC)

(EXAMINADOR EXTERNO)

BRASÍLIA/DF, 19 DE JUNHO DE 2018.

# FICHA CATALOGRÁFICA

RODRIGUES, IGOR AUGUSTO

Análise do Dano em Mistura de Agregados Finos (MAF)

[Distrito Federal] 2018.

vii, - 150p., 210 x 297 mm (ENC/FT/UnB, Mestre, Geotecnia, 2018)

Dissertação de Mestrado - Universidade de Brasília. Faculdade de Tecnologia. Departamento de Engenharia Civil e Ambiental Departamento de Engenharia Civil e Ambiental.

1. MAF

2. Análise do Dano Viscoelástico

3. Parâmetro do Dano ( $\alpha$ )

4. Fadiga

I. ENC/FT/UnB

II. Mestre

## REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

RODRIGUES, I.A. (2018). Análise do Dano em Mistura de Agregados Finos (MAF). Dissertação de Mestrado, Publicação G.DM-306/2018, Departamento de Engenharia Civil, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 150 p.

## CESSÃO DE DIREITOS

NOME DO AUTOR: IGOR AUGUSTO RODRIGUES

TÍTULO DO TRABALHO DA DISSERTAÇÃO: Análise do Dano em Mistura de Agregados Finos (MAF)

GRAU / ANO: Mestre / 2018

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

---

Igor Augusto Rodrigues

Brasília/DF - Brasil

## AGRADECIMENTOS

Primeiramente gostaria de agradecer aos meus pais, por sempre apoiarem minhas decisões e permitiram que eu alcançasse meu sucesso. E também a todos os meus familiares que de alguma forma contribuíram, mesmo que longe.

Agradeço à minha namorada, Ray, por ser a melhor companhia, a minha maior incentivadora, maior torcedora e que sempre esteve aqui para dar suporte nas horas mais difíceis. Minha parceira de caminhada e de vida. Se esta dissertação está aqui hoje, foi graças ao seu apoio. Te Amo!

Gostaria de agradecer aos meus amigos de graduação e de mestrado, que sempre estiveram presente de alguma forma incentivando, torcendo, rezando para que tudo desse certo ao final.

Agradeço as minhas grandes companheiras de laboratório, Juliana e Simone. Sem vocês também não seria possível a realização desta dissertação, desde a incansável busca dos materiais até os intermináveis ensaios. Também agradeço especialmente à Letícia, cuja teoria de dano foi extensamente discutida, construindo assim novos conhecimentos necessários para estabelecer as análises desta dissertação. Espero ter contribuído de alguma forma para que esse conhecimento seja útil em seu doutorado. Agradeço também aos colegas Medina, Juan e Robinson, que sempre estavam dispostos em ajudar, seja na realização de ensaios ou na formatação de figuras do Excel.

Agradeço ao meu orientador, Professor Márcio, por todas as reflexões e disponibilidade em ajudar durante este trabalho. Sua dedicação ao ensino e suas aulas fizeram com que eu escolhesse a área da Pavimentação.

Agradeço também ao Departamento de Engenharia Mecânica, pela disponibilidade do equipamento, em especial ao técnico Marcos que passou as orientações do uso do da furadeira radial e tornou possível a extração das amostras de MAF.

Por fim, agradeço ao CNPq, pelo apoio financeiro concedido para que essa dissertação fosse concretizada.

## RESUMO

O dano em pavimentos flexíveis devido a tensões e deformações causadas pelo tráfego e por fatores ambientais é manifestado em grande parte dos casos na forma de trincamento por fadiga e por deformações permanentes. Pesquisadores vêm usando matrizes de agregados finos (MAFs) para estimar o comportamento da mistura asfáltica completa quanto ao dano por fadiga. Boa correlação é observada entre as propriedades da MAF e da Mistura Asfáltica Completa (MAC) em estudos relacionados ao dano por umidade, fadiga e deformação permanente. Visando isso, o objetivo do trabalho é definir uma metodologia para avaliar o dano por fadiga em ensaios com MAF em laboratório. Realizaram-se as dosagens do CBUQ e da MAF separadamente e ensaios mecânicos tradicionais foram executados: Resistência à Tração, Módulo de Resiliência, Fadiga à Compressão Diametral e *Creep* Estático. Além disso, foram extraídas amostras de 12 mm de diâmetro da MAF para ensaios no Reômetro. Os resultados destes ensaios foram analisados por meio da teoria do Dano Contínuo Visco-Elástico (VECD - *ViscoElastic Continuum Damage*) e sua simplificação (S-VECD), uma vez que estas teorias são capazes de prever o comportamento da mistura asfáltica independentemente do modo de carregamento (uniaxial ou torsional, tensão ou deformação controlada) e da amplitude do carregamento aplicado ao material para induzir o dano. Foi realizada a construção da curva característica para a mistura da dissertação, com diferentes esquemas de carregamento e diferentes frequências na temperatura de 25 °C. Foram obtidas as propriedades viscoelásticas da MAF, além da construção da curva mestra da mistura e realizado o ensaio MSCR para a comparação com os ensaios no ligante asfáltico no reômetro (Curva Mestre, LAS, MSCR). Não foi possível estabelecer uma comparação entre os ensaios mecânicos tradicionais e os ensaios obtidos no reômetro com a MAF, mas foi possível verificar que a curva característica de dano é única para um tipo de mistura, mesmo com diferentes ensaios realizados nas amostras. Também foi possível comparar a metodologia de cálculo do parâmetro de dano  $\alpha$  e as diferentes equações para cálculo da pseudo-deformação. Finalmente, a metodologia de análise do dano em misturas finas foi estabelecida no laboratório, com as peças necessárias para extração e procedimentos de ensaios implementados no reômetro de cisalhamento dinâmico.

## ABSTRACT

The damage to flexible pavements due to tensions and deformations caused by traffic and environmental factors is manifested in most cases in form of fatigue cracking and permanent deformations. Researchers have been using fine aggregate matrices (FAM) to estimate the behavior of the complete asphalt mixture in terms of fatigue damage. Good correlation is observed between the properties of the FAM and the complete asphalt mixture (CAM) in studies related to damage due to moisture, fatigue and permanent deformation. Aiming at this, the objective of the work is to define a methodology to evaluate the fatigue damage in laboratory tests with FAM. The CAM and FAM dosages were performed separately and traditional mechanical tests were performed: Traction Resistance, Resilience Module, Diametral Compression Fatigue, Static Creep. In addition, samples of 12 mm diameter were extracted from the FAM for rheometer tests. The results of these tests were analyzed through the VECD (Visco-Elastic Continuous Damage) theory and its simplification (S-VECD – Simplified ViscoElastic Continuum Damage) since these theories are capable of predicting the behavior of the asphalt mixture independently the loading mode (uniaxial or torsional, tension or controlled deformation) and the load amplitude applied to the material to induce the damage. A unique characteristic curve for the dissertation mixture was constructed, with different loading schemes and frequencies at 25 °C. The viscoelastic properties of the FAM were obtained in addition to the construction of the master curve of the mixture and the MSCR test for comparison with the tests on the asphalt binder in the rheometer (Master Curve, LAS, MSCR). It was not possible to establish a comparison between the traditional mechanical tests and the rheometer tests with the FAM, but it was possible to verify that the characteristic curve of damage is unique for one type of mixture, even with different tests carried out on the samples. It was also possible to compare the methodology of calculation of the parameter  $\alpha$  and the different equations to calculate the pseudo-strain. Finally, the methodology of damage analysis in fine mixtures was established in the laboratory, with the necessary parts for extraction and test procedures implemented in the dynamic shear rheometer.

# SUMÁRIO

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO</b>	<b>21</b>
1.1	Objetivos	23
1.2	Organização do Trabalho	23
<b>2</b>	<b>REVISÃO BIBLIOGRÁFICA</b>	<b>25</b>
2.1	Propriedades Viscoelásticas	25
2.2	Integrais Hereditárias e Propriedades Fundamentais	26
2.3	Curva Mestra	27
2.4	Dano por Fadiga	27
2.5	Caracterização da MAF	31
2.5.1	Correlação entre o MAF e o concreto asfáltico	31
2.5.2	Tamanho Nominal Máximo dos Agregados da MAF	32
2.6	Dosagem de MAFs	33
2.6.1	Método sugerido por Kim <i>et al.</i> (2003)	33
2.6.2	Método sugerido por Castelo Branco (2008)	34
2.6.3	Método sugerido por Sousa <i>et al.</i> (2012)	35
2.6.4	Método sugerido por Coutinho (2012) e posteriormente adaptado por Freire (2015)	36
<b>3</b>	<b>EMBASAMENTO TEÓRICO</b>	<b>38</b>
3.1	Fluência e Relaxação	38
3.1.1	Fluência	38
3.1.2	Relaxação	38
3.2	Integrais Hereditárias	38
3.3	Modelo Reológico	42
3.4	Reômetro de Cisalhamento Dinâmico	44
3.5	Curvas Mestras	44
3.6	Teoria do Dano Contínuo Viscoelástico (VECD)	47

3.6.1	Princípios de Correspondência Elástico-Viscoelástico.....	48
3.6.2	Dano Contínuo Viscoelástico .....	49
3.6.3	Modelo para previsão da vida de fadiga .....	53
<b>4</b>	<b>MATERIAIS E MÉTODOS.....</b>	<b>55</b>
4.1	Agregados .....	55
4.2	Ligante .....	58
4.2.1	Curva Mestra.....	60
4.2.2	Fadiga Acelerada - Ensaio LAS ( <i>Linear Amplitude Sweep</i> ).....	60
4.2.3	Deformação Permanente - Ensaio MSCR ( <i>Multiple Stress Creep Recovery</i> ).....	60
4.3	Dosagem .....	61
4.3.1	CBUQ .....	61
4.3.2	MAF.....	62
4.4	Confecção dos Corpos de Prova definitivos e Extração dos Mini CP's.....	63
4.5	Ensaio Mecânicos Realizados no CBUQ e no MAF .....	65
4.5.1	Resistência à Tração Diametral.....	66
4.5.2	Módulo de Resiliência .....	66
4.5.3	Fadiga por Compressão Diametral a Tensão Controlada.....	67
4.5.4	Creep Estático .....	68
4.6	Ensaio da MAF no Reômetro.....	68
4.7	Protocolo de Ensaio Definitivos da MAF no Reômetro .....	69
4.7.1	Curva Mestra.....	69
4.7.2	Determinação da faixa das Propriedades Viscoelásticas Lineares das Amostras.....	70
4.7.3	<i>Fingerprint Tests</i> – Propriedades Viscoelásticas Lineares .....	70
4.7.4	Testes de Dano – Varredura de tempo .....	74
4.8	Procedimento de Análise .....	76
4.8.1	Análise do Dano.....	76

4.8.2	Previsão da Vida de Fadiga.....	78
<b>5</b>	<b>RESULTADOS E ANÁLISES .....</b>	<b>81</b>
5.1	Agregados .....	81
5.2	Caracterização Física do Ligante.....	84
5.3	Dosagem do CBUQ .....	85
5.4	Dosagem da MAF.....	87
5.5	Caracterização Reológica do Ligante, Ensaio LAS e MSCR .....	92
5.5.1	Curva Mestra.....	92
5.5.2	Comportamento à Fadiga do Ligante – Ensaio LAS .....	94
5.5.3	Comportamento do Ligante à Deformação Permanente – Ensaio MSCR..	98
5.6	Parâmetros Volumétricos do CBUQ e MAF .....	101
5.7	Resultados dos Ensaio Mecânicos .....	105
5.7.1	Módulo de Resiliência (MR) e Resistência à Tração (RT).....	105
5.7.2	<i>Creep</i> Estático.....	107
5.7.3	Vida de Fadiga .....	110
5.8	Resultados dos Ensaio da MAF no Reômetro.....	111
5.8.1	Curva Mestra.....	113
5.8.2	Determinação da Faixa das Propriedades Viscoelásticas Lineares das Amostras	116
5.8.3	Comparação dos Métodos de Obtenção do Parâmetro $m$ para Cálculo do Parâmetro $\alpha$ .....	118
5.8.4	Resultado do <i>Fingerprint Test</i> .....	121
5.9	Análise do Dano na MAF .....	125
5.9.1	Curva Característica.....	128
5.10	Modelos de Fadiga.....	134
5.11	Comparação com resultados de outros trabalhos .....	134
5.12	Resultados de outros Ensaio .....	137
5.12.1	MSCR na MAF .....	137

5.12.2	Tentativa de Simular o <i>Creep</i> Estático no Reômetro.....	139
5.12.3	Outros Resultados na Curva Característica.....	140
<b>6</b>	<b>CONCLUSÕES .....</b>	<b>142</b>
6.1	Recomendações para futuras pesquisas .....	143
<b>7</b>	<b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....</b>	<b>145</b>

## LISTA DE TABELAS

Tabela 3-1 – Constantes de Arrhenius típicas de misturas asfálticas (Silva, 2009) .....	46
Tabela 3-2 – Constantes de WLF típicas de sistemas poliméricos e misturas asfálticas (Silva, 2009)...	46
Tabela 4-1. Ensaio e Normas dos Agregados .....	56
Tabela 4-2. Granulometria dos agregados CBUQ .....	57
Tabela 4-3. Granulometria dos agregados MAF .....	57
Tabela 4-4. Ensaio de Caracterização Física do CAP 50/70 .....	58
Tabela 4-5. Ensaio Mecânicos e suas Respectivas Normas .....	66
Tabela 5-1. Resultados da Caracterização Física dos Agregados .....	83
Tabela 5-2. Densidade Real dos Agregados .....	84
Tabela 5-3. Caracterização Física do CAP 50/70 .....	84
Tabela 5-4. Parâmetros Volumétricos da Dosagem do CBUQ .....	86
Tabela 5-5. Especificação de Valores Limites .....	88
Tabela 5-6. Parâmetros Volumétricos da Dosagem da MAF .....	88
Tabela 5-7. Resistência à Tração e Carga do Ensaio de MR .....	90
Tabela 5-8. Propriedades de Dosagem da MAF .....	91
Tabela 5-9. Coeficientes obtidos do ensaio LAS .....	95
Tabela 5-10. Resultado Final do Ensaio LAS para o CAP 50/70 .....	96
Tabela 5-11. Valores da Vida de Fadiga para o CAP em função da Deformação Cisalhante .....	97
Tabela 5-12. Resultado do ensaio MSCR para o Ligante CAP 50/70 .....	98
Tabela 5-13. Densidade Máxima Teórica do CBUQ e da MAF .....	101
Tabela 5-14. Parâmetros Volumétricos em Ensaio realizados no CBUQ .....	102
Tabela 5-15. Parâmetros Volumétricos em Ensaio realizados na MAF .....	103
Tabela 5-16. Resultado da ANOVA para os CP's de CBUQ separados em dois grupos .....	104
Tabela 5-17. Resultado da ANOVA para os CP's de MAF separados em dois grupos .....	105
Tabela 5-18. Resistência à Tração Diametral do CBUQ e da MAF .....	106
Tabela 5-19. Módulo de Resiliência do CBUQ e da MAF .....	106
Tabela 5-20. Resumo do Resultado de Resistência à Tração e Módulo de Resiliência .....	106
Tabela 5-21. Resultado da Vida de Fadiga .....	110
Tabela 5-22. Numeração dos Mini CP's Extraídos .....	112
Tabela 5-23. Metodologia de Obtenção dos Dados para Curvas-Mestras .....	114
Tabela 5-24. Valores dos Coeficientes da Série de Prony e do Parâmetro $m$ .....	120
Tabela 5-25. Comparação entre os Resultados do Parâmetro $m$ .....	120
Tabela 5-26. Série de Prony para a MAF .....	128

Tabela 5-27. Resultado Final da Análise de Dano na MAF .....	133
Tabela 5-28. Modelo de Fadiga para a MAF .....	134
Tabela 5-29. Comparação entre Modelos de Fadiga de diferentes trabalhos .....	135
Tabela 5-30. Comparação entre os Parâmetros da Curva Característica .....	136

## LISTA DE FIGURAS

Figura 2-1. Molde de Compactação (Coutinho, 2012).....	33
Figura 2-2. CPs Cilíndrico serrado topo e base e amostras extraídas com a serra copo (Castelo Branco, 2008).....	34
Figura 3-1. Esquema de uma solicitação harmônica em um material viscoelástico (Mello, 2008).....	41
Figura 3-2. Modelos Mecânicos para Materiais Viscoelásticos (Henning <i>et al.</i> 2009).....	43
Figura 3-3. Exemplo de Curva Mestra e aplicação do <i>Shift Facto</i> (Mello, 2008).....	47
Figura 4-1. Agregados Utilizados na Pesquisa .....	56
Figura 4-2. Curvas Granulométricas .....	58
Figura 4-3. Acessórios utilizados no reômetro:a) PP08; b) PP25 e c) SRF12 .....	59
Figura 4-4. Processo de Extração dos Mini CP's: (a) Furadeira utilizada no processo; b) Fixação do CP Marshall; c) Proteção da Furadeira e coleta de água utilizada; d) Mini CP's já extraídos e preparação para outra extração; e) Detalhe do sistema Furadeira, Adaptador, Broca e proteção; f) Mini CP's identificados após extração.....	64
Figura 4-5. Corte dos Mini CP's .....	65
Figura 4-6 – <i>Fingerprint test</i> – Varredura de Frequência.....	72
Figura 5-1. Granulometria do CBUQ com Limites Máximos e Mínimos definidos por norma .....	82
Figura 5-2. Pontos de Controle e Zona de Restrição Superpave.....	83
Figura 5-3. Viscosidade Rotacional em função da Temperatura .....	85
Figura 5-4. Massa Específica (Gmb) em função do Teor de Asfalto.....	86
Figura 5-5. Volume de Vazios (Vv) em função do Teor de Asfalto.....	86
Figura 5-6. Estabilidade em função do Teor de Asfalto .....	87
Figura 5-7. Massa Específica (GMB) em função do Teor de Asfalto .....	88
Figura 5-8. Volume de Vazios (Vv) em função do Teor de Asfalto.....	89
Figura 5-9. Estabilidade em função do Teor de Asfalto .....	89
Figura 5-10. Módulo de Resiliência em função do Teor de Asfalto .....	90
Figura 5-11. Fluência em função do Teor de Asfalto na MAF .....	91
Figura 5-12. Resultado do ensaio para construção da Curva Mestra .....	92
Figura 5-13. Resultados do ensaio da Curva Mestra após aplicação do <i>Shif Factor</i> .....	93
Figura 5-14. Curva Mestra CAP 50/70 .....	93
Figura 5-15. Integridade em função do Dano Acumulado para o CAP 50/70 .....	94
Figura 5-16. Comparação entre os Ajustes das Médias da Curva de Dano .....	96
Figura 5-17. Vida de Fadiga para o CAP em função dos valores de Deformação Cisalhante .....	97
Figura 5-18. Recuperação Elástica do Ligante em função da Temperatura .....	99

Figura 5-19. Diferença Percentual entre as Recuperações Elásticas do Ligante em Função da Temperatura .....	99
Figura 5-20. Compliância Não Recuperável do Ligante em Função da Temperatura .....	100
Figura 5-21. Diferença entre as Compliâncias Não Recuperável em função da Temperatura .....	100
Figura 5-22. Resultado do <i>Creep</i> Estático para o CBUQ e para a MAF.....	107
Figura 5-23. Média dos Resultados do <i>Creep</i> Estático para o CBUQ .....	108
Figura 5-24. Média dos Resultados do <i>Creep</i> Estático para a MAF.....	108
Figura 5-25. Comparação do <i>Creep</i> Estático do CBUQ e da MAF .....	109
Figura 5-26. <i>Creep Compliance</i> do CBUQ e da MAF.....	109
Figura 5-27. Vida de Fadiga à Compressão Diametral do CBUQ e da MAF .....	111
Figura 5-28. Organização dos Mini CP's Extraídos dentro de cada CP Marshall .....	112
Figura 5-29. Curva Mestra dos Mini CP's P19, P20, P24 e P28 – MAF 05 .....	113
Figura 5-30. Curva Mestra de todos os Mini CP's localizados no centro do CP Marshall .....	114
Figura 5-31. Comparação entre as Metodologias de Obtenção dos Dados para Curva Mestra .....	115
Figura 5-32. Curva Mestra dos Mini CP's na Temperatura de Referência de 25 °C.....	116
Figura 5-33. Determinação da faixa LVE a partir da Varredura de Tensão de Cisalhamento.....	117
Figura 5-34. Varredura de Tensão de Cisalhamento para Determinação da LVE .....	118
Figura 5-35. Cálculo do Parâmetro <i>m</i> a partir da Varredura de Frequência .....	119
Figura 5-36. Cálculo do Parâmetro <i>m</i> a partir da inclinação da parte central da Curva Mestra .....	119
Figura 5-37. Cálculo do Parâmetro <i>m</i> a partir do Ajuste da Série de Prony.....	120
Figura 5-38. Defeitos Apresentados Durante a Varredura de Tempo .....	121
Figura 5-39. Resultado do Módulo de Cisalhamento Dinâmico em função da Frequência – <i>Fingerprint test</i> .....	122
Figura 5-40. Módulo de Armazenamento em função da Frequência – <i>Fingerprint Test</i> .....	123
Figura 5-41. Ângulo de Fase ( $\delta$ ) em função da Frequência – <i>Fingerprint Test</i> .....	123
Figura 5-42. Resultado da Varredura de Tempo no Mini CP P89.....	124
Figura 5-43. Resultado da Varredura de Tempo no Mini CP P88.....	125
Figura 5-44. Curva C vs S para a amostra P28.....	126
Figura 5-45. Curva C vs S para a amostra P80.....	127
Figura 5-46. Resultado da Curva Característica nos Ensaios à Deformação Controlada a 10 Hz .....	129
Figura 5-47. Resultado da Curva Característica nos Ensaios à Deformação Controlada a 1 Hz .....	129
Figura 5-48. Resultado da Curva Característica nos Ensaios à Tensão Controlada a 10 Hz .....	130
Figura 5-49. Resultado da Curva Característica Final.....	131
Figura 5-50. Cálculo da Curva Característica Ajustada a todas as amostras .....	132
Figura 5-51. Comparação entre Metodologias de Cálculo da Curva Característica .....	133

Figura 5-52. Comparação entre Modelos de Fadiga de diferentes trabalhos.....	135
Figura 5-53. Comparação entre a MAF e o CBUQ.....	136
Figura 5-54. Ensaio MSCR a 28 °C na MAF .....	137
Figura 5-55. Comparação do MSCR entre Ligante e MAF na temperatura de 28 °C e 3,2 kPa de tensão de cisalhamento .....	138
Figura 5-56. Comparação da Recuperação Elástica no MSCR entre Ligante e MAF .....	138
Figura 5-57. Comparação entre os ensaios de <i>Creep</i> Estático Uniaxial e Cisalhante .....	139
Figura 5-58. Comparação entre o <i>Creep</i> Compliance e Conformidade de Fluência .....	140
Figura 5-59. Resultado da Evolução do Dano em Ensaios com Deformação ou Tensão Variáveis .....	141

## LISTA DE NOMENCLATURAS E ABREVIACÕES

AASHTO	<i>American Association of State Highway and Transportation Officials;</i>
ANOVA	Análise de Variância Simples;
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials;</i>
CA	Concreto Asfáltico;
CAP	Cimento Asfáltico de Petróleo;
CBUQ	Concreto Betuminoso Usinado à Quente;
CNT	Confederação Nacional dos Transportes;
CP	Corpo de prova;
DNER	Departamento Nacional de Estradas de Rodagem;
DNIT	Departamento Nacional de Infraestrutura de Transporte;
DSR	<i>Dynamic Shear Rheometer;</i>
et al.	E outros;
Hz	Hertz;
INFRALAB	Laboratório de Infraestrutura Rodoviária;
kN	Quilo Newton;
kPa	Quilo Pascal;
LAS	<i>Linear Amplitude Sweep;</i>
L/min	Litros por minuto;
MAC	Mistura Asfáltica Completa;
MAF	Mistura de Agregados Finos ou Matriz de Agregados Finos;
Máx	Máximo;
MEPDG	<i>Mechanistic-Empirical Pavement Design Guide;</i>
Mín	Mínimo
Mini CP	Amostra extraída de um CP Marshall de MAF, com 12 mm de diâmetro;
mm	Milímetros
MPa	Mega Pascal;
MSCR	<i>Multiple Stress Creep Recovery;</i>
NCHRP	<i>National Cooperative Highway Research Program;</i>
PG	<i>Performance Grade;</i>
PSTT	Princípio da Superposição Tempo Temperatura;
R <sup>2</sup>	Coefficiente de Correlação Linear;
RBV	Relação Betume Vazios;
RTFOT	<i>Rolling Thin Film Oven Test;</i>
s	Segundos;
SHRP	Strategic Highway Research Program.
SUPERPAVE	<i>Superior Performance Pavements;</i>
S-VECD	<i>Simplified ViscoElastic Continuum Damage;</i>
TMN	Tamanho Máximo Nominal;

UnB	Universidade de Brasília;
VAM	Vazios do Agregado Mineral;
VCM	Vazios com Betume;
VECD	<i>ViscoElastic Continuum Damage</i> ;
μm	Micrometro;
με	Microdeformação.

## LISTA DE SÍMBOLOS

$a, b \text{ e } c$	coeficientes determinados durante a construção da Curva Mestra;
$A_{u,d}$	parâmetro de fadiga do modelo mecanístico;
$A$	parâmetro de fadiga;
$B$	parâmetro de fadiga;
$B_u$	parâmetro de fadiga do modelo mecanístico;
$C$	pseudo-rigidez, função do parâmetro de dano $S$ ;
$C$	uma constante da equação de Arrhenius, particular de cada material;
$c$	uma constante qualquer;
$C(S_m)$	variação de rigidez do material atribuída às mudanças na microestrutura;
$C_k$	pseudo-rigidez;
$C_1, C_2$	constantes de regressão determinadas pela curva de pseudo-rigidez;
$C_{10}, C_{11}, C_{12}$	constantes da regressão;
$D(t)$	função fluência;
$D_0, D_i$ 's	coeficientes da série de Prony;
$D_f$	dano na falha ou dano na ruptura;
$ E^* $	módulo de rigidez do material;
$E$	módulo de elasticidade;
$E(t)$	módulo de relaxação;
$E^*$	módulo complexo do material;
$E'$	módulo de Armazenamento ( <i>Storage Modulus</i> );
$E''$	módulo de Perda ( <i>Loss Modulus</i> );
$E_0$	módulo de elasticidade de um elemento Maxwell;
$E_R$	módulo elástico do material hipotético;
$f$	frequência adotada para o ensaio;
$ G^* $	módulo complexo de cisalhamento dinâmico;
$ G^* _{inicial}$	módulo dinâmico inicial sem dano determinado no ensaio de fadiga;
$ G^* _{LVE}$	módulo de cisalhamento complexo linear viscoelástico;
$G(t)$	módulo viscoelástico linear de relaxação;
$G_\infty, G_i \text{ e } \rho_i$	parâmetros da série de Prony;
$G_e$	módulo de equilíbrio;
$G_i$	módulo elástico da mola do modelo generalizado de Maxwell;
$G_R$	módulo de cisalhamento de referência;
$G_{VE}$	módulo dinâmico viscoelástico;
$i$	número imaginário;
$I$	pseudo-rigidez inicial;
$K_i$	coeficientes de modelos;
$m$	inclinação d aparte central da curva mestra;
$n$	número de elementos da série de Prony;
$N_f$	vida de fadiga;

$N_{u,d}$	vida de fadiga do modelo mecanístico;
$S$	variável interna de estado ou Dano Acumulado;
$S_f$	parâmetro de dano para o critério de falha por fadiga;
$S_M$	variável de estado interna;
$\dot{S}_m$	taxa de evolução do dano;
$t$	tempo;
$T_0$	tempo de relaxação de um elemento Maxwell;
$t_1$ e $t_2$	instantes em que estas tensões foram aplicadas;
$T_i$ 's	tempos de relaxação;
$T_R$	temperatura de referência;
$T_r$	tempo de carregamento na temperatura de referência;
$V_V$	volume de vazios;
$W^R$	densidade de energia da pseudo-tensão;
$\alpha$	parâmetro de dano;
$\alpha_m$	uma constante dependente do material;
$\alpha_T$	fator de deslocamento horizontal ( <i>shift fator</i> );
$\beta$	fator de correção da forma de carregamento;
$\gamma_k$	deformação cisalhante lida no ensaio ciclo $k$ ;
$\gamma^R$	pseudo-deformação de cisalhamento;
$\gamma_0^R$	amplitude de deformação;
$\gamma_{0,PP}^R$	amplitude de deformação de cisalhamento imposta no ensaio pico-a-pico;
$\gamma_{ciclo\ i}^R$	pseudo-deformação no ciclo $i$ ;
$\gamma_k^R$	pseudo-deformação calculada em cada ciclo;
$\Delta t$	tempo de defasagem;
$\delta$	ângulo de fase;
$\delta, \vartheta, \beta$ e $\gamma$	coeficientes da função sigmoideal;
$\delta_{VE}$	ângulo de fase viscoelástico entre as respostas da deformação e a tensão;
$\varepsilon(t)$	deformação em função do tempo;
$\varepsilon$	deformação dependente do tempo do material viscoelástico;
$\varepsilon_0$	amplitude de deformação;
$\varepsilon_0$	deformação uniaxial constante aplicada;
$\varepsilon_e$	deformação referente a parcela elástica;
$\varepsilon_{i,j}$	tensor de deformação;
$\varepsilon_{máx}$	máxima deformação devido à tensão de cisalhamento aplicada;
$\varepsilon^R$	pseudo-deformação;
$\varepsilon_m^R$	pico da pseudo-deformação em cada ciclo da pseudo-tensão;
$\varepsilon_v$	deformação referente a parcela viscosa;
$\eta$	coeficiente de viscosidade do fluido;
$\eta_0$	coeficiente de viscosidade de um elemento Maxwell;
$\rho_i$	tempo de relaxação;

$\sigma(t)$ ;	tensão em função do tempo;
$\sigma_0$ é.	amplitude de tensão ou é uma tensão uniaxial constante aplicada;
$\sigma_1$ e $\sigma_2$	tensões aplicadas ao material;
$\sigma_e$	tensão solicitante referente a parcela elástica;
$\sigma_m$	tensão correlacionada com a $\varepsilon_m^R$ ;
$\sigma^R$	pseudo-tensão;
$\sigma_v$	tensão solicitante referente a parcela viscosa;
$\tau$	incremento de tempo;
$\tau_{máx}$	máxima tensão de cisalhamento aplicada;
$\varphi$	ângulo de fase;
$\omega$	frequência angular;
$\omega_r$	frequência reduzida.

# 1 INTRODUÇÃO

O modal rodoviário é o mais utilizado no País, sendo responsável, por exemplo, por 61,1% do transporte de carga segundo o relatório da Confederação Nacional do Transporte (CNT) em 2016. Ainda, de acordo com a CNT (2016), dos 1.720.756 quilômetros de rodovias no Brasil, apenas 211.468 quilômetros são pavimentados, representando apenas 12,3% do total. Do total pavimentado, apenas 41,8% encontra-se em estado Ótimo ou Bom, enquanto que 34,6% encontra-se em estado Regular, 17,3% Ruim e 6,3% Péssimo, comprometendo significativamente o desempenho operacional e a segurança dos usuários (CNT, 2016). A qualidade do pavimento está diretamente relacionada com os custos dos transportes, pois um pavimento ruim eleva o tempo de deslocamento, os gastos com manutenção dos veículos de carga, o gasto com combustível elevando, assim, o preço final do transporte.

Os pavimentos rígidos são aqueles com revestimento de concreto de cimento Portland, enquanto que os pavimentos flexíveis possuem revestimento asfáltico e é utilizado na maioria das rodovias brasileiras. Este revestimento é a camada mais superficial constituída por agregado graúdo, agregado miúdo, fíler, asfaltos e podendo conter outras adições. A presença do ligante asfáltico, mesmo que em pouca quantidade (em torno de 4% a 8%), torna o comportamento do revestimento dependente do tempo, da taxa de carregamento e da temperatura. De acordo com Coutinho (2012), vários trabalhos publicados no Brasil e no exterior afirmam que os materiais asfálticos apresentam comportamento que pode ser bem representado pelo modelo viscoelástico (Pinto, 1991; Lee e Kim, 1998a; Park e Kim, 1998; Goodrich, 2001; Momm, 2001; Taira e Fabbri, 2001; Daniel e Kim, 2002; Soares e Souza, 2002; Souza e Soares, 2002; Silva, 2009).

O modelo viscoelástico é uma combinação dos modelos de comportamentos de materiais elásticos e viscosos. Essa combinação pode ser feita porque em altas temperaturas o material apresenta um comportamento próximo de fluidos viscosos, enquanto que em baixas temperaturas o material apresenta comportamento próximo ao de sólidos elásticos. Do mesmo modo, quando submetido a carregamentos com taxa lenta, o material assemelha-se a fluidos viscosos e quando submetido a carregamentos rápidos o material assemelha-se a sólidos elásticos.

O comportamento viscoelástico da Mistura de Agregados Finos (MAF, ou Matriz de Agregados Finos) é predominantemente determinado pelo ligante, uma vez que não apresenta um esqueleto sólido que interfira em seu comportamento, ao contrário do CBUQ. Em

Coutinho (2012) e Freire (2014) mostra-se que o dano por fadiga ocasionado na mistura completa inicia-se na parte fina da mistura, motivando assim também o estudo da parte fina de misturas asfálticas como passo intermediário para estimar o comportamento do Concreto Asfáltico (CA). Com isso, o conhecimento da resistência ao dano por fadiga da parte fina da mistura e o quanto esta parte pode influenciar no comportamento do CA auxiliam o processo de escolha e combinação de materiais (CAP, agregados e curva granulométrica) de modo a formar misturas mais resistentes à fadiga.

Outro fato relevante é que a MAF possui estrutura interna mais uniforme do que em CAs. Isto faz com que os ensaios realizados nas MAFs apresentem menores variações nos resultados para amostras de uma mesma mistura. Além disso, por se utilizar amostras de tamanho reduzido (cilindros de aproximadamente 12 mm de diâmetro e 50 mm de altura), quando comparado com as amostras de CA (cilindros de aproximadamente 100 mm de diâmetro e de 35 a 150 mm de altura), há uma considerável economia de material. Por fim, o ensaio de fadiga comumente utilizado no Brasil pode demandar várias horas (ou até mesmo dias) para ser realizado, enquanto que o ensaio adaptado para MAFs neste trabalho deve demandar alguns minutos. Desta forma, o procedimento proposto tende a ser mais rápido e econômico.

Por outro lado, ainda não há normativas em relação ao uso de MAFs para determinação de propriedades da fadiga das misturas completas (CA). Então, cada autor determina qual curva granulométrica utilizar, qual o critério de dosagem, qual o ensaio a ser realizado e qual análise aplicar nos resultados. Isso acaba gerando diversas metodologias sem uma unificação dos procedimentos a serem adotados. Por isso, surge a necessidade de comparar procedimentos de dosagem, ensaios e análises de resultados.

Finalmente, o uso da MAF é cada vez maior nos estudos como um passo intermediário para o entendimento da mistura asfáltica completa. Os resultados obtidos podem ser utilizados tanto na análise numérica da deformação permanente, quando são somadas as propriedades dos agregados graúdos, quanto na análise do dano da mistura asfáltica.

Esse estudo então se justifica pela relevância acadêmica de aperfeiçoar procedimentos de ensaios laboratoriais e obter, a partir dos resultados das análises, um aperfeiçoamento da compreensão da teoria por trás da análise do dano contínuo viscoelástico, bem como os ensaios que são utilizados em MAFs.

## 1.1 Objetivos

Nesse presente contexto, buscando averiguar possíveis soluções que possam contemplar pavimentos mais duráveis, mais resistentes, assim como que demandem pequenas manutenções ao longo do período para que foram projetados, essa pesquisa tem como principal objetivo definir uma metodologia para a avaliação do dano em misturas de agregados finos (MAF). Mais ainda, os objetivos específicos desta pesquisa são:

- i. Avaliar as propriedades viscoelásticas de CAPs, MAFs e CAs;
- ii. Aplicar o ensaio de varredura linear de deformação *Linear Amplitude Sweep* (LAS), e o ensaio *Time Sweep* para a análise de fadiga em MAFs;
- iii. Dispor os resultados dos ensaios na MAF para análise posterior como um passo intermediário para o entendimento do comportamento da mistura completa;
- iv. Aplicar o ensaio do tipo *Multiple Stress Creep Recovery* (MSCR) para análise de deformações permanentes em MAFs;
- v. Comparar o comportamento em relação ao dano por fadiga dos CAs com o comportamento encontrado a partir da caracterização do dano por fadiga de suas respectivas MAFs;
- vi. Comparar metodologias de análise do dano contínuo viscoelástico;
- vii. Verificar a sobreposição das curvas características em diferentes esquemas de carregamento;
- viii. Comparar as metodologias de determinação do parâmetro  $\alpha$ .

## 1.2 Organização do Trabalho

Esta dissertação está organizada em seis capítulos, os quais são descritos a seguir:

No capítulo 1 introduz-se o tema proposto para a pesquisa, destacando os principais pontos em uma breve descrição do assunto. Além disso, são apresentados os objetivos da pesquisa a serem atingidos e a estruturação da dissertação para alcançar tais objetivos.

No capítulo 2 é realizada a revisão bibliográfica abordando temas básicos para a realização desta pesquisa. São tratados os assuntos de propriedades viscoelásticas, integrais hereditárias, curva mestra, caracterização da MAF e dosagem da MAF. É apresentado brevemente o histórico de uso da MAF nas pesquisas internacionais e nacionais.

O embasamento teórico necessário para realizar as análises na pesquisa é mostrado no capítulo 3. Neste capítulo encontram-se as principais equações utilizadas na pesquisa, ou as equações que são necessárias para encontrar as equações principais.

No capítulo 4 apresentam-se os materiais utilizados na pesquisa, bem como a sua caracterização. Também é apresentada a metodologia adotada para atingir os objetivos desta pesquisa, bem como os equipamentos e ferramentas utilizadas.

Os resultados obtidos em cada ensaio realizado na duração da pesquisa são demonstrados no capítulo 5. É feita a análise destes resultados bem como as comparações adequadas.

No capítulo 6 são apresentadas as conclusões, dizendo se foram ou não atingidos os objetivos e algumas recomendações para futuras pesquisas nessa linha temática.

Finalmente são referenciadas as fontes bibliográficas utilizadas durante a escrita da dissertação.

## 2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

### 2.1 Propriedades Viscoelásticas

Os ligantes asfálticos apresentam um comportamento intermediário entre um material elástico, um material viscoso e um material plástico, fazendo necessários modelos mais sofisticados, como o modelo viscoelástico, por exemplo. A seguir será explanado o modelo viscoelástico, e como se chegou até nas curvas mestras.

Um material submetido a tensões pode armazenar ou dissipar a energia que foi fornecida. Quando o material é dito elástico, toda a energia mecânica que foi fornecida ao sistema é armazenada, podendo seguir a lei de proporcionalidade linear representada pelo Módulo de Young  $E$ , quando a tensão ( $\sigma$ ) é diretamente proporcional à deformação ( $\epsilon$ ); ou não linear quando a tensão não é proporcional à deformação. Tratando-se da elasticidade linear, a tensão ( $\sigma$ ) depende apenas da deformação ( $\epsilon$ ), sendo o caminho percorrido durante o carregamento em um diagrama tensão deformação igual ao caminho de descarregamento, se superpondo (Babadopulos, 2014).

Em contrapartida, quando há uma relação linear entre a tensão cisalhante atuante ( $\tau$ ) e a taxa de deformação cisalhante  $\dot{\gamma}$  relacionada ao coeficiente de viscosidade ( $\eta$ ), chega-se na representação do comportamento viscoso linear. As equações que associam as tensões e as deformações (ou suas taxas) são denominadas leis constitutivas (Silva, 2009).

Em alguns casos, o material não armazena e não dissipa toda a energia mecânica que é fornecida ao sistema, sendo, então, o comportamento desses materiais fora do escopo das teorias da Elasticidade ou Viscosidade, necessitando então de outros modelos para melhor descrever esse comportamento (Mello, 2008). Nesses casos, aparecem modelos viscoelastoplásticos. Contudo, a adoção de simplificações que resultem em modelos constitutivos mais restritos é uma prática comum devido a dificuldades relativas à compreensão. Adotando-se uma hipótese de pequeno nível de tensão aplicada nos corpos de prova e as a necessidade de simplificações, o modelo viscoelastoplástico é reduzido ao modelo viscoelástico, já que as deformações plásticas e viscoplásticas são desprezíveis frente ao pequeno nível de tensão aplicada (Silva, 2009).

Quando um carregamento é aplicado em materiais viscoelásticos com uma taxa lenta (baixas frequências), o material apresenta deformações lentas com o passar do tempo, aproximando-se do comportamento dos fluidos viscosos. Em compensação, quando esses materiais recebem carregamentos rápidos (alta frequência), eles se aproximam do

comportamento dos sólidos elásticos. As deformações permanentes são, na verdade, recuperáveis no modelo viscoelástico linear, mas em um tempo superior se comparado ao tempo de análise de deformações e tensões, tornando as deformações permanentes no ponto de vista prático (Coutinho, 2012).

Como explicitado no parágrafo anterior, a relação entre tensões e deformações nos materiais viscoelásticos dependem do tempo. Theisen (2006) traz em sua tese alguns fenômenos que ocorrem nestas relações quando o material comporta-se como viscoelástico tais como:

- Resiliência menor que 100%;
- A rigidez depende da taxa de aplicação de carga;
- Se uma carga cíclica é aplicada, ocorre histerese (uma defasagem) resultando em dissipação de energia mecânica;
- Aplicada uma tensão constante, a deformação cresce com o tempo (fluência);
- Aplicada uma deformação constante, a tensão diminui com o tempo (relaxação).

## **2.2 Integrais Hereditárias e Propriedades Fundamentais**

As tensões (ou deformações) resultantes, para materiais no regime viscoelástico linear, dependem de todo o histórico de carregamento e estas grandezas são relacionadas por meio de integrais de superposição de Boltzmann, ou integrais de convolução (Silva, 2009). As equações serão mostradas na parte de embasamento teórico. As integrais trazem as funções de relaxação e fluência, propriedades intrínsecas do material.

Silva (2009) menciona em sua tese que os livros que abordam a teoria da viscoelasticidade (Ferry, 1980; Christensen, 1982; Schapery 1982; Lakes, 1998; Kim, 2006) ressaltam que as propriedades de relaxação e fluência não são grandezas independentes. Babadopulos (2014) menciona que, por serem propriedades fundamentais que representam a mesma característica do material, elas são grandezas interdependentes. Ou seja, para a caracterização das propriedades viscoelásticas do material, basta a determinação de uma das duas. Ambos os autores concordam que as duas propriedades não apresentam relação de reciprocidade perfeita, porém, uma propriedade pode ser obtida matematicamente a partir da outra (Babadopulos, 2014; Silva, 2009; Kim, 2006; Willians *et al.* 1955).

As funções definidas nas integrais hereditárias são obtidas para casos onde o ensaio é estático, não representando algumas situações práticas onde se encontra um material viscoelástico sob solicitações harmônicas ou oscilatórias. Por isso, nesses casos, os materiais

viscoelásticos são caracterizados por meio do: Módulo Complexo ( $E^*$ ) e ângulo de fase ( $\phi$ ); duas propriedades que determinam as respostas mecânicas perante condições de solicitações harmônicas em regime permanente (Mello, 2008).

Quando os ensaios são realizados com solicitações harmônicas, esses ensaios se encontram no domínio da frequência, uma vez que para cada frequência diferente, existirá um resultado diferente. O tempo de ensaios no domínio da frequência tem duração mais curta do que os ensaios no domínio do tempo (ensaios como o de fluência e relaxação) (Silva, 2009). Devido a essa e outras vantagens, o novo método de dimensionamento da AASTHO, o *Mechanistic Empirical Pavement Design Guide* (MEPDG), faz o uso do Módulo Complexo.

Além da frequência, a temperatura é fator importante na análise do comportamento de um material viscoelástico. Por limitações dos equipamentos e de tempo, na caracterização mecânica dos materiais asfálticos, utiliza-se da determinação da Curva Mestra do material. Esse artifício será explicado nos próximos itens e no embasamento teórico.

### **2.3 Curva Mestra**

Estudos clássicos da teoria da viscoelasticidade linear explicam que uma descrição completa do comportamento de tais materiais só é possível para uma faixa de tempo muito ampla, em torno de 10 a 15 ordens logarítmicas. Experimentalmente, isto é impraticável (Silva, 2009). Uma possível solução para esta dificuldade é o Princípio da Superposição Tempo Temperatura (PSTT), que permite a derivação de curvas de propriedades viscoelásticas (módulo complexo, fluência, relaxação) para certa temperatura a partir de curvas obtidas para outras temperaturas. Isso só é possível, pois o princípio estabelece que um aumento na temperatura é aproximadamente equivalente a um aumento no tempo de observação.

Assim, ao invés de realizar um ensaio com um longo tempo de observação, pode-se realizar um ensaio com um curto tempo de observação, mas para diferentes temperaturas. Após montar as curvas experimentais, é possível deslocar, no eixo do tempo, as curvas experimentais por um fator  $a_T$  (*shift fator*), resultando em uma curva chamada de Curva Mestra, com faixa de domínio bem mais ampla (Mello, 2008; Silva, 2009).

### **2.4 Dano por Fadiga**

Considerado um fenômeno de alta complexidade, o dano por fadiga é causado pela formação de trincas ocasionadas pelo carregamento cíclico aplicado ao pavimento, se

tornando um dos grandes problemas encontrados nas misturas asfálticas. Tal dano ocasiona-se pelas mudanças climáticas e passagens de veículos (Coutinho, 2012; Martins, 2014).

O processo de fadiga pode ser compreendido pelas teorias da mecânica da fratura e mecânica do contínuo. Ao compará-las, a mecânica da fratura analisa o fenômeno das microtrincas para representar o comportamento do material, já a mecânica do contínuo se remete, de forma global, os fenômenos da microescala, utilizando-se das propriedades básicas das misturas asfálticas para descrever seu comportamento. Em Coutinho (2012) encontra-se que Teixeira *et al.* (2007) afirma que os principais modelos de dano contínuo são baseados nos estudos de Schapery (1990a e 1990b), Park *et al.* (1996) e Lee e Kim (1998a e 1998b). A lei de evolução das variáveis internas é definida por esses autores por meio da energia de deformação (área sob a curva tensão-deformação em um ensaio monotônico que leva a ruptura) e do princípio de correspondência viscoelástica para caracterizar a evolução do dano sob carregamento monotônico (Schapery, 1984; Kim & Little, 1990; Park *et al.* 1996; Daniel & Kim, 2002).

O mecanismo de trincamento por fadiga é dividido em dois relevantes tipos: base-topo e topo-base. O primeiro deles, que ocorre com maior frequência, se origina na parte inferior do revestimento asfáltico, como consequência das elevadas deformações de tração advindas da flexão do pavimento, se propagando até a sua superfície. Já o segundo tipo, topo-base, advém das tensões de cisalhamento aplicadas à superfície do pavimento, propagando-se até a parte inferior do revestimento (Hintz, 2012).

Os materiais viscoelásticos, quando submetidos a carregamentos associados à fadiga (carregamento cíclicos), dissipam energia por meio de mecanismos viscosos, não danificando necessariamente o material. Um dos indicadores de dano durante os ciclos são as mudanças na energia dissipada, mesmo que essas mudanças sejam parcialmente ocasionadas por fenômenos relacionados à viscosidade do material (Johnson, 2010). Daniel e Kim (2002) chegaram a conclusões consistentes quando compararam o dano medido por meio dos ensaios de carregamento monotônico e cíclico com resultados de campo. Assim, é possível dizer que modelos baseados na teoria do dano contínuo, quando aplicados em misturas asfálticas, podem ser utilizados para caracterizar a fadiga de materiais submetidos a diferentes condições de carregamento, a partir de dados de um único procedimento de curta duração.

A partir do MEPDG, diversos estudos vêm sendo realizados para compreender as principais causas dos principais defeitos da pavimentação asfáltica. Desses estudos, surgiram

projetos de pesquisa que foram realizados na busca da definição de parâmetros capazes de prever satisfatoriamente o desempenho com relação à deformação permanente e à fadiga. O entendimento das propriedades viscoelastoplásticas do ligante asfáltico é fundamental, tendo em vista que a propagação de fissuras e a deformação permanente se dão início no ligante (Castelo Branco, 2008; Coutinho, 2012; Martins, 2014; Freire, 2015; Ng, 2017).

Um desses diversos estudos é o extenso programa percorrido pelos Estados Unidos focado na utilização do parâmetro  $|G^*| \cdot \text{sen} \delta$  obtido com o auxílio do Reômetro de Cisalhamento Dinâmico (Dynamic Shear Rheometer, DSR) e que já é comumente utilizado para avaliar a susceptibilidade a fadiga de ligantes asfálticos na especificação Superpave. (Coutinho, 2012). Porém, por ser apenas uma medida inicial de uma propriedade viscoelástica linear do material ainda não danificado, o parâmetro  $|G^*| \cdot \text{sen} \delta$ , da forma que é utilizado na caracterização Superpave, falha como critério para caracterização do dano por fadiga, como mostrado por Bahia *et al.* (2001).

Algumas hipóteses foram levantadas para justificar a ausência de correlação do  $|G^*| \cdot \text{sen} \delta$  com a vida de fadiga (Bahia *et al.* 2001; Johson *et al.* 2007):

- O dano acumulado devido às cargas repetidas não é corretamente medido para os ligantes, visto que o ensaio é realizado na faixa de viscoelasticidade linear e com um número pequeno de ciclos de carregamento;
- A adição de polímeros e agentes modificadores no ligante melhora o seu desempenho e as propriedades elásticas dos polímeros são requeridas em diferentes estágios de carregamento, no entanto o parâmetro  $|G^*| \cdot \text{sen} \delta$  não diferencia o efeito do polímero na caracterização dos ligantes e das misturas;
- Os níveis de tensão e de deformação a que o ligante é submetido no pavimento são superiores ao utilizado no ensaio;
- O tipo de carregamento e o número de ciclos aplicados no ensaio não representam o que ocorre no pavimento em serviço.

Resultados com alta variabilidade e dependentes do tipo de carregamento aplicado durante o ensaio (deformação controlada ou tensão controlada) foram geradas com a aplicação do conceito de energia dissipada – utilizado para a definição do critério de ruptura em ensaios de fadiga. Esse conceito não permitiu separar a energia dissipada devido ao dano da fração relativa à dissipação de energia viscoelástica (Castelo Branco, 2008). Ao longo dos

anos, a aplicação vem sendo aperfeiçoada, passando a adotar a razão de mudança na energia de pseudo-deformação dissipada, que permite separar a fração das energias viscoelásticas e de dano, com menor variação dos resultados, além de ser independente do modo de carregamento do ensaio (Castelo Branco, 2008; Martins, 2014).

Com o intuito de realizar a caracterização do dano por fadiga em MAFs, Kim *et al.* (2006) empregaram a equação da energia dissipada por um material viscoelástico em ensaios conduzidos a deformação controlada. Já Johnson (2010), por meio de resultados de ensaios de varredura linear de deformação (LAS), empregou o conceito de dano contínuo em meio viscoelástico (VECD - *Viscoelastic Continuum Damage*) para análise do dano por fadiga em CAPs.

Johnson (2010) desenvolveu o ensaio LAS (*Linear Amplitude Sweep*) para determinar as características dos ligantes asfálticos relacionados à fadiga. Este ensaio acelerado é dividido em duas etapas: (1) uma varredura de frequência e (2) uma varredura de amplitude de deformação. Na primeira parte, as propriedades viscoelásticas na região linear são determinadas com o intuito de estabelecer um quadro de referência apropriado para avaliar o acúmulo do dano na amostra. Na segunda parte, a uma frequência constante de 10 Hz e temperatura de 25 °C, é realizado um ensaio em que o material elevado à ruptura, por meio do qual os parâmetros do modelo de fadiga são determinados. Hintz (2012) concluiu que o ensaio LAS, desenvolvido por Johnson (2010), não é um ensaio de fadiga verdadeiro e é problemático devido às mudanças relativamente grandes e bruscas na amplitude de deformação. A autora recomenda que o carregamento de amplitude deve ser aumentado de maneira linear em cada ciclo de carregamento, ao invés de degraus de amplitude de deformação, com o intuito de eliminar as trincas na periferia da amostra ainda na fase de condicionamento da amostra (Pamplona, 2013).

Hintz *et al.* (2011) sugeriram a alteração no procedimento de ensaio proposto por Johnson (2010), pois, segundo estes autores, alguns CAPs apresentaram pouco dano durante os ensaios. Para aumentar o dano por fadiga sofrido pelo material durante o procedimento de ensaio, o número de amplitudes de deformação aplicadas passou de 20 para 30 (entre 0,1% e 30%). Resultados satisfatórios para todos os CAPs avaliados foram encontrados com essa alteração no procedimento, dado que todos atingiram um nível de dano por fadiga suficiente para que a análise pudesse ser feita de maneira adequada.

Um novo esquema de carregamento foi apresentado, de forma a simplificar o método LAS em função da limitação de alguns reômetros que não conseguem aplicar deformações com degraus abruptos; dessa forma, foram propostos pequenos incrementos de deformação em cada ciclo, em outras palavras, uma varredura de amplitude em rampa que foi sugerido e validado por Hintz e Bahia (2013) – levando a uma modificação no protocolo de ensaio na AASHTO TP 101-12 (Hintz & Bahia, 2013). Martins (2014) sugere que, dada a complexidade do ensaio LAS, os resultados sejam utilizados para classificar ligantes quanto à tolerância ao dano ao invés da resistência à fadiga. Uma revisão do novo método foi apresentada e publicada pela AASTHO, TP101-12-UL denominado Estimativa da Tolerância ao Dano de Ligantes Asfálticos utilizando Varredura Linear de Amplitude de Deformação – (LAS), contemplando a revisão do procedimento e incluindo o novo parâmetro (Martins, 2014).

## **2.5 Caracterização da MAF**

### **2.5.1 Correlação entre o MAF e o concreto asfáltico**

Desde que os pesquisadores perceberam a evidente relação entre o MAF e as propriedades do concreto asfáltico, a utilização da MAF para caracterizar as propriedades do concreto asfáltico ganhou mais destaque. Os pesquisadores Underwood e Kim (2011) analisaram o efeito de diferentes composições, utilizando propriedades viscoelásticas lineares (Módulo de Cisalhamento Dinâmico  $|G^*|$  e ângulo de fase ( $\delta$ )), para as quatro escalas de materiais: ligante, mástique, MAF e concreto asfáltico. Para isso, seis MAFs foram confeccionadas com diferentes teores de ligante asfáltico e teores, mantendo um agregado mineral de tamanho máximo nominal de 2,36 mm. A partir dos resultados, tais autores concluíram que o módulo dinâmico e o ângulo de fase para a MAF e concreto asfáltico são similares, e devido a essa semelhança as MAFs apresentaram a mesma tendência do comportamento de misturas de concreto asfáltico em diferentes condições de ensaio.

Os estudos de Motamed *et al.* (2012) também concretizam a importância da MAF, ao concluírem que a MAF é capaz de caracterizar as misturas de concreto asfáltico de forma qualitativa. Ao compararem a resistência à trinca por fadiga entre o MAF e o concreto asfáltico, observaram que o MAF apresentou a mesma ordem de classificação para o tempo de fadiga do concreto asfáltico produzido com os mesmos ligantes modificados. Para fazer a comparação qualitativa entre as fases do ligante asfáltico modificado e as esferas de vidro, os

autores utilizaram a teoria do dano contínuo viscoelástico (VECD), pois ela fornece uma verdadeira caracterização de falhas do material.

Corroborando com os autores citados anteriormente, há estudos que demonstram a adequada correlação das propriedades de dano entre o MAF e o concreto asfáltico. Há uma concordância entre as curvas característica de dano ( $C$  vs  $S$ ) da MAF e do concreto asfáltico, nos ensaios realizados a 10 e a 19 °C, porém os valores de  $C$  na falha para a MAF foram menores que os valores na falha para o concreto asfáltico. Em relação aos ensaios com a MAF e o concreto asfáltico realizados a temperatura de 25 °C, não foi possível haver um comparativo entre os resultados, uma vez que a curva de danos para ambos os materiais (MAF e asfalto) apresentou uma variação significativa que pode estar relacionada a alguma viscoplasticidade ou outro mecanismo (Gudipudi & Underwood, 2015).

### **2.5.2 Tamanho Nominal Máximo dos Agregados da MAF**

O tamanho da peneira a ser utilizada se torna importante, à medida que ocorre uma padronização entre diferentes autores. Underwood e Kim (2011) justificam o uso de agregados passantes na peneira #8 (2,38 mm) baseando-se na teoria dos princípios do empacotamento. Tal teoria assume que o diâmetro ideal do agregado é aquele que se ajusta ao espaço gerado pelo agregado graúdo, em que este espaço é representado pela divisão do Tamanho Máximo Nominal (TMN) do agregado graúdo por três. Visando compreender melhor, seria o caso de adotar nesta teoria uma MAF com agregados minerais de TMN 2,36 mm (para os padrões americanos, que representa 2,0 mm em padrões brasileiros) para um concreto asfáltico com TMN de 9,5 e 12,5 mm.

Por mais que a peneira #16 (1,18 mm) seja a recomendada para as pesquisas com MAF, no Brasil, por esta peneira não fazer parte da série de peneiras brasileiras para misturas de concreto asfáltico, adota-se a peneira #10 (2,0 mm) para se produzir as amostras de MAF. Freire *et al.* (2017), também, em seu estudo buscou comparar a característica de dano de três diferentes estruturas de MAF com o concreto asfáltico produzido com TMN de 12,5 mm, a fim de identificar qual estrutura MAF representa melhor o concreto asfáltico. A pesquisa concluiu que os agregados com TMN #10 são adequados para as amostras MAF. Isso se deu devido às curvas de vida de fadiga para MAF e o concreto asfáltico apresentarem inclinações similares. Em outras palavras, foram observadas uma tendência semelhante na evolução do dano nas amostras de MAF com TMN de 2,00 mm e o concreto asfáltico com TMN de 12,5 mm.

Além dessa explicação, há outra razão que a autora Ng (2017) também defende. O tamanho de partículas passantes pela peneira # 10 é a razão entre o tamanho do agregado e o diâmetro da amostra de 1: 6, que é menor que o mínimo de 1: 3 recomendado por Kim *et al.* (2004) segundo Ng (2017). Baseando-se também nesses estudos citados, adotou-se nesta pesquisa a MAF produzida com agregados passantes pela peneira #10 (2,0 mm).

## 2.6 Dosagem de MAFs

Há, na literatura, alguns métodos de dosagem de MAFs que merecem destaque, pois como não há uma normatização ou um procedimento de ensaio, se tornam necessárias algumas referências para embasar o tema. Para isso, quatro métodos serão brevemente descritos a seguir:

### 2.6.1 Método sugerido por Kim *et al.* (2003)

Os pesquisadores que propuseram tal método foram precursores no estudo de MAFs. Fixaram um teor arbitrário de CAP de 8% em massa, independentemente dos materiais adotados e da granulometria do agregado, com o objetivo de obter uma espessura de ligante de 10  $\mu\text{m}$ , aproximadamente. A mistura dos agregados que passam na peneira #16 (1,18 mm) com o ligante foi baseado na norma ASTM D4402 (2002). Após a mistura, em moldes confeccionados especificamente para o estudo, as amostras foram compactadas em forma cilíndricas com 12 mm de diâmetro e 50 mm de altura. A Figura 2-1abaixo corresponde ao molde utilizado no estudo (Kim *et al.* 2003).



Figura 2-1. Molde de Compactação (Coutinho, 2012)

### 2.6.2 Método sugerido por Castelo Branco (2008)

No estudo da pesquisadora Castelo Branco (2008), há um diferencial que merece destaque, visto que o processo de obtenção das amostras foi realizado a partir da extração de testemunhos retirados de corpos de prova obtidos no compactador giratório. Adicionalmente, em tal método, as amostras produzidas tiveram a finalidade de representar a parte fina de uma mistura asfáltica completa, ao invés de analisar o efeito do tipo e do teor de filer nas propriedades de misturas asfálticas.

Para realizar os ensaios, anteriormente define-se a quantidade de CAP a ser utilizado na dosagem da MAF, que será necessária para preparação das amostras. São obtidas amostras cilíndricas com 150 mm de diâmetro e aproximadamente 90 mm de altura a partir da mistura e compactação das amostras em um compactador giratório. Após a obtenção dos CPs cilíndricos, é necessário serrar o topo e base para que a altura passe de 90 mm para 50 mm, eliminando partes heterogêneas; para que assim, as amostras extraídas com a serra copo (acoplada em uma furadeira de bancada) sejam compatíveis com a altura de ensaio no reômetro. A Figura 2-2 a seguir apresenta as amostras após o corte e a extração.



Figura 2-2. CPs Cilíndrico serrado topo e base e amostras extraídas com a serra copo (Castelo Branco, 2008)

Para obter as amostras cilíndricas finais, antes é necessário seguir algumas etapas da dosagem da MAFs. Castelo Branco (2008) propôs os seguintes passos de dosagem:

1. Estabelecer as informações relativas às MAC: massa da amostra da mistura completa ( $W_{MAC}$ ), curva granulométrica, percentual de agregados passante na peneira #16 (%pass#16), teor de ligante n(% $P_{b, MAC}$ ) e massa de ligante ( $W_b$ ) Equação (2.1);
2. Determinar a massa de agregados presentes na MAC que passa na peneira #16 ( $W_{agg(MAF)}$ ) (Equação (2.2)) e elaborar a curva granulométrica da MAF, mantendo-se as mesmas proporções da MAC para cada agregado passa na peneira #16;
3. Definir a massa total ( $W_{CP}$ ) que vai ser utilizada na produção das amostras cilíndricas (90x150 mm);

4. Calcular a massa de cada fração de agregado que é necessária para compor a massa de agregados de MAF ( $W_{agg(MAF)}$ );
5. Calcular o teor de ligante presente na MAF ( $\%P_{b,MAF}$ ) e a massa de ligante necessária para moldar as amostras cilíndricas de MAF ( $W_{b,MAF}$ ) (Equação (2.3) e Equação (2.4)).

$$W_b = W_{MAC} * \%P_{b,MAC} \quad \text{Equação (2.1)}$$

$$W_{agg(MAF)} = \%pass\#16 * W_{MAC} \quad \text{Equação (2.2)}$$

$$\%P_{b,MAF} = \frac{W_b}{W_{agg(MAF)} + W_b} \quad \text{Equação (2.3)}$$

$$W_{b,MAF} = W_{CP} * \%P_{b,MAF} \quad \text{Equação (2.4)}$$

### 2.6.3 Método sugerido por Sousa et al. (2012)

Sousa *et al.* (2012) sugeriram um novo método de dosagem da MAF. Do mesmo modo que realizado no estudo anterior da Castelo Branco (2008), a proporção de agregados finos na composição granulométrica da MAF foi igual ao encontrado na MAC, entretanto, neste método os agregados finos foram normalizados com respeito a maior peneira utilizada na dosagem da MAF (#16). Para determinar o teor de ligante, foi realizada uma separação experimental da porção fina (agregados menores que 1,18 mm) e da porção graúda, nos seguintes passos:

1. Após a preparação das três misturas soltas da MAC, essas são submetidas há um período de duas horas em estufa a  $135 \pm 5$  °C para o envelhecimento;
2. Submetem-se as misturas soltas a um resfriamento de uma hora, destorroando os possíveis grumos com as mãos durante o meio do processo;
3. As misturas soltas são passadas nas peneiras #4, #8 e #16, separando-as em grupos de acordo com tamanho, sendo que o grupo um corresponderia aos materiais de maior diâmetro, enquanto que o grupo quatro o de menor tamanho;
4. Após a separação, os materiais são secos na estufa em uma temperatura de 110 °C e cada grupo é posteriormente inserido em um recipiente, onde há o registro da massa do recipiente ( $W_p$ ) e da massa do recipiente com o material ( $W_{MI}$ );
5. A extração do ligante é realizada com a inserção dos recipientes em uma estufa de ignição e registra-se a nova massa do recipiente em cada grupo ( $W_{AI}$ )

6. Finalmente é possível calcular o teor do ligante para cada grupo com a fórmula da Equação (2.5). Utiliza-se o teor de ligante calculado no grupo quatro para confecção das amostras de MAF.

$$P_{Bi} = \frac{W_{Mi} - W_{Ai}}{W_{Mi} - W_p} \quad \text{Equação (2.5)}$$

As amostras de MAF são produzidas tais quais o método proposto por (Castelo Branco, 2008), porém neste trabalho os pesquisadores produziram amostras após o compactador giratório com altura de 85 mm.

#### **2.6.4 Método sugerido por Coutinho (2012) e posteriormente adaptado por Freire (2015)**

Para obter o conteúdo de ligante na MAF, utilizando o método proposto por Coutinho (2012) e posteriormente adaptado por Freire (2015), os seguintes passos devem ser executados com a mistura solta de MAC:

1. Separação de 1000 gramas de da mistura MAC solta em duas frações usando a peneira # 10 (2,00 mm): material retido na peneira #10 (agregado graúdo coberto por mástique e agregado fino coberto por asfalto e aderido às partículas grossas),  $W_c$ , e material passante na peneira #10 (agregados finos cobertos por asfalto),  $W_f$ ;
2. Extração do ligante das duas porções obtidas na etapa anterior: obtenção da massa total retida na peneira #10 ( $W_{ca}$ ), a massa de asfalto da fração retida na peneira #10 ( $W_{cb} = W_c - W_{ca}$ ), a massa total passando pela peneira #10 ( $W_{fa}$ ) e a massa de asfalto da fração passante na peneira #10 ( $W_{fb} = W_f - W_{fa}$ );
3. Fracionamento da massa dos agregados retidos na peneira #10 para obter duas porções: massa de agregado graúdo ( $W_{cac}$ ) e massa de agregado fino aderido ao agregado graúdo ( $W_{caf}$ ).

O conteúdo de ligante presente no material passante na peneira #10 ( $C_{MAF}$ ) é obtido pela Equação (2.6):

$$C_{MAF} = \frac{W_{fb}}{W_f} \quad \text{Equação (2.6)}$$

Um aspecto crítico neste procedimento é a desconsideração da fração de MAF aderida ao agregado graúdo, no entanto, (Freire, 2015) propôs uma correção na fórmula apresentada por (Coutinho, 2012) para obter o teor de ligante na MAF levando em consideração a fração de MAF aderida aos agregados graúdos. Na concepção desta fórmula, Freire (2015) assumiu que o teor de ligante da MAF aderida aos agregados graúdos é igual ao teor de ligante da

MAF passante na peneira #10. O teor de ligante corrigido da MAF é calculado pela Equação (2.7):

$$C_{MAF} = \frac{W_{fb} + W_{cbf}}{W_f + W_{caf} + W_{cbf}} \quad \text{Equação (2.7)}$$

## 3 EMBASAMENTO TEÓRICO

### 3.1 Fluência e Relaxação

#### 3.1.1 Fluência

Quando o material é submetido a uma tensão constante, uma deformação lenta e progressiva aparece, caracterizando assim o fenômeno da Fluência. Durante o ensaio de fluência (ou *creep test*), este comportamento é notado em materiais viscoelásticos. Resultados típicos desses ensaios são funções onde as deformações crescem ao longo do tempo, mas com declividade decrescente (Theisen, 2006).

A função fluência pode ser descrita por meio da seguinte equação:

$$D(t) = \varepsilon(t)/\sigma_0 \quad (3.1)$$

onde  $D(t)$  é a função fluência;  $\varepsilon(t)$  é a deformação em função do tempo;  $\sigma_0$  é uma tensão uniaxial constante aplicada.

#### 3.1.2 Relaxação

Relaxação é quando o material é mantido sob deformação constante e ocorre o decréscimo gradual da tensão. Esse comportamento é notado quando se executa o ensaio de relaxação. Funções típicas de relaxação são decrescentes em função do tempo.

A função Relaxação é descrita pela equação:

$$E(t) = \sigma(t)/\varepsilon_0 \quad (3.2)$$

onde  $E(t)$  é o módulo de relaxação;  $\sigma(t)$  é a tensão em função do tempo;  $\varepsilon_0$  é a deformação uniaxial constante aplicada.

### 3.2 Integrais Hereditárias

Como explicado no referencial teórico, as equações constitutivas dos materiais viscoelásticos, devido à dependência do tempo e da taxa de aplicação da carga, deixam de ser algébricas e passa a ser descritas por integrais de convolução. No caso de materiais viscoelástico lineares, as relações tensão-deformação são dadas pelas seguintes equações:

$$\sigma(t) = \int_0^t E(t - \tau) \frac{\partial \varepsilon}{\partial \tau} \partial \tau \quad (3.3)$$

$$\varepsilon(t) = \int_0^t D(t - \tau) \frac{\partial \sigma}{\partial \tau} \partial \tau \quad (3.4)$$

onde  $E(t)$  é o módulo de relaxação;  $D(t)$  é a função fluência;  $t$  é o tempo a partir de um referencial;  $\tau$  é o tempo contado a partir do início da aplicação da carga.

Segundo Soares e Souza (2003), para se resolver a Equação (3.3) e a Equação (3.4) a função fluência ou o módulo de relaxação precisam ser representados matematicamente. A série de Prony é umas das representações matemáticas mais utilizadas, é dada pela equação:

$$D(t) = D_0 + \sum_{i=1}^N D_i \left[ 1 - \exp \left( -\frac{t}{T_i} \right) \right] \quad (3.5)$$

onde  $D_0$ ,  $D_i$ 's são coeficiente da série de Prony;  $T_i$ 's são os tempos de relaxação.

Huang (1993) afirma que com a curva de fluência dada, as constantes viscoelásticas de um modelo genérico qualquer pode ser determinada pelo método dos resíduos sucessivos (*Successive Residuals*), porém é mais conveniente usar um método de colocação (*Collocation Method*).

De acordo com Schapery (1982), citado por (Portela, 2011), duas condições devem ser atendidas para que o material tenha um comportamento linear, seja ele viscoso ou elástico: homogeneidade (ou proporcionalidade) e a superposição, sendo este último conhecido como o Princípio da Superposição de Boltzmann (Portela, 2011). A proporcionalidade é expressa matematicamente da seguinte forma:

$$\varepsilon[c\sigma(t)] = c\varepsilon[\sigma(t)] \quad (3.6)$$

onde  $c$  é uma constante qualquer.

Enquanto que a superposição é expressa como:

$$\varepsilon[\sigma_1(t - t_1) + \sigma_2(t - t_2)] = \varepsilon[\sigma_1(t - t_1)] + \varepsilon[\sigma_2(t - t_2)] \quad (3.7)$$

onde  $\sigma_1$  e  $\sigma_2$  são tensões aplicadas ao material;  $t_1$  e  $t_2$  representam os instantes em que estas tensões foram aplicadas.

Segundo Soares e Souza (2003), o comportamento mecânico do material será dito não-linear se uma das equações, Equação (3.6) e Equação (3.7) não for satisfeita, e, para este caso, algumas teorias de viscoelasticidade não-linear são comumente usadas, como: Schapery (1969) e Christensen (1982). Vale ressaltar que esse modelo não é capaz de representar deformações permanentes.

Existem, porém, algumas dificuldades operacionais para obtenção do Módulo de Relaxação e da Função Fluência a partir de experimentos. Silva (2009) enumera em sua tese algumas dessas dificuldades:

- Aplicação súbita de um nível de deformação constante para o caso de um ensaio de Módulo de Relaxação;

- Impossibilidade de aplicação instantânea de alguma grandeza mecânica (tanto tensão como deformação) em um material viscoelástico.

Tendo em vistas essas dificuldades operacionais, ensaios que consistem na aplicação de um carregamento oscilatório harmônico têm sido investigados (Silva, 2009). Se o comportamento do material é viscoelástico, a resposta a uma sollicitação senoidal também será senoidal, mas defasada por certo ângulo de fase ( $\varphi$ ). Seja uma deformação imposta obedecendo a uma equação senoidal, então a resposta mecânica de um material viscoelástico também é dada por uma equação senoidal, porém defasada no tempo (Mello, 2008):

$$\varepsilon(t) = \varepsilon_0 \text{sen}(\omega t) \quad (3.8)$$

$$\sigma(t) = \sigma_0 \text{sen}(\omega t + \varphi) \quad (3.9)$$

onde  $\varepsilon_0$  é a amplitude de deformação;  $\sigma_0$  é a amplitude de tensão;  $\omega$  é a frequência angular;  $\varphi$  é o ângulo de fase.

O comportamento está representado na Figura 3-1 por um esquema de ensaio com sollicitação harmônica.

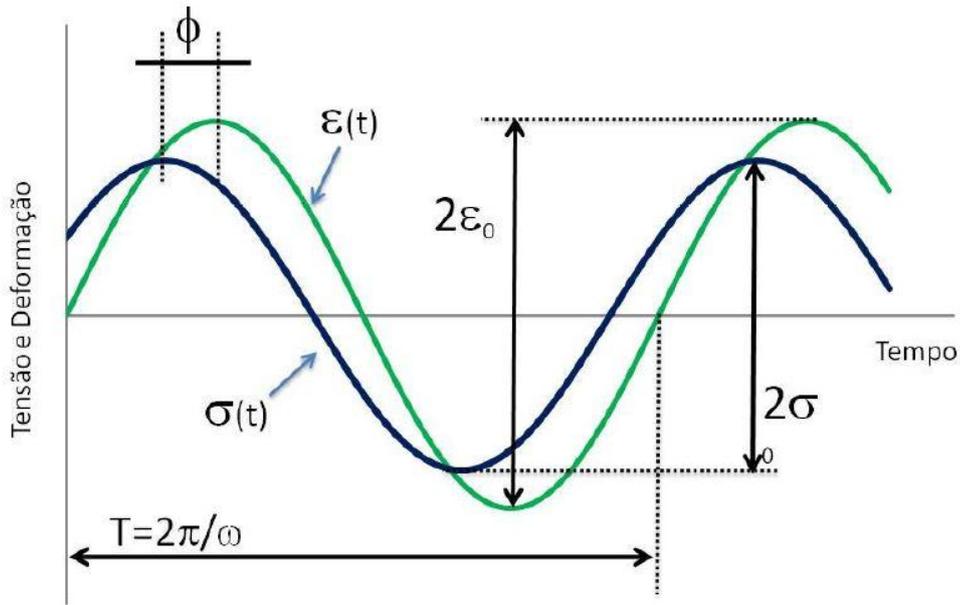


Figura 3-1. Esquema de uma solicitação harmônica em um material viscoelástico (Mello, 2008)

São definidas duas parcelas de módulo em função das amplitudes  $\sigma_0$  e  $\varepsilon_0$ :

$$E' = \frac{\sigma_0}{\varepsilon_0} \cos(\varphi) = |E^*| \cos(\varphi) \quad \text{Equação (3.10)}$$

$$E'' = \frac{\sigma_0}{\varepsilon_0} \sin(\varphi) = |E^*| \sin(\varphi) \quad \text{Equação (3.11)}$$

onde  $|E^*|$  é denominado Módulo de rigidez do material, definido como a razão entre  $\sigma_0$  e  $\varepsilon_0$ ;  $E^*$  é denominado Módulo complexo do material;  $E'$  é denominado Módulo de Armazenamento (*Storage Modulus*);  $E''$  é denominado Módulo de Perda (*Loss Modulus*).

O módulo  $E'$  se refere à parte elástica, onde toda energia fornecida é devolvida em forma de deformação, enquanto que o módulo  $E''$  se refere ao comportamento viscoso, onde, devido às deformações permanentes, toda energia fornecida é dissipada. Sendo assim, a  $\tan(\varphi)$  é referida como uma relação de atrito interno ou amortecimento mecânico segundo Lakes (1998), citado por Theisen (2006). Sendo assim, quando o ângulo de fase for igual a zero ( $\varphi=0^\circ$ ), o material é puramente elástico e não há dissipação de energia; do mesmo modo, se o ângulo de fase for igual a noventa ( $\varphi=90^\circ$ ), o material é puramente viscoso e não existe armazenamento de energia (Theisen, 2006). Portanto, rigidez do material pode ser tratada com um número complexo, assim surgindo a definição de Módulo Complexo, conforme a seguinte equação:

$$E^* = E' + E''i \quad \text{Equação (3.12)}$$

Por meio de modelos reológicos viscoelásticos, todos os fenômenos explicados até aqui podem ser modelados matematicamente, em função de constantes que podem ser determinadas a partir de análise inversa de resultados de ensaios (Theisen, 2006).

### 3.3 Modelo Reológico

Segundo Huang (1993), os materiais viscoelásticos possuem ambas as propriedades elásticas de um sólido e a viscosidade de um líquido. Por causa da componente viscosa, o comportamento de materiais viscoelásticos é dependente do tempo, quanto maior o tempo, maior o escoamento. O CAP é um material viscoelástico, e por isso tem seu comportamento descrito por teorias viscoelásticas. Existem muitos modelos mecânicos para descrever o comportamento viscoelástico.

Os modelos partem do princípio de uma mola totalmente elástica, que segue a lei de Hooke (com  $E$  como módulo de elasticidade) e de um amortecedor que segue a lei de Newton com resposta totalmente viscosa (com  $\eta$  como módulo de viscosidade). A partir desses dois elementos simples, são criadas cadeias de associações em série e/ou paralelo, de acordo com o material que será descrito; adicionando-se mais molas para aumentar a parcela elástica do material, ou adicionando mais amortecedores para aumentar a parcela viscosa do material. A Figura 3-4 representa os modelos de Maxwell, Kelvin e Burgers, respectivamente. O trabalho será limitado a um modelo de Maxwell, por ser suficiente para atingir o objetivo final.

As leis que caracterizam os dois materiais, a mola e o amortecedor, são descritas pelas equações seguintes, respectivamente.

$$\sigma_e = E \varepsilon_e \quad (3.13)$$

$$\sigma_v = \eta \frac{d\varepsilon_v}{dt} \quad (3.14)$$

onde  $E$  é o módulo de elasticidade;  $\eta$  é o coeficiente de viscosidade do fluido;  $\sigma_e$  é a tensão solicitante referente a parcela elástica;  $\sigma_v$  é a tensão solicitante referente a parcela viscosa;  $\varepsilon_e$  é a deformação referente a parcela elástica;  $\varepsilon_v$  é a deformação referente a parcela viscosa;  $t$  é o tempo.

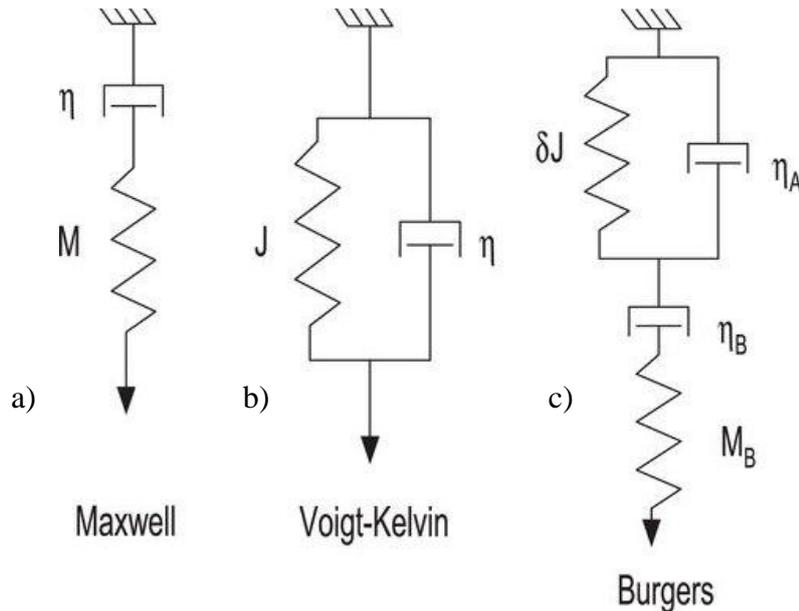


Figura 3-2. Modelos Mecânicos para Materiais Viscoelásticos (Henning *et al.* 2009)

O modelo de Maxwell consiste na associação em série de uma mola e um amortecedor, conforme a Figura 3-2(a). Assim, a tensão  $\sigma$  e deformação  $\varepsilon$  são divididas entre ambos os elementos; sendo que na mola a deformação é instantânea após aplicação da tensão porque o módulo de elasticidade não é uma variável dependente do tempo, como mostra a Equação (3.13). Já no amortecedor a deformação acontece ao longo do tempo, como mostra a Equação (3.14). Sendo assim, o comportamento da unidade pode ser descrito pelas equações:

$$\sigma = \sigma_e = \sigma_v \quad (3.15)$$

$$\varepsilon = \varepsilon_e + \varepsilon_v \quad (3.16)$$

onde  $\sigma_e$  é a tensão solicitante referente a parcela elástica;  $\sigma_v$  é a tensão solicitante referente a parcela viscosa;  $\varepsilon_e$  é a deformação referente a parcela elástica;  $\varepsilon_v$  é a deformação referente a parcela viscosa.

Combinando as equações 3.13, 3.14, 3.15 e 3.16, é deduzida a relação tensão-deformação básica para o modelo de Maxwell, expressa pela seguinte equação:

$$\frac{d\varepsilon}{dt} = \frac{1}{E_0} \frac{d\sigma}{dt} + \frac{1}{\eta_0} \sigma \quad (3.17)$$

onde  $E_0$  é o módulo de elasticidade de um elemento Maxwell;  $\eta_0$  é o coeficiente de viscosidade de um elemento Maxwell;  $\varepsilon$  é a deformação.

O primeiro termo do lado direito da Equação (3.17) é referente à taxa de tensão referente à mola e o segundo termo referente ao amortecedor. Se a tensão for mantida constante,  $d\varepsilon/dt$  é igual à zero, ou então após a integração obtém-se a seguinte equação:

$$\sigma = \sigma_0 \exp\left(-\frac{t}{T_0}\right) \quad (3.18)$$

onde  $T_0$  é o tempo de relaxação de um elemento Maxwell.

Já definindo uma unidade do elemento de Maxwell, é possível, então, associar várias unidades em paralelo, obtendo o chamado Modelo Generalizado de Maxwell. Nesse caso, a tensão  $\sigma$  será a soma das tensões em cada um dos elementos de Maxwell, onde todos têm a mesma deformação  $\varepsilon$  (Theisen, 2006).

### 3.4 Reômetro de Cisalhamento Dinâmico

Por meio do ensaio realizado com o Reômetro de Cisalhamento Dinâmico (*Dynamical Shear Rheometer* – DSR) é possível medir o módulo complexo de cisalhamento ( $|G^*|$ ) e o ângulo de fase ( $\varphi$ ), submetendo uma pequena quantidade de ligante a tensões de cisalhamento oscilatórias, entre duas placas, sendo uma delas fixa. O módulo complexo e o ângulo de fase podem ser definidos por:

$$|G^*| = \frac{\tau_{máx}}{\varepsilon_{máx}} \quad (3.19)$$

$$\varphi = \omega (\Delta t) \quad (3.20)$$

onde  $|G^*|$  é o módulo complexo de cisalhamento dinâmico;  $\tau_{máx}$  é a máxima tensão de cisalhamento aplicada;  $\varepsilon_{máx}$  é a máxima deformação devido à tensão de cisalhamento aplicada;  $\varphi$  é o ângulo de fase;  $\omega$  é a frequência angular;  $\Delta t$  é o tempo de defasagem.

Na Figura 3-1 é possível observar o carregamento solicitante e a deformação devido à tensão aplicada, assim como a máxima tensão de cisalhamento e a máxima deformação devido à tensão de cisalhamento.

### 3.5 Curvas Mestras

Para se calcular o fator de translação horizontal  $\alpha_T$  (*shift factor*), escolhe-se uma determinada temperatura de referência ( $T_R$ ) e deslocam-se horizontalmente as demais curvas para o estado térmico da temperatura de referência. Este fator pode ser calculado por meio da equação de Arrhenius (Silva, 2009):

$$\log(\alpha_t) = C \left( \frac{1}{T} - \frac{1}{T_R} \right) \quad (3.21)$$

onde  $\alpha_T$  é o fator de deslocamento horizontal (*shift factor*) para a temperatura de ensaio  $T$  em relação à temperatura de referência  $T_R$ ;  $T_R$  é a temperatura de referência;  $C$  é uma constante da equação de Arrhenius, particular de cada material.

A constante da equação de Arrhenius é proporcional a Energia de Ativação de Fluxo ( $E_a$ ), dada por:

$$C = \frac{434,2 E_a}{R} \quad (3.22)$$

onde  $E_a$  é a energia de ativação de fluxo, característica de cada material viscoelástico;  $R$  é a constante universal dos gases.

Outra equação que segundo Kim (2006) se ajusta muito bem na composição de curvas mestras para misturas asfálticas é a equação de WLF proposta por Williams *et al.* (1955). É uma relação puramente empírica para sistemas poliméricos gerais e é expressa por:

$$\log(\alpha_T) = \frac{C_1(T-T_r)}{C_2+T-T_R} \quad (3.23)$$

onde  $C_1$  e  $C_2$  são constantes empíricas da equação de WLF, características de cada material viscoelástico.

Silva (2009) apresenta alguns valores citados por diversos autores da constante de Arrhenius, Tabela 3-1, e para as constantes de WLF, Tabela 3-2, para a Equação (3.22) e a Equação (3.23), respectivamente. Devido à heterogeneidade das misturas asfálticas, métodos numéricos ou adaptações das equações analíticas devem ser utilizados, já que dificilmente existirá uma equação analítica capaz de descrever um fator de translação para todas as temperaturas de ensaio.

Tabela 3-1 – Constantes de Arrhenius típicas de misturas asfálticas (Silva, 2009)

Fonte	Energia de Ativação $E_a$ (kJ/mol)	C (K)	Material
Christensen Jr. & Anderson (1992)	261	13.631	Mistura Asfáltica
Lyton <i>et al.</i> (1993)	-	13.060	Mistura Asfáltica
MEDANI & HUURMAN (2003)	196	10.237	Mistura Asfáltica
Jacobs (1995)	-	7.680	Mistura Asfáltica

Tabela 3-2 – Constantes de WLF típicas de sistemas poliméricos e misturas asfálticas (Silva, 2009)

Fonte	$C_1$	$C_2$ (K)	Material
Ferry (1980)	-8,86	101,6	Sistemas Poliméricos em geral
Sayegh (1967)	-9,5	95	Mistura Asfáltica
Lyton <i>et al.</i> (1993)	-19	92	Mistura Asfáltica
Medani & Huurman (2003)	-12	102	Mistura Asfáltica

Outro processo para a determinação dos fatores de translação é o ajuste de uma função sigmoideal, dada por Mello (2008):

$$\log|E^*| = \delta + \frac{\vartheta}{1 + \exp(\beta + \gamma \log(\frac{1}{\omega_r}))} \quad \text{Equação (3.24)}$$

$$\log \alpha_T(T_i) = a T_i^2 + b T_i + c \quad \text{Equação (3.25)}$$

onde  $\delta$ ,  $\vartheta$ ,  $\beta$  e  $\gamma$  são coeficientes da função;  $\omega_r$  é a frequência reduzida;  $\alpha_T$  é o fator de translação;  $a$ ,  $b$  e  $c$  são coeficientes determinados durante a construção da Curva Mestra.

O fator de translação é função da temperatura e é definida pela a seguir (Mello, 2008):

$$\alpha_T = \frac{t}{t_r} = \frac{\omega_r}{\omega} \quad (3.26)$$

onde  $t$  é o tempo de carregamento em uma temperatura de interesse;  $t_r$  é o tempo de carregamento na temperatura de referência;  $\alpha_T$  é o fator translação função da temperatura.

A figura a seguir apresenta um exemplo da construção de uma curva mestra para uma temperatura de referência de 21 °C por meio da translação horizontal.

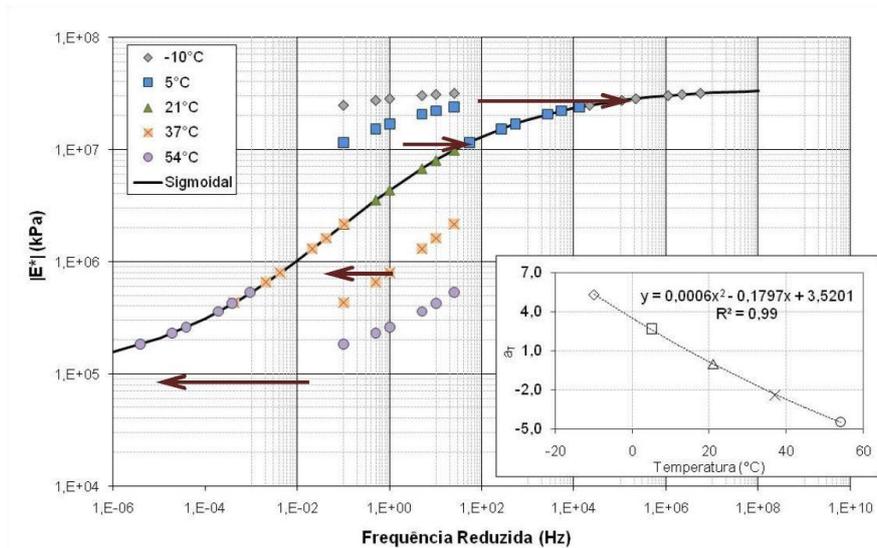


Figura 3-3. Exemplo de Curva Mestra e aplicação do *Shift Facto* (Mello, 2008)

### 3.6 Teoria do Dano Contínuo Viscoelástico (VECD)

Os principais defeitos mais comuns em pavimentos asfálticos são: deformação permanente e fissuração por fadiga. A fissuração por fadiga inicia-se como micro-trincas que dão origem a macro-trincas como resultado do processo de propagação de fissuras. A caracterização da mistura asfáltica, em relação à resistência à trinca por fadiga, pode ser baseada no número de ciclos de carga necessários para levar a amostra até a falha. No entanto, é importante que a caracterização da mistura asfáltica tenha em conta o efeito de diferentes configurações de carga (amplitude, frequência, modo de carregamento, por exemplo), uma vez que as propriedades viscoelásticas das misturas de concreto asfáltico dependem do modo de carregamento e da taxa de carga (Ng, 2017).

A teoria do dano contínuo viscoelástico (VECD) tem sido utilizada para caracterizar o dano à fadiga de misturas de concreto asfáltico, desde que Kim e colaboradores apresentaram evidências de que a teoria de VECD é capaz de caracterizar o dano à fadiga e a cura de misturas de concreto asfáltico independentemente do carregamento modo (uniaxial ou torsional), modo de controle (controle de estresse ou controle de tensão) e carga de amplitude (Daniel & Kim, 2002; Lee & Kim, 1998a; Park *et al.* 1996). As principais suposições da teoria do VECD são: (i) um corpo danificado com uma rigidez específica é equivalente a um

corpo não danificado com rigidez reduzida e (ii) as fissuras são distribuídas uniformemente por todo o corpo danificado.

### 3.6.1 *Princípios de Correspondência Elástico-Viscoelástico*

Schaperry (1984; 1990) citado por Ng (2017) usou o princípio da correspondência viscoelástica para converter variáveis físicas em pseudo variáveis. Essa conversão é necessária para remover o efeito da dependência do tempo nos materiais viscoelásticos.

A relação tensão-deformação para materiais elásticos é descrito pela lei de Hooke, apresentada na Equação (3.13), onde  $E$  é o módulo de elasticidade. Para materiais viscoelásticos, o efeito da dependência do tempo deve ser considerado na relação tensão-deformação. A tensão é descrita por meio de uma integral de convolução, apresentada na Equação (3.3) para o módulo  $E$  e reescrita a seguir.

$$\sigma(t) = \int_0^t \frac{G(t-\tau)d\varepsilon}{d\tau} d\tau \quad (3.27)$$

onde  $\tau$  é o incremento de tempo e  $G(t)$  é o módulo de relaxação do material.

Com o propósito de remover a dependência do tempo dos materiais viscoelásticos, Schaperry (1990) converteu a relação tensão-deformação para o pseudo domínio. No pseudo domínio, o material viscoelástico é equivalente a um material elástico hipotético, onde a equação constitutiva para o meio viscoelástico, Equação (3.28), é similar para a equação constitutiva para o meio elástico, Equação (3.3).

$$\sigma = E_R \cdot \varepsilon^R \quad (3.28)$$

onde  $E_R$  é o módulo de referência e  $\varepsilon^R$  é a pseudo-deformação.

No entanto, no pseudo domínio, as variáveis tensão e deformação não são grandezas físicas. Nesse caso, tensão e deformação são pseudo variáveis: pseudo-tensão ( $\sigma^R$ ) e pseudo-deformação ( $\varepsilon^R$ ). Baseado no princípio da correspondência  $\varepsilon = \varepsilon^R$ . Schaperry (1990) definiu pseudo-deformação pela relação da integral de convolução da tensão física, apresentada na Equação (3.27), e a equação constitutiva para meios elásticos no pseudo domínio, Equação (3.28). A pseudo-deformação é definida pela equação:

$$\varepsilon^R = \frac{1}{E^R} \int_0^t G(t - \tau) \frac{d\varepsilon}{d\tau} d\tau \quad (3.29)$$

onde  $\varepsilon$  é a deformação dependente do tempo do material viscoelástico;  $G(t)$  é o módulo viscoelástico linear de relaxação;  $E^R$  é o módulo elástico do material hipotético.

Schaperry (1990) substituiu as variáveis físicas por pseudo variáveis para converter os modelos elásticos para o pseudo domínio para assim aplicá-los nos casos viscoelásticos. Na Equação (3.30), a deformação física,  $\varepsilon$ , foi substituída pela pseudo-deformação,  $\varepsilon^R$ , dando origem à função densidade de energia de pseudo-tensão, Equação (3.31). A relação tensão-pseudo-deformação é apresentado pela Equação (3.32), como é apresentado a seguir:

$$W = W(\varepsilon_{i,j}, S_m) \quad (3.30)$$

$$W_R = W^R(\varepsilon^R, S_m) \quad (3.31)$$

$$\sigma = \frac{\partial W^R}{\partial \varepsilon^R} \quad (3.32)$$

onde  $W^R$  é a densidade de energia da pseudo-tensão;  $\varepsilon_{i,j}$  é o tensor de deformação e  $S_m$  é a variável de estado interna.

Em relação a lei de dano para materiais viscoelásticos, não é possível converter a lei de dano para meios elásticos para o pseudo domínio usando os princípios de correspondência, uma vez que materiais viscoelásticos são dependentes da taxa. Park e Schaperry (1997) citado por (Ng, 2017) fizeram algumas considerações e apresentaram a lei de evolução do dano para materiais viscoelásticos, apresentada abaixo:

$$\dot{S}_m = \left( -\frac{\partial W^R}{\partial S_m} \right)^{\alpha_m} \quad (3.33)$$

onde  $\dot{S}_m$  é a taxa de evolução do dano e  $\alpha_m$  é uma constante dependente do material.

### 3.6.2 Dano Contínuo Viscoelástico

O concreto asfáltico, por ser uma mistura de ligantes asfáltico, agregados graúdos e miúdos e fíler, apresenta comportamento viscoelástico. Park *et al.* (1996) citado por (Ng, 2017), propuseram um modelo uniaxial de dano viscoelástico para estudar a dependência do tempo no crescimento do dano do concreto asfáltico com ensaios realizados com um

carregamento uniaxial a diferentes taxas de deformação. Para isso eles assumiram que a variável interna de estado ( $S$ ) pode representar o estado de dano do material, a fim de quantificar o crescimento do dano dependente do tempo no material. Assim a equação constitutiva para um corpo viscoelástico linear com crescimento dano foi apresentada por Lee e Kim, (1998b). A equação é:

$$\sigma = C(S_m). \varepsilon^R \quad (3.34)$$

onde  $C(S_m)$  representa a variação de rigidez do material atribuída às mudanças na microestrutura.

Substituindo a Equação (3.34) na relação pseudo-tensão-deformação apresentada na Equação (3.32), a densidade de energia da pseudo-deformação com o crescimento do dano dependente do tempo é dada pela Equação (3.35), enquanto que a nova lei de evolução do dano para materiais viscoelásticos é dada pela Equação (3.36).

$$W^R = \frac{1}{2} C(S). (\varepsilon^R)^2 \quad (3.35)$$

$$S'_m = \left( -\frac{\partial W^R}{\partial S} \right)^\alpha \quad (3.36)$$

onde  $C$  é função do parâmetro de dano  $S$ .

Lee (1996) e Lee e Kim (1998b) apresentaram uma solução matemática para a lei de evolução do dano baseada nas observações feitas em ensaios de carregamento cíclico de tração uniaxial. Observaram uma mudança na inclinação entre os  $\sigma$ - $\varepsilon^R$  ciclos realizado sob tensão e deformação controladas em diferentes amplitudes de carregamento. Para representar essas mudanças na inclinação nos *loops* de pseudo-deformação-tensão, esses autores propuseram um novo parâmetro, a secante pseudo-rigidez ( $S^R$ ), a seguir:

$$S^R = \frac{\sigma_m}{\varepsilon_m^R} \quad (3.37)$$

onde  $\varepsilon_m^R$  é o pico da pseudo-deformação em cada ciclo da pseudo-tensão e  $\sigma_m$  é tensão correlacionada com a  $\varepsilon_m^R$ .

Lee (1996) propôs normalizar o parâmetro de pseudo-rigidez, Equação (3.38), visando reduzir a variação entre amostras. Dado a pseudo-rigidez normalizada,  $C(S_m)$ , a nova constitutiva para um corpo viscoelástico linear com dano crescente é dado pela (3.40).

$$C = \frac{S^R}{I} \quad (3.38)$$

$$\sigma = IC(S_m) \cdot \varepsilon^R \quad (3.39)$$

$$I = \frac{|G^*|_{inicial}}{|G^*|_{LVE}} \quad (3.40)$$

onde  $I$  é a pseudo-rigidez inicial;  $|G^*|_{inicial}$  é módulo dinâmico inicial sem dano determinado no ensaio de fadiga e  $|G^*|_{LVE}$  é o módulo viscoelástico linear determinado no *fingerprint test*.

Lee (1996) e Lee e Kim (1998b) consideraram a variável interna de estado,  $S_I$ , como um parâmetro que define a variação da rigidez dos materiais viscoelásticos devido ao crescimento do dano e à função trabalho,  $W^R$ , na (3.41) a seguir.

$$W^R = \frac{I}{2} C_1(S_I) \cdot (\varepsilon^R)^2 \quad (3.41)$$

onde  $C_I(S_I)$  é a função que representa  $S^R$ .

A função do material  $C_I(S_I)$  pode ser definida usando dados experimentais e a lei de evolução do dano, Equação (3.36); no entanto, não é adequado definir a função do material dessa maneira porque a lei de evolução do dano requer a definição de  $C_I(S_I)$ . Lee e Kim (1998b) propuseram um método para superar a caracterização de  $C_I(S_I)$ , fazendo uso da regra da cadeia, Equação (3.42), para eliminar  $S$  no lado direito da lei de evolução do dano. Algumas substituições matemáticas foram feitas, Equação (3.43), e uma solução numérica foi encontrada para determinar valores para o parâmetro de dano  $S$ , Equação (3.44). Assim a função  $C_I(S_I)$  pode ser definida ajustando uma função de lei de potência, Equação (3.45), para a Curva  $C$  vs  $S$  (Ng, 2017).

$$\frac{dC}{dS} = \frac{dC}{dt} \cdot \frac{dt}{dS} \quad (3.42)$$

$$\frac{dC}{dS} = \left[ -\frac{I}{2} \cdot \frac{dC}{dt} \cdot [(\varepsilon]^R)^2 \right]^{\frac{\alpha}{1+\alpha}} \quad (3.43)$$

$$S = \sum_{i=1}^N \left[ \frac{I}{2} \cdot (\varepsilon_i^R)^2 \cdot (C_{i-1} - C_1) \right]^{\frac{\alpha}{1+\alpha}} (t_i - t_{i-1})^{\frac{1}{1+\alpha}} \quad (3.44)$$

$$C_1(S_1) = C_{10} - C_{11}(S_1)^{C_{12}} \quad (3.45)$$

onde  $C_{10}$ ,  $C_{11}$ ,  $C_{12}$  são constantes da regressão.

Em relação ao parâmetro  $\alpha$ , ele representa a velocidade do crescimento da fissura no meio viscoelástico ou, em outras palavras, a taxa de evolução do dano. Este parâmetro está relacionado às propriedades de fluência ou relaxação do material. O parâmetro  $\alpha$  é definido com base nas características da zona de falha em uma ponta da fissura.

$$\alpha = 1 + \frac{1}{m} \quad (3.46)$$

$$\alpha = \frac{1}{m} \quad (3.47)$$

Se a energia de fratura do material e a tensão de falha forem constantes,  $\alpha$  é dado pela Equação (3.46). Se o tamanho da zona do processo de fratura for constante,  $\alpha$  é calculado pela Equação (3.47), onde o parâmetro  $m$  pode ser definido de diversas formas, como poderá ser visto no capítulo de materiais e métodos.

Aqui há certa divergência na literatura sobre a definição de qual equação acima deve ser utilizada para o ensaio à deformação controlada e qual equação deve ser utilizada para o ensaio à tensão controlada. Diversos autores, como Castelo Branco (2008), Kim (2009), Freire (2015), Ng (2017), relacionam a Equação (3.46) a ensaios no modo de deformação controlada, enquanto que a Equação (3.47) é relacionada a ensaios no modo de tensão controlada. Contudo, Hintz (2012) traz que em trabalhos posteriores ao de Lee e Kim (1998) como os citados por ela, Kutai, Gibson e Youlcheff (2008), os autores descobriram que o uso de  $\alpha=1/m$  para teste de fadiga com tensão e/ou deformação controlada unificou todas as curvas de dano (isto é, a partir de tensão e deformação controladas no carregamento). Assim, há uma discrepância na literatura sobre qual definição de  $\alpha$  deve ser usada. Portanto, parece haver uma falta de base teórica na definição do parâmetro  $\alpha$ .

Especificamente para o ensaio LAS realizado no ligante asfáltico, a Equação (3.44) é ligeiramente modificada, baseado no trabalho de Hintz (2012), e nova forma é apresentada na a seguir:

$$S = \sum_{i=1}^N [\pi \cdot I_D \cdot (\gamma_0^R)^2 \cdot (C_{i-1} - C_1)]^{\frac{\alpha}{1+\alpha}} (t_i - t_{i-1})^{\frac{1}{1+\alpha}} \quad (3.48)$$

onde  $S$  é a pseudo-rigidez ou integridade;  $I_D$  é o módulo dinâmico de cisalhamento inicial sem dano;  $\gamma_0$  é a amplitude de deformação de cisalhamento aplicada.

### 3.6.3 Modelo para previsão da vida de fadiga

A resistência à fadiga de misturas de concreto asfáltico obtidas a partir de ensaios de laboratório é avaliada usando duas abordagens diferentes: fenomenológica e mecanicista. O modelo fenomenológico define a vida de fadiga do concreto asfáltico por meio de um ajuste simples do modelo de vida de fadiga com os dados do teste de varredura de tempo. Este modelo é mais simples em comparação com a complexidade do comportamento à fadiga de misturas de concreto asfáltico, uma vez que este modelo não leva em conta como o dano se desenvolve ao longo da vida de fadiga da mistura. Por outro lado, o modelo mecanicista é baseado em propriedades mecânicas e fundamentais do material e pode ser usado para uma ampla gama de condições de carregamento e ambientais, levando a modelos de vida de fadiga mais confiáveis.

Lee *et al.* (2000) propuseram um modelo mecanicista de previsão de fadiga baseado nos conceitos de dano contínuo viscoelástico e na teoria do potencial de trabalho. Kim e Little (2005) citados por (Ng, 2017) adaptaram o modelo para o teste de carga cíclica de cisalhamento torcional sem períodos de descanso usando a energia dissipada de pseudo-tensão e pseudo-rigidez. O modelo de vida de fadiga é dado pela Equação (3.49), Equação (3.50) e Equação (3.51).

$$N_f = A \cdot (\gamma_0^R)^{-B} \quad (3.49)$$

$$A = f \cdot \left(\frac{1}{2} \cdot I_p \cdot C_1 \cdot C_2\right)^{-\alpha} [1 + \alpha \cdot (1 - C_2)]^{-1} S_f^{[1+\alpha \cdot (1-C_2)]} \quad (3.50)$$

$$B = 2 \cdot \alpha \quad (3.51)$$

onde,  $f$  é a frequência adotada para o teste;  $S_f$  é o parâmetro de dano para o critério de falha por fadiga;  $\gamma_0^R$  é a amplitude de deformação e  $C_1$ ,  $C_2$  são as constantes de regressão determinadas pela curva de pseudo-rigidez versus dano acumulado obtidas na Equação (3.42).

Da mesma forma que na curva característica, a vida de fadiga do ligante asfáltico foi determinada pela equação proposta por Hintz (2012) que foi incorporada à normatização do ensaio LAS que é protocolizada pela AASHTO TP 101/14. A formulação para previsão da vida de fadiga é dada pela Equação (3.52), pela Equação (3.53), pela Equação (3.54) e pela Equação (3.55) abaixo.

$$N_f = A. (\gamma_{max})^B \quad (3.52)$$

$$A = \frac{f. (D_f)^k}{k. (\pi. I_D. C_1. C_2)^\alpha} \cdot (\gamma_{max})^{-2. \alpha} \quad (3.53)$$

$$k = 1 + (1 - C_2). \alpha \quad (3.54)$$

$$B = 2. \alpha \quad (3.55)$$

onde  $D_f$  é o dano na falha (que no ensaio LAS é quando atinge 35% de redução da pseudo-rigidez).

## **4 MATERIAIS E MÉTODOS**

Neste capítulo serão descritos os materiais utilizados na pesquisa e as metodologias de ensaio adotadas para alcançar os resultados apresentados no próximo capítulo. É realizada uma rápida descrição dos procedimentos de caracterização dos materiais, do procedimento para preparação e confecção das dosagens e das misturas. Foi realizada uma descrição mais detalhada nos procedimentos de ensaios realizados nos Mini CP's (CP de MAF com 12 mm de diâmetro e 40 mm de altura). Toda a pesquisa foi desenvolvida no Laboratório de Infraestrutura Rodoviária (INFRALAB) da Universidade de Brasília (UnB).

### **4.1 Agregados**

Os agregados chegam a corresponder a 95% do peso total de uma mistura asfáltica, e devem ser devidamente caracterizados para verificar se atendem aos requisitos mínimos das normas. Os Agregados utilizados nessa pesquisa foram obtidos diretamente na SKS Mineração, localizada na Rodovia BR 080 - Km 3 - Padre Bernardo – GO. Os agregados foram coletados entre os meses de Março e Abril de 2017. O agregado é proveniente da britagem de rocha calcária e não é o mais ideal para a utilização na pavimentação, pois apresenta uma forma lamelar predominante e superfície com pouca rugosidade. Porém devido à predominância deste tipo de agregado associada à escassez de materiais convencionalmente usados em pavimentação, faz com que as rochas calcárias sejam a única opção economicamente viável de agregados destinados à realização de revestimentos para a pavimentação no Distrito Federal. Adicionalmente, a pedreira escolhida utiliza uma britagem terciária para corrigir a forma dos agregados, trazendo bons resultados como poderá ser visto na seção de resultados deste trabalho. Foram coletadas diversas granulometrias para ser assim possível realizar a dosagem da granulometria final requerida. Os agregados podem ser observados na Figura 4-1 abaixo.



Figura 4-1. Agregados Utilizados na Pesquisa

Foram realizados ensaios para a caracterização física e para obtenção das propriedades necessárias para a dosagem Marshall. Todos os ensaios realizados nos agregados, assim como suas respectivas normas, se encontram listados resumidamente na Tabela 4-1 abaixo.

Tabela 4-1. Ensaios e Normas dos Agregados

Ensaio	Norma
Partículas Longas e Achatadas (1:5)	ASTM D 4791
Angularidade do Miúdo	ASTM C 1252
Abrasão Los Angeles	DNER 035/98
Absorção e Densidade de Agregado Graúdo	DNER – ME 081/98
Densidade Relativa e Absorção de Agregados Graúdos	ASTM C 127/88
Determinação da Densidade Real do Agregado Miúdo	DNER – ME 084/95
Densidade Relativa e Absorção de Agregados Miúdos	ASTM C 128-97
Material Finamente Pulverizado – Determinação da Massa Específica Real	DNER-ME 085/94

Mostra-se na Tabela 4-2 a granulometria utilizada neste trabalho, que seguiu a recomendação da norma DNIT ES 031/2006 para misturas densas tipo C, com tamanho máximo nominal de 19 mm.

Tabela 4-2. Granulometria dos agregados CBUQ

Peneira		% em massa, passando	% em massa, retido
3/4"	19,10 mm	100,0	0,0
1/2"	12,70 mm	90,0	10,0
3/8"	9,50 mm	80,0	10,0
n. 4	4,80 mm	58,0	22,0
n.10	2,00 mm	36,0	22,0
n. 40	0,42 mm	17,0	19,0
n. 80	0,18 mm	10,0	7,0
n. 200	0,075 mm	6,0	4,0
Fíler	-	-	6,0

Com a finalidade de simplificar o processo de dosagem da MAF, a granulometria adotada para a confecção das MAFs foi montada a partir dos agregados passantes na peneira nº 10 (2,0 mm) da granulometria do CBUQ, mantendo a mesma proporção em relação à granulometria original da faixa C do DNIT. A granulometria final dos agregados utilizado na confecção de CPs de MAF encontra-se na Tabela 4-3 abaixo.

Tabela 4-3. Granulometria dos agregados MAF

Peneira		% em massa, passando	% em massa, retido
3/4"	19,10 mm	100,0	0,0
1/2"	12,70 mm	100,0	0,0
3/8"	9,50 mm	100,0	0,0
n. 4	4,80 mm	100,0	0,0
n.10	2,00 mm	100,0	0,0
n. 40	0,42 mm	47,2	52,8
n. 80	0,18 mm	27,8	19,4
n. 200	0,075 mm	16,7	11,1
Fíler	-	-	16,7

Ilustra-se na Figura 4-2 abaixo as duas granulometrias adotadas neste trabalho.

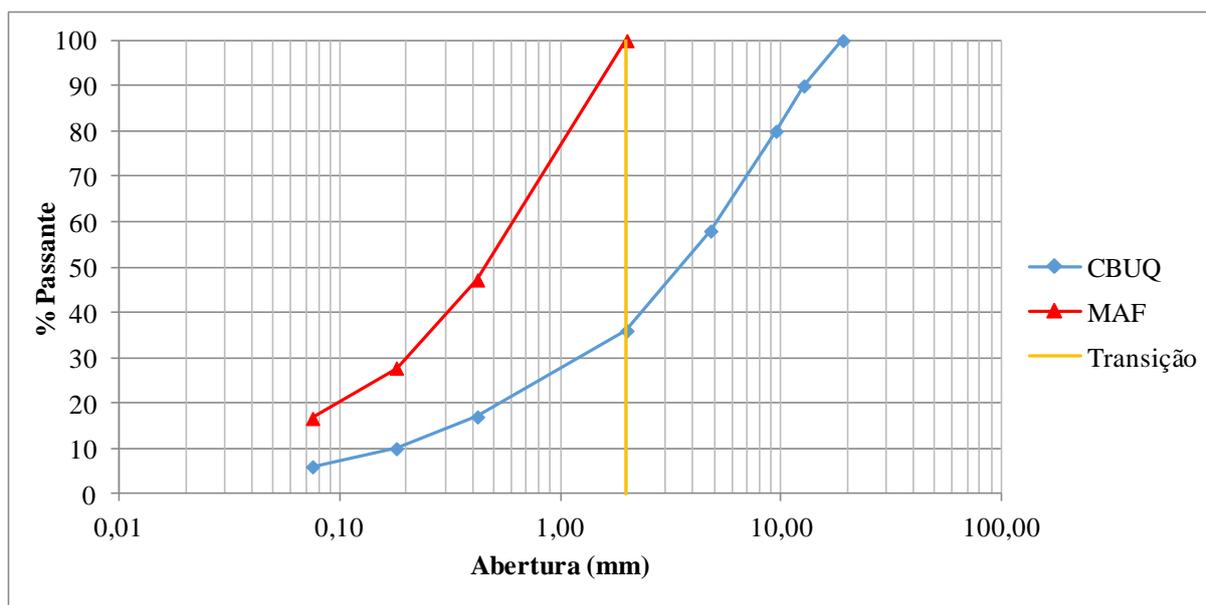


Figura 4-2. Curvas Granulométricas

## 4.2 Ligante

Para a confecção dos corpos de prova, tanto do CBUQ quanto da MAF, foi utilizado o ligante CAP 50/70 (PG 64-XX) fornecido pela empresa Centro Oeste Asfaltos. Para a utilização desse material, foram realizados os ensaios tradicionais, enumerados com as suas respectivas normas na Tabela 4-4 abaixo.

Tabela 4-4. Ensaios de Caracterização Física do CAP 50/70

Ensaio	Norma
Penetração (100 g, 5 s, 25° C)	DNIT ME 155/2010
Ponto de amolecimento	DNIT ME 131/2010
Massa específica (g/cm <sup>3</sup> )	DNER ME 193/96
Viscosidade rotacional <i>Brookfield</i>	NBR 15184
Ponto de fulgor	NBR 11341
Ductilidade a 25° C	NBR 6293
Efeito do calor e do ar (RTFOT)	NBR 15235

Além dos ensaios tradicionais listados acima, com o uso do Reômetro de Cisalhamento Dinâmico (DSR, *Dynamic Shear Rheometer*) e, baseado nas normas ASTM D7175 e AASHTO T315, foi realizada a caracterização reológica do ligante asfáltico para a sua classificação e posteriormente determinação da curva mestra. Além disso, foi realizado o

ensaio LAS (*Linear Amplitude Sweep*) e o ensaio MSCR (*Multiple Stress Creep Recovery*), baseados nas normas AASHTO TP 101/14 e AASTHO T350-14, respectivamente.

O reômetro utilizado nesta pesquisa é da marca Antom Paar, modelo SmartPave MCR-102, capaz de aplicar torques que variam de 1  $\mu$ Nm até 200 mNm e com temperaturas que podem variar entre -30 °C a 180 °C. Por meio do DSR é possível obter diversas propriedades reológicas perante diferentes condições de deformação, tensão, frequência e temperatura. Para esse fim, o equipamento possui diversos acessórios que podem ser acoplados para a realização de diferentes ensaios. Para essa dissertação, foram utilizados três acessórios: PP08, para amostras de ligante com 8 mm de diâmetro e 2 mm de espessura; PP25 para amostras de ligante com 25 mm de diâmetro e 1 mm de espessura; SRF12, para amostras sólidas e que será explicado no item 4.7 referente à caracterização reológica da MAF. A Figura 4-3 mostra esses acessórios.

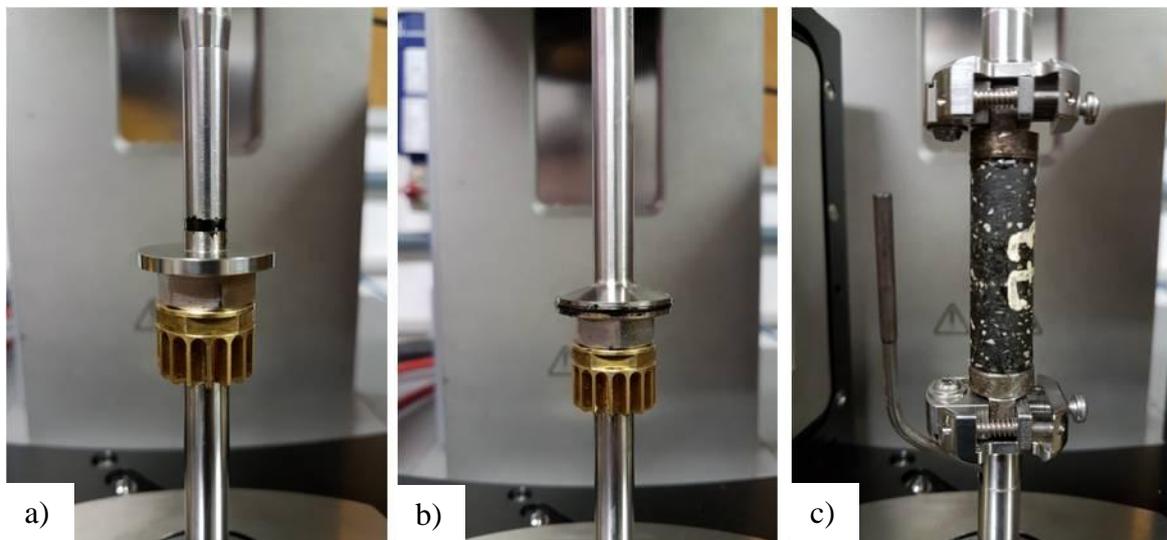


Figura 4-3. Acessórios utilizados no reômetro: a) PP08; b) PP25 e c) SRF12

No caso dos ligantes, o reômetro funciona com uma placa inferior fixa e paralela à placa superior do acessório que oscila dentro de uma câmara de temperatura controlada, sendo possível aplicar e medir o torque e o ângulo de deflexão. As amostras são posicionadas entre as duas placas e com a espessura referente ao acessório utilizado, sendo que as de 8 mm de diâmetro geralmente são submetidas a temperaturas de -30 °C a 40 °C, enquanto as amostras de 25 mm de diâmetro são submetidas a temperaturas de 40 °C a 88 °C. Os ensaios realizados no ligante estão descritos a seguir.

#### **4.2.1 Curva Mestra**

Para a construção da Curva Mestra foram conduzidos ensaios de varredura de frequência à deformação controlada. A deformação imposta foi de 0,1% de deformação cisalhante, enquanto a frequência variava seguindo uma rampa linear a partir de 1,0 rad/s até 100 rad/s; com temperaturas que variavam entre 22 °C e 64 °C, com incremento de 6 °C, além da temperatura de 25 °C utilizada com temperatura de referência na Curva Mestra. Dessa forma obteve-se o módulo de cisalhamento dinâmico  $|G^*|$  e o ângulo de fase  $\delta$  para cada uma das três réplicas por temperatura e posteriormente essas propriedades foram usadas na construção das Curvas-Mestras do Módulo a partir do modelo Sigmoidal.

#### **4.2.2 Fadiga Acelerada - Ensaio LAS (Linear Amplitude Sweep)**

O ensaio LAS foi realizado segundo as recomendações da AASHTO TP 101/14 e em uma temperatura constante de 25,0 °C, com amostras de ligantes envelhecidas em curto prazo. Este ensaio acelerado é dividido em duas etapas: (1) uma varredura de frequência entre 0,1 e 30 Hz e deformação constante de 0,1%; e (2) uma varredura de amplitude de deformação entre 0,1 a 30% com frequência constante de 10 Hz. Na primeira parte, as propriedades viscoelásticas na região linear são determinadas com o intuito de estabelecer um quadro de referência apropriado para avaliar o acúmulo do dano na amostra. Na segunda parte, é realizado um ensaio em que o material é levado à ruptura, por meio do qual os parâmetros do modelo de fadiga são determinados. Os resultados obtidos podem ser analisados com auxílio das equações descritas no Capítulo 3.

#### **4.2.3 Deformação Permanente - Ensaio MSCR (Multiple Stress Creep Recovery)**

O ensaio MSCR foi conduzido seguindo a norma AASTHO T350-14, que já vem programado como rotina nos ensaios do DSR. Para ampliar o horizonte dos resultados, foi decidido realizar os ensaios a temperaturas que variaram de 22 °C a 64 °C em intervalos de 6 °C entre cada ensaio, usando no mínimo duas réplicas por temperatura e em amostras de ligantes pós RTFOT. O ensaio consiste as seguintes etapas:

- Estabilização da temperatura da amostra do ligante por um período de 10 minutos na temperatura escolhida para o ensaio;
- Aplicação de um ciclo de fluência constante por 1 segundo e seguido por um tempo de recuperação de 9 segundos;

- São realizados 20 ciclos da etapa 2 com uma tensão de 0,100 kPa, sendo os 10 primeiros ciclos de condicionamento e os outros 10 ciclos para a coleta de pontos de dados de ensaio;

- Sem deixar a amostra descansar a etapa 2 é repetida a uma tensão de fluência de 3,200 kPa durante 10 ciclos;

- Para cada um dos últimos 10 ciclos a 0,100 kPa e os 10 ciclos a 3,200 kPa foi gravado:

- A deformação no começo de cada estágio de *creep* para cada ciclo. Essa deformação foi denotada como  $\varepsilon_0$ ;

- A deformação final de cada *creep* (isso é, depois de 1 segundo) para cada ciclo. Essa deformação é denominada de  $\varepsilon_c$ .

- O valor da deformação ajustada no final do *creep* de cada ciclo,  $\varepsilon_1$ , é calculada como:  
$$\varepsilon_1 = \varepsilon_c - \varepsilon_0;$$

- O valor da deformação ao final da parte de recuperação (isto é, após 10 s) de cada ciclo foi registrado e é denominada como  $\varepsilon_r$ ;

- O valor da deformação ajustada no final da recuperação de cada ciclo,  $\varepsilon_{10}$ , é calculada como:  $\varepsilon_{10} = \varepsilon_r - \varepsilon_0$ .

A partir dos dados registrados no ensaio é possível obter vários parâmetros: (1) percentual de recuperação (%R), utilizado para fornecer uma indicação da resposta elástica retardada do ligante asfáltico; (2) compliância não recuperável ( $J_{nr}$ ), utilizado para avaliar o potencial de ligante asfáltico a sofrer deformação permanente; e (3)  $J_{nr\text{diff}}$ , utilizado para avaliar a sensibilidade dos ligantes asfálticos a mudanças no nível de tensão. A compliância não recuperável é calculada pela razão entre a deformação não recuperável do ligante asfáltico e a tensão aplicada. O percentual de recuperação é obtido pela razão entre a deformação recuperável e a deformação total do material, sendo expresso em porcentagem. Para cada temperatura de ensaio, é obtida a média aritmética dos valores de %R e  $J_{nr}$  nos dez ciclos do ensaio, para cada tensão de cisalhamento.

### **4.3 Dosagem**

#### **4.3.1 CBUQ**

Para determinar o teor de projeto de ligante, utilizou-se a metodologia de dosagem Marshall, tendo em vista que o laboratório possui apenas o molde de 150 mm de diâmetro, gastando muito material fino para realizar a dosagem e a confecção dos CP's definitivos da MAF. O material disponível para a pesquisa foi distribuído entre quatro pesquisadores e a

parte fina do material era de difícil obtenção. Além do mais, as outras pesquisas que compartilharam os dados do CBUQ também adotaram a metodologia de dosagem Marshall, então para estabelecer um comparativo entre o CBUQ e a MAF foi decidido adotar tal metodologia para ambas as misturas.

Assim, foram considerados cinco teores de ligante (3,5%, 4,0%, 4,5%, 5,0% e 5,5%) e, então, para cada um deles, três Corpos de Prova (CP) cilíndricos foram produzidos com 75 golpes do compactador Marshall em cada face. Nesse processo, as temperaturas de mistura e compactação foram respectivamente 153° C e 140° C, determinadas a partir da viscosidade do ligante asfáltico, segundo recomendação da ASTM D 6925-15. O teor de projeto de asfalto determinado foi de 4,5%, sendo esse valor a média das porcentagens de ligante correspondentes à máxima estabilidade (DNER ME 043/95), à maior massa específica aparente (DNER ME 117/94) e a um volume de vazios de 4%.

#### **4.3.2 MAF**

Como já citado no começo desse capítulo, a composição granulométrica adotada para o MAF foi montada a partir das mesmas proporções de agregados finos (passantes na peneira #10) da curva granulométrica para CBUQ que atende à norma do DNIT ES 031/2006 para misturas densas tipo C.

Para se determinar o teor ótimo de ligante, utilizou-se também a metodologia Marshall de dosagem, como no CBUQ. A partir de dados anteriores de Rodrigues (2015) e García (2017) que sugeriram um teor ótimo entre 7% e 9%, a dosagem foi realizada considerando esses cinco teores: 5%, 6%, 7%, 8% e 9%. Para cada teor, foram feitos 4 corpos de prova (CP) cilíndricos com 75 golpes do compactador Marshall em cada face. Nesse processo, as temperaturas de mistura e compactação foram respectivamente 153 °C e 140 °C, determinadas a partir da viscosidade do ligante asfáltico, segundo recomendação da ASTM D 6925. O teor ótimo de asfalto determinado foi de 7%, sendo esse valor a média das porcentagens de asfalto correspondentes à máxima estabilidade (DNER ME 043/95), à maior massa específica aparente (DNER ME 117/94) e a um volume de vazios de 4%. Adicionalmente, foi realizada uma comparação entre o valor do módulo de resiliência da MAF com o módulo do CBUQ, tentando verificar qual teor de ligante da MAF se aproximava mais do módulo do CBUQ.

#### **4.4 Confeção dos Corpos de Prova definitivos e Extração dos Mini CP's**

Depois de realizada a dosagem da MAF, foram confeccionados 40 corpos de prova para a realização dos ensaios mecânicos e extração dos Mini CP's. Posteriormente, determinou-se o Volume de vazios para poder determinar se todos os CP's faziam parte do mesmo grupo amostral.

Para isso, realizou-se uma análise de variância observando-se o Volume de vazios e foram retirados os CP's que não faziam parte do mesmo grupo ou que possuíam um valor de RBV (Relação Betume Vazios) muito acima do limite de norma (82%). Em seguida, foram agrupados os CP's de uma forma que cada grupo criado representasse todo o espaço amostral. Foram escolhidos 9 CP's para realizar a extração dos Mini CP's.

Como esse trabalho foi o primeiro a realizar esse tipo de procedimento na Universidade de Brasília, todas as peças precisaram ser adquiridas ou adaptadas. Para ser possível realizar a extração, foram encomendadas duas brocas diamantadas com 13 mm de diâmetro interno tanto na entrada quanto na saída e 60 mm de altura.

Também foi adquirido um adaptador para a refrigeração durante a perfuração e uma bomba d'água ligada a esse adaptador e que fazia circular água na temperatura de 4 °C. Com o uso do adaptador, não foi necessário congelar os CP's antes da extração, diminuindo assim o dano na amostra. Com o correto fluxo de água, as amostras se desprendiam da broca assim que a mesma era levantada.



Figura 4-4. Processo de Extração dos Mini CP's: (a) Furadeira utilizada no processo; b) Fixação do CP Marshall; c) Proteção da Furadeira e coleta de água utilizada; d) Mini CP's já extraídos e preparação para outra extração; e) Detalhe do sistema Furadeira, Adaptador, Broca e proteção; f) Mini CP's identificados após extração

As extrações foram realizadas no Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Brasília, no laboratório de usinagem, onde havia uma furadeira radial, mostrada na Figura 4-4 (a), que era possível controlar as rotações por minuto e a velocidade de descida milimetricamente e de forma manual. Para a extração foi escolhida uma velocidade de 1400 rpm e 10 mm/min de descida para evitar um aquecimento excessivo dos corpos de prova. A vazão da bomba foi ajustada para 100 L/min.

Em cada CP foi possível extrair uma média de 10 Mini CP's (corpos de prova extraídos a partir do CP Marshall da MAF, em média com 12 mm de diâmetro). A posição de cada Mini CP extraído será apresentada na seção de resultados. Cada Mini CP saiu com a altura do corpo de prova do qual ela foi extraída (em média 65 mm de altura) longe dos 40 mm de

altura necessária para a realização do ensaio. Então, cada Mini CP foi marcado e protegido para a realização do corte, como mostra as imagens da Figura 4-5.

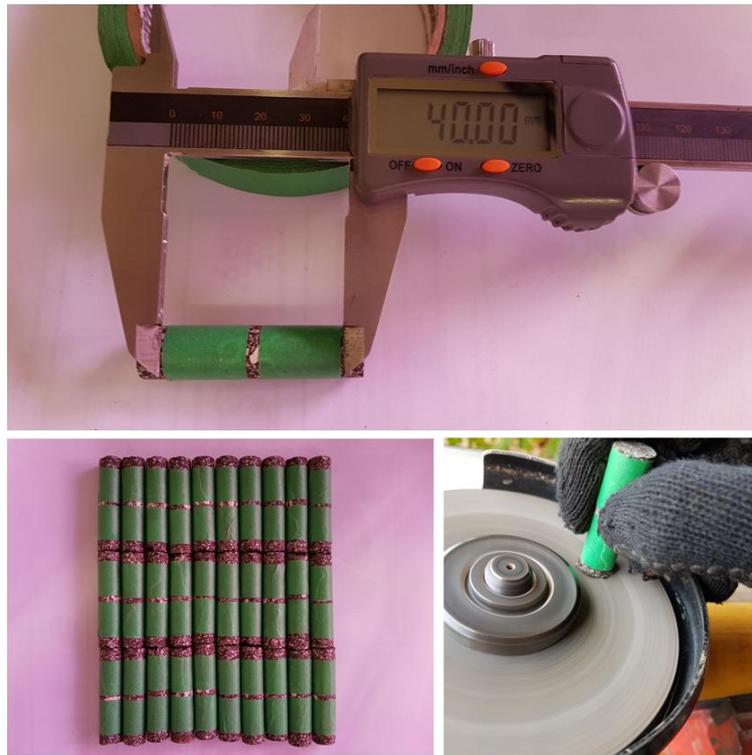


Figura 4-5. Corte dos Mini CP's

Como será mostrado no capítulo dos resultados, esse processo de corte apesar de ter sido realizado com extremo cuidado e sempre prestando atenção na temperatura da ponta da amostra, levou a problemas de fixação e ruptura da ponta da amostra durante o ensaio de fadiga. É importante destacar que não foi adotada a metodologia de outros trabalhos, de se cortar o topo e a base do CP Marshall antes da extração, por não haver disponível em Brasília nenhuma serra de corte com tamanho suficiente ou com resfriamento para realizar tal procedimento para não danificar a amostra.

#### 4.5 Ensaios Mecânicos Realizados no CBUQ e no MAF

A fim de estabelecer algumas comparações, foram realizados ensaios mecânicos nos corpos de prova do tipo Marshall de CBUQ e de MAF. Esses ensaios foram: Estabilidade Marshall, Resistência à Tração Diametral, Módulo de Resiliência, *Creep* Estático e Fadiga à Tensão Controlada. Como são ensaios já bem estabelecidos na literatura, aqui serão comentadas somente as normas utilizadas em cada ensaio e as particularidades de cada ensaio, como tempo de aplicação da carga no ensaio de *Creep* Estático.

Tabela 4-5. Ensaios Mecânicos e suas Respectivas Normas

<b>Ensaio</b>	<b>Norma</b>
Estabilidade Marshall	DNER-ME 043/95
Resistência à Tração Diametral	DNIT-ME 136/2010
Módulo de Resiliência	ASTM D 4123/95
Fadiga por Compressão Diametral a Tensão Controlada	-
<i>Creep</i> Estático	-

#### **4.5.1 Resistência à Tração Diametral**

Este ensaio foi realizado para estabelecer os níveis de tensão necessários para o ensaio de Módulo de Resiliência e para o ensaio de Vida de Fadiga. Seguiu a norma DNIT ME 136/2010 e também foi utilizado como um parâmetro adicional na hora de realizar a dosagem. Foram feitas três repetições com a mistura definitiva; os resultados apresentados são a média das três repetições realizadas.

#### **4.5.2 Módulo de Resiliência**

Para realizar a dosagem da MAF, este ensaio também foi realizado segundo a metodologia que será explicada logo abaixo. Também foram utilizadas duas normas para a realização dos cálculos a partir dos dados do ensaio: ASTM D 4123/95 e DNER-ME 133/94.

Com o intuito de estabelecer uma comparação entre o CBUQ e o MAF, esse ensaio foi realizado de duas formas como será descrito a seguir. A partir dos dados da Resistência à Tração, multiplicou os valores da carga por 30% (limite máximo suposto antes de algum dano ser induzido na amostra). O menor resultado entre o MAF e o CBUQ foi escolhido como valor de carga para ser aplicado em todos os CP's. Após a realização desse primeiro ensaio, prosseguiu-se com a aplicação da carga calculada para cada tipo de mistura.

Alguns parâmetros adotados nesse ensaio foram:

- Frequência do carregamento: 1 Hz
- Ciclos de condicionamento: 500;
- Ciclos para o cálculo do Módulo de Resiliência: 5 últimos;
- Coeficiente de Variação aceito no mesmo CP: 4%;
- Coeficiente de Variação aceito para o mesmo tipo de mistura: 5%.

### 4.5.3 *Fadiga por Compressão Diametral a Tensão Controlada*

Ainda não normatizado no país, esse ensaio consiste na aplicação de uma carga de maneira cíclica e com o corpo de prova posicionado de maneira que a carga seja aplicada diametralmente. O ensaio pode ser realizado tanto em tensão controlada quanto em deformação controlada, sendo o de deformação controlada o mais indicado, pois assim poderia ser possível acompanhar a evolução do dano durante o ensaio. Infelizmente, este tipo de ensaio é mais difícil de ser executado, tendo em vista a necessidade de se ajustar à força aplicada em função da diminuição do módulo durante o ensaio; no equipamento disponível não é possível realizar esse ajuste.

Para executar o ensaio é preciso escolher os níveis de tensão que serão aplicados. Com base no módulo de resiliência e nos valores da resistência à tração, foram escolhidos alguns níveis de tensão para a realização do ensaio. Após essa primeira escolha, o ensaio de fadiga foi realizado com cada nível de tensão para se verificar a duração do ensaio. Os primeiros níveis escolhidos foram: 200, 300 e 400 kPa. Porém, o ensaio a 200 kPa foi realizado durante 8 dias interruptos e mesmo assim não chegou à fadiga da amostra.

Assim sendo, foram escolhidos os níveis: 300, 400 e 500 kPa para a realização do ensaio tanto no CBUQ quanto no MAF. Posteriormente, percebeu-se que havia um erro no equipamento e que as tensões escolhidas não foram as devidamente ensaiadas. Após essa correção, os dados definitivos do ensaio foram:

- 3 corpos de prova para cada nível de tensão;
- Número de ciclos contados até a ruptura total da amostra;
- Níveis realmente aplicados:
  - 250 kPa;
  - 330 kPa;
  - 410 kPa.
- Foram escolhidos os corpos de prova da maneira que as médias do Volume de vazios em cada nível fossem iguais entre os diferentes níveis, mas de maneira separada no MAF e no CBUQ.

A vida de fadiga pode ser expressa pelas seguintes equações:

$$N_f = K \left( \frac{1}{\sigma_t} \right)^n \quad (4.1)$$

$$N_f = K \left( \frac{1}{\Delta\sigma_t} \right)^n \quad (4.2)$$

#### 4.5.4 Creep Estático

O ensaio de Fluência Estática consiste na aplicação de uma carga constante e a medição das deformações no tempo a partir da aplicação dessa carga. Dividindo-se as deformações pela tensão constante, obtém-se a função de módulo de fluência. Por meio desses dados é possível realizar inúmeras análises a partir de modelos de comportamento viscoelásticos.

O procedimento adotado para o ensaio de fluência segue a norma NCHRP report 465 (*Appendix C - Static creep/flow time of asphalt concrete mixtures in compression*). A norma utilizada sugere um processo de três etapas, uma pré-carga, um carregamento principal e um descarregamento. A norma recomenda uma aplicação de uma pré-carga de no mínimo 5% da carga a ser utilizada no ensaio durante 10 segundos. Para essa pesquisa foi utilizada uma carga de 100 kPa durante 3600 segundos; logo o pré-carregamento é de 5 kPa. A fase de descarregamento dura 500 segundos, para que assim seja possível avaliar a recuperação das deformações elásticas e as deformações não recuperáveis finais.

O ensaio foi realizado a uma temperatura padrão de 25 °C com uma variação de 0,5 °C. Para que os corpos de provas atinjam essa temperatura, eles foram colocados na sala com temperatura controlada duas horas antes do ensaio. Os corpos de prova foram preparados lixando as faces para que as mesmas ficassem as mais paralelas possíveis.

#### 4.6 Ensaios da MAF no Reômetro

No caso dos Mini CP's, o reômetro funciona com uma peça de fixação na parte inferior e o acessório SRF12 na parte superior é que oscila dentro de uma câmara de temperatura controlada, sendo possível aplicar e medir o torque e o ângulo de deflexão. Para que as amostras sejam encaixadas nos suportes superior e inferior, suportes metálicos precisam ser colados aos Mini Cp's para posterior fixação. As temperaturas podem variar de -30 °C a 120°C.

Um dos objetivos iniciais da pesquisa era reproduzir os mesmos ensaios conduzidos no ligante com adaptações para serem realizados nos Mini CP's de MAF. As adaptações eram necessárias considerando-se as limitações de aplicação do torque no reômetro, tendo em vista que a rigidez da amostra da MAF é cerca de 800 vezes maior que a amostra de CAP. Porém, limitações forem encontradas em cada um dos três ensaios:

- Curva Mestra: por causa da rigidez da MAF, esse ensaio teve que ser conduzido com uma deformação de 100  $\mu\epsilon$ ;

- LAS: a varredura de deformação máxima que foi possível aplicar com o reômetro foi uma rampa de 100  $\mu\epsilon$  (0,01%) a 600  $\mu\epsilon$  (0,06%). Por isso, mesmo estendendo o tempo de ensaio de poucos minutos até 24 horas, não foi possível causar grandes danos nas amostras. Ng (2017) já mostra que outros trabalhos não conseguem causar um dano com a adaptação do ensaio LAS no MAF;

- MSCR: a aplicação de 0,1 kPa não causa deformação nos Mini CP's e por isso esse resultado não pode ser comparado ao de 3,2 kPa para a obtenção dos parâmetros obtidos nesse ensaio. Mesmo assim esse ensaio foi conduzido para poder comparar os resultados da percentagem de recuperação a 3,2 kPa com os resultados do ligante asfáltico.

Considerando-se as limitações encontradas acima e os estudos de trabalhos anteriores, uma rotina de ensaio definitiva foi adotada para o MAF para poder ser seguida em futuros trabalhos na Universidade de Brasília e será descrita no tópico a seguir.

#### **4.7 Protocolo de Ensaio Definitivos da MAF no Reômetro**

Dois ensaios foram realizados para se obter as propriedades viscoelásticas lineares (LVE): varredura de amplitude de tensão, para definir a extensão da LVE, e uma varredura de frequência, citada por muitos autores como *fingerprint test* (Babadopulos, 2014; Freire, 2015; Ng, 2017) para definir o parâmetro de evolução do dano ( $\alpha$ ) para cada amostra. Adicionalmente um ensaio de varredura de temperatura e de frequência foi realizado para se determinar as curvas-mestra de cada corpo de prova Marshall de onde foram extraídos os Mini CP's a partir do centro de cada amostra e, finalmente, uma varredura de tempo foi adotada para se determinar as propriedades de dano da MAF, como a pseudo-rigidez ( $C$ ) e o acúmulo de dano ( $S$ ). Os detalhes de cada ensaio e o procedimento de análise dos dados serão descritos detalhadamente nas próximas seções.

##### **4.7.1 Curva Mestra**

A fim de comparar o procedimento comumente adotado no laboratório e procedimentos adaptados a partir da norma AASHTO T 342 (2011), dois tipos de ensaios para determinação da curva mestra foram realizados:

- Ensaio previamente utilizado no laboratório: esse ensaio consiste na escolha de 5 temperaturas e uma varredura de frequência de 1 a 100 rad/s em cada temperatura. Os resultados dos ensaios são utilizados em uma planilha Excel montada no laboratório que faz o

ajuste da curva Sigmoidal. Para poder ter mais resultados e realizar um devido ajuste, foram escolhidas 12 temperaturas (22 °C, 25 °C, 28 °C, 34 °C, 40 °C, 46 °C, 52 °C, 58 °C, 64 °C, 70 °C, 76 °C e 82 °C).

- Ensaio de acordo com a AASHTO T 342 (2011): essa norma foi adaptada para os Mini CP's e foram utilizadas 6 frequências (0,1 Hz, 0,5 Hz, 1 Hz, 5 Hz, 10 Hz, 25 Hz) e 5 temperaturas (-10 °C, 5 °C, 25 °C, 35 °C e 54 °C).

Após o ajuste do modelo Sigmoidal, a comparação foi realizada a uma mesma temperatura de referência. Como o ensaio adaptado a partir da norma demora menos tempo e, conforme será visto na seção de resultados, se obteve um comportamento igual ao outro ensaio, ele foi adotado como ensaio padrão para a determinação das curvas-mestra final.

A curva mestra foi feita com todos os Mini CP's retirados dos centros da amostra de MAF, para saber o comportamento de cada uma das amostras. CP's que tiveram curvas-mestras semelhantes foram escolhidos para que os Mini CP's extraídos a partir deles fossem utilizadas no ensaio de fadiga. Posteriormente, os dados dos Mini CP's utilizados na montagem da curva mestra foram utilizados para montar uma série de Prony que representa todo o comportamento deste tipo de mistura, como será explicado em outro tópico.

#### **4.7.2 Determinação da faixa das Propriedades Viscoelásticas Lineares das Amostras**

A primeira informação que precisa ser obtida para cada material é a sua faixa linear viscoelástica. Para obter esse intervalo, foram realizados varreduras de tensão entre 5 a 450 kPa, a 25 °C e com duas frequências 10 Hz e 1 Hz. A faixa linear viscoelástica é delimitada pelos valores de tensões sob as quais os materiais sofrerão uma redução de até 10% de sua rigidez inicial. Alguns testes foram necessários para definir o nível mínimo de tensão que deveria ser usado para o *fingerprint test*. Após análise dos resultados, determinou-se que uma deformação de 0,015% (150  $\mu\epsilon$ ) seria suficiente para gerar bons dados com base nos coeficientes de variação dos pontos de leitura em cada nível de tensão. As amostras utilizadas nesse ensaio foram descartadas após o uso.

#### **4.7.3 Fingerprint tests – Propriedades Viscoelásticas Lineares**

Utilizando uma nova amostra, esse foi o terceiro ensaio realizado com o objetivo de se obter os valores de  $|G^*|$  e  $\delta$  para cada amostra a partir de uma varredura de frequência. Esse ensaio é necessário para se calcular o parâmetro  $m$  (propriedade viscoelástica do material) que será usado posteriormente para calcular o parâmetro da taxa de evolução do dano ( $\alpha$ ). O ensaio foi realizado dentro da faixa linear viscoelástica do material (LVE) para garantir que

nenhum dano seja induzido na amostra. A deformação de 150  $\mu\epsilon$  foi utilizada em todos os ensaios de varredura de frequência. Alguns cuidados especiais são necessários para evitar a indução do dano nas amostras, já que esse ensaio é realizado em cada amostra antes do ensaio que leva ao dano por fadiga.

Utilizando a metodologia adotada por Hintz (2012), Freire (2015) e Ng (2017) e aproveitando o formato de ensaio do LAS já introduzido no reômetro que segue justamente o trabalho de Hintz (2012), para evitar o acúmulo de dano na amostra no *fingerprint test*, a metodologia de ensaio adotada foi a seguinte:

- Frequências utilizadas, em Hz: 0,2; 0,4; 0,6; 0,8; 1; 2; 4; 6; 8; 10; 20 e 30;
- Temperatura de ensaio: 25 °C;
- Apenas uma medida para cada frequência;
- Período de 30 minutos de descanso antes de prosseguir para o ensaio de fadiga.

A metodologia visa diminuir o dano induzido nas amostras e acelerar o processo tendo em vista que o ensaio de dano propriamente dito pode durar até 24 horas. É nessa etapa que são retirados os dados necessários para o ensaio de varredura de tempo, registrando o torque necessário para atingir os 150  $\mu\epsilon$  de deformação e tomar a decisão se o próximo ensaio será de tensão controlada ou de deformação controlada e qual será a deformação ou tensão do ensaio para não ultrapassar os 200 mN.m de torque máximo.

Também é possível visualizar se a amostra foi bem fixada ou se é preciso fazer alguma modificação antes de prosseguir para o próximo passo ao consultar o gráfico Módulo de Cisalhamento Complexo e Ângulo de Fase ambos em função da frequência. São apresentados na Figura 4-6 dois resultados de uma varredura de frequência, a título de ilustração. Do lado esquerdo, o ângulo de fase aumenta em função do aumento da frequência, um resultado não esperado já que com o aumento da frequência é esperado um comportamento menos viscoso e, portanto, um ângulo de fase menor; conforme se pode ver no gráfico à direita da mesma figura. Nesse caso, o Mini CP que gerou os resultados do lado esquerdo apresentou deficiência no processo de colagem dos suportes metálicos.

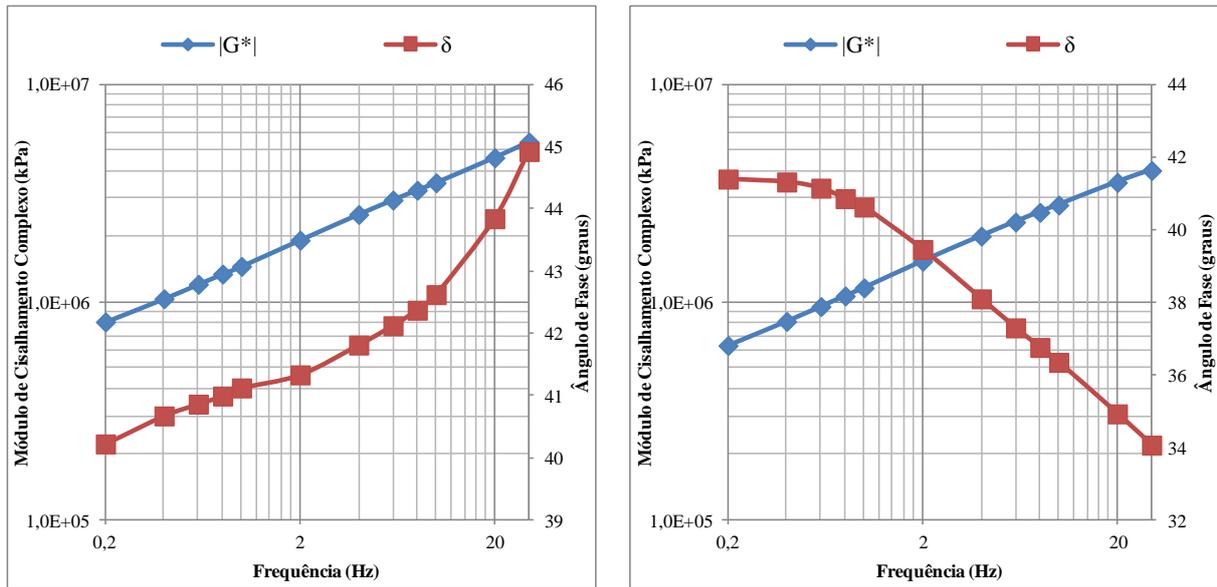


Figura 4-6 – *Fingerprint test* – Varredura de Frequência

O próximo passo é calcular o valor do parâmetro  $m$  a partir dos dados obtidos. A partir dos estudos bibliográficos, três métodos foram selecionados e comparados para ser definido qual método será utilizado para a determinação do parâmetro  $m$  e para posterior cálculo do parâmetro  $\alpha$ . Já é possível adiantar que o primeiro método foi o escolhido por ser o mais prático e de mais fácil automação pela planilha do Excel.

#### 4.7.3.1 Método baseado na AASHTO TP101-14

Esse método é utilizado no ensaio LAS e adotado em uma planilha formulada por Hintz (2012) para análise dos resultados do LAS. A partir dos dados da varredura de frequência realizada no *fingerprint* são feitos os seguintes cálculos:

- Os dados do Módulo Dinâmico de Cisalhamento em função da Frequência  $|G^*(\omega)$  e o Ângulo de fase em função da Frequência  $\delta(\omega)$  para cada frequência são convertidos para o Módulo de Armazenamento,  $G'(\omega)$  a partir da equação:

$$G'(\omega) = |G^*(\omega)| \times \cos \delta(\omega) \quad (4.3)$$

- O melhor ajuste linear é aplicado aos dados com  $\log(\omega)$  no eixo horizontal e  $\log(G'(\omega))$  no eixo vertical usando a equação:

$$\log G'(\omega) = m \cdot \log(\omega) + b \quad (4.4)$$

- O valor do parâmetro  $m$  é a inclinação da reta da Equação (4.4) e será utilizado para calcular o valor do parâmetro  $\alpha$  conforme as seguintes equações:

$$\text{Tensão Controlada} \quad \alpha = \frac{1}{m} \quad (4.5)$$

$$\text{Deformação Controlada} \quad \alpha = 1 + \frac{1}{m} \quad (4.6)$$

Hintz (2012) já traz em seu trabalho que não há uma unanimidade sobre o correto cálculo de  $\alpha$ , por isso neste trabalho adotou-se a equação (4.5) para ambos os casos. Após o cálculo do parâmetro  $\alpha$  de todas as amostras, foi verificado que esse parâmetro era muito parecido entre as amostras de um mesmo tipo de ensaio. Isso facilitou um processo adotado por Mello (2008) de fazer o cálculo do parâmetro  $\alpha$  de forma iterativa forçando a sobreposição das curvas características de dano. Esse processo será mais bem explicado na seção de análise das curvas de dano.

#### 4.7.3.2 Método baseado na inclinação da parte central da Curva Mestra

Mello (2008) traz em seu trabalho que o parâmetro  $m$ , para posterior cálculo do parâmetro  $\alpha$ , pode ser calculado a partir da inclinação da parte linear da Curva Mestra no gráfico log-log. Além disso, o autor mostra que o parâmetro  $\alpha$  é dependente da temperatura, afinal a parte linear da Curva Mestra depende da temperatura adotada como temperatura de referência.

A montagem da Curva Mestra é realizada a partir de uma varredura de frequência do módulo de cisalhamento dinâmico em diferentes temperaturas. Adotando a temperatura de referência igual à temperatura do *fingerprint test* (25 °C), é possível obter um valor do parâmetro  $\alpha$  próximo ao calculado pelo método anterior. Como todos os Mini CP's usados neste trabalho são de um mesmo tipo de mistura, com uma mesma faixa granulométrica e mesmo ligante, basta realizar o ensaio de cinco réplicas para se determinar o valor inicial de  $\alpha$ . Mello (2008) ajusta esse parâmetro de forma iterativa após a construção da Curva Característica, em um processo de minimização de erros em busca da sobreposição das curvas características de ensaios realizados em diversas amplitudes de deformação para um mesmo material.

Esse processo também será utilizado na análise dos dados para se realizar uma comparação entre metodologias.

#### 4.7.3.3 Método baseado na Lei de Potência Ajustada ao Modelo de Maxwell Generalizado

Esse método foi encontrado no trabalho de Ng (2017) e consiste no ajuste de uma lei de potências a um modelo de Maxwell generalizado para o módulo de relaxação a partir dos dados do *fingerprint test* para obter o parâmetro  $m$  que é a inclinação da curva de relaxação.

Do mesmo modo que no primeiro método, para cada frequência é calculado o Módulo de Armazenamento utilizando a equação (4.3).

Uma série de Prony que representa o módulo de armazenamento como função da frequência foi ajustada aos dados experimentais,  $G'$  versus Frequência ( $\omega$ ), representados na equação a seguir:

$$G'(\omega) = G_e + \sum_{i=1}^n \frac{G_i \omega^2 \rho_i^2}{\omega^2 \rho_i^2 + 1} \quad (4.7)$$

Sendo  $G_e$  o módulo de equilíbrio,  $G_i$  é o módulo elástico da mola do modelo generalizado de Maxwell,  $\rho_i$  é o tempo de relaxação,  $\omega$  é a frequência angular e  $n$  é o número de elementos da série de Prony.

Após a determinação das constantes  $G_e$ ,  $G_i$  e  $\rho_i$  para cada elemento da série de Prony, um modelo generalizado de Maxwell foi utilizado para prever  $G(t)$  de acordo com a (4.8), e a curva  $G(t)_{previsto}$  em função do tempo foi construída. Uma função de potência, descrita pela (4.9), foi usada para ajustar  $G$  em função do tempo para se definir as constantes do material  $G_0$ ,  $G_1$  e, finalmente, a taxa de relaxação ( $m$ ).

$$G(t) = G_e + \sum_{i=1}^n G_i e^{\frac{-t}{\rho_i}} \quad (4.8)$$

$$G = G_0 + G_1 \cdot t^{-m} \quad (4.9)$$

#### 4.7.4 Testes de Dano – Varredura de tempo

Como já dito neste capítulo, o objetivo inicial era adaptar o ensaio LAS para as amostras com os Mini CP's, afinal é um ensaio que já vem programado no reômetro, conhecido por ser um ensaio de dano acelerado. No entanto, após diversas tentativas de adaptação do ensaio à realidade dos Mini CP's foi visto que não seria possível pelas limitações de aplicação de torque do reômetro. Outro impedimento foi o tamanho máximo possível dos Mini CP's; devido à espessura dos suportes metálicos, o tamanho limitado pela câmara climática de 50 mm de altura passa a ser de apenas 40 mm para os Mini CP's, aumentando ainda mais a rigidez à torção das amostras. Freire (2015) já mostra em seu trabalho que mesmo aumentando o número de ciclos em cada amplitude de deformação, o ensaio não leva ao critério de ruptura da amostra. Esse procedimento foi testado, do mesmo modo, nesta pesquisa, mas mesmo após o ensaio chegar a 28 horas de duração, a amostra não teve uma queda além de 20% do seu módulo inicial.

Sendo assim, os procedimentos adotados nos ensaios são os mesmos procedimentos de um ensaio cíclico rotacional de fadiga, com uma carga aplicada continuamente com forma senoidal. Foram realizados ensaios principalmente a deformação controlada, mas também foram feitos ensaios a tensão controlada. O ensaio foi realizado por um período de aproximadamente 24 horas ou até que o valor do módulo complexo caísse pela metade.

A deformação, ou tensão, aplicada nas amostras foi calculada com base nos resultados da varredura de tensão que foi realizada para se determinar a faixa linear viscoelástica e com base no *fingerprint test* de modo que a deformação, ou tensão, que leve a uma relação de  $|G^*|/|G^*|_{ve}=0,9$ . Fazendo esse procedimento, é garantido que a deformação aplicada irá gerar um dano inicial abaixo de 10%, fazendo que os valores iniciais de  $C$  (pseudo-rigidez) não sejam menos que 0,9. No entanto, outros ensaios foram realizados com amplitudes de deformação (ou tensão) maiores para se verificar a superposição das curvas  $C$  vs  $S$  e para se reduzir a duração do ensaio.

Os procedimentos adotados na execução deste ensaio resultam de uma série de adaptações nos procedimentos propostos por Castelo Branco (2008), Mello (2008), Coutinho (2012), Hintz (2012), Karki (2014), Freire (2015) e Ng (2017). As maiores dificuldades encontradas foram a longa duração do ensaio e o alto volume de dados gerados que muitas vezes faziam o computador reiniciar durante a execução. Para contornar esses problemas, foram feitas algumas alterações, como realizar ensaios em 10 Hz e também a 1 Hz para poder aplicar uma maior amplitude e alterar a taxa de aquisição de dados para 1 ponto a cada 25 segundos.

Resumindo, os ensaios foram realizados à temperatura de 25 °C e foram programados para serem realizados 30 minutos após o *fingerprint test* de cada amostra, com um ponto a cada 25 segundos e 3500 pontos no total, ou seja, uma duração de 87.500 segundos (24 horas e 18 minutos, aproximadamente). Foram realizados basicamente 3 tipos de ensaios:

- Deformação controlada em uma frequência de 10 Hz;
- Tensão controlada em uma frequência de 10 Hz;
- Deformação controlada em uma frequência de 1 Hz.

Também foram realizados ensaios à tensão controlada na frequência de 1 Hz, mas os resultados não se alinhavam aos outros tipos de ensaio e por isso na análise dos dados decidiu-se retirar esse ensaio.

## 4.8 Procedimento de Análise

### 4.8.1 Análise do Dano

O dano acumulado na amostra foi definido baseado no modelo derivado usando o princípio de correspondência de Schapery, teoria do trabalho potencial e as teorias aplicadas no modelo do VECD e do S-VECD. Baseado nos valores de  $|G^*|$  para cada ciclo, os valores da pseudo-rigidez ( $C_k$ ) foram calculados usando a Equação (4.10) e que posteriormente pode ser ajustado para melhorar os resultados de cada amostra.

$$C_k = \frac{|G_k^*|}{I \cdot |G^*|_{LVE}} \quad (4.10)$$

onde  $C_k$  é a pseudo-rigidez;  $I$  é uma variação de amostra-para-amostra na rigidez inicial e  $|G^*|_{LVE}$  é o módulo complexo obtido do *fingerprinth test* na frequência do ensaio (10 Hz ou 1 Hz).

O parâmetro  $I$  é um artifício matemático para forçar a pseudo-rigidez ser igual a 1 quando não há dano, para construir as curvas  $C$  vs  $S$  com a integridade começando sempre do mesmo ponto, 100%. O parâmetro  $I$  é necessário por três motivos: variabilidade inerente ao material; histórico de carregamentos aplicados, como no processo de corte, e possível dano acumulado no *fingerprinth test*. O Dano Acumulado ( $S$ ) para o número  $N$  de ciclos foi calculado baseado na relação entre energia, tensão e taxa de evolução de dano no domínio pseudo-elástico. A forma discreta para essa relação é a seguinte:

$$S = \sum_{i=1}^n \left[ \frac{I}{2} (\gamma_i^R)^2 (C_{i-1} - C_i) \right]^{\frac{\alpha}{1+\alpha}} (t_i - t_{i-1})^{\frac{1}{1+\alpha}} \quad (4.11)$$

O diferencial deste trabalho foi no processo de análise da pseudo-deformação, que cada autor realiza o cálculo de maneira diferente de outros autores, afastando ainda mais a possibilidade de se criar uma metodologia única para os ensaios na MAF. Alguns trabalhos mostram apenas a equação utilizada, sem apresentar a metodologia de cálculo para se chegar ao resultado final. Por isso, nesta dissertação, se estabelece uma comparação entre os diferentes métodos. Para isso, foram adotadas três metodologias baseadas em três trabalhos diferentes, fazendo as devidas adaptações para que fosse possível ser introduzidas aqui. As duas primeiras metodologias produziram resultados muito próximos e por isso foram adotadas como padrão nas últimas amostras ensaiadas.

#### 4.8.1.1 Método Proposto no Trabalho de Mello (2008)

Mello (2008) adotou um cálculo da pseudo-deformação a partir da simplificação proposta no capítulo 7 do livro de Kim (2009), onde é citado que o objetivo da abordagem de variável de estado é transformar o processo de convolução em uma operação algébrica. No sentido físico, no entanto, a abordagem da variável de estado atribui uma variável a cada elemento Maxwell na representação Prony do módulo de relaxamento. Esse variável rastreia o comportamento ou o estado do elemento especificado durante o carregamento.

A metodologia, então, é apresentada a seguir. O primeiro passo consiste na montagem da série de Prony para cada tipo de mistura a partir dos dados utilizados na montagem da curva mestra. A série é representada com a seguinte equação:

$$G(t) = G_{\infty} + \sum_{i=1}^n G_i e^{\frac{-t}{\rho_i}} \quad (4.12)$$

onde  $G_{\infty}$ ,  $G_i$  e  $\rho_i$  são parâmetro da série de Prony;  $t$  é o tempo, em segundos.

Após montada a série de Prony para cada tipo de mistura, ela é calculada para cada ciclo de carregamento utilizado no cálculo do dano. Com essa informação e com os dados do ensaio de dano, é possível calcular a pseudo-deformação de acordo com:

$$\gamma_k^R = \gamma_k \cdot \left( \frac{G(t) + |G^*|_{LVE}}{G_R} \right) \quad (4.13)$$

onde  $\gamma_k^R$  é a pseudo-deformação calculada em cada ciclo;  $\gamma_k$  é a deformação cisalhante lida no ensaio ciclo  $k$ , em mm/mm;  $G(t)$  é módulo de relaxação representado pela série de Prony calculada pela equação anterior, em kPa;  $|G^*|_{LVE}$  é o módulo de cisalhamento complexo linear viscoelástico obtido no *fingerprint test*, em kPa;  $G_R$  é o módulo de cisalhamento de referência adotado neste trabalho como 1 kPa.

#### 4.8.1.2 Método Apresentado no Trabalho de Underwood et al. (2012)

Underwood et al. (2012) apresentam em um artigo a aplicação do S-VECD na análise do dano. Como esse método foi utilizado também por Coutinho (2012) e Freire (2015), decidiu-se adotar as equações abaixo para o cálculo da pseudo-deformação:

$$\gamma_{ciclo\ i}^R = \frac{1}{G_R} * \frac{\beta + 1}{2} (\gamma_{0,pp} * |G^*|_{LVE}) \quad (4.14)$$

$$\beta = \frac{(\sigma_{pico})_i + (\sigma_{vale})_i}{(|\sigma_{pico}|)_i + (|\sigma_{vale}|)_i} \quad (4.15)$$

onde  $\gamma^R_{ciclo\ i}$  é a pseudo-deformação no ciclo  $i$ ;  $\gamma_{0,PP}$  é a amplitude de deformação de cisalhamento imposta no ensaio pico-a-pico;  $\beta$  é o fator de correção da forma de carregamento calculado pela Equação (4.15);  $\sigma_{pico}$  é a tensão no pico da forma de aplicação da tensão, em kPa;  $\sigma_{vale}$  é a tensão no vale da forma de aplicação da tensão, em kPa.

Neste método, o Módulo de Referência ( $G_R$ ) foi considerado como 1 kPa e  $\beta$  foi considerado como 1.

#### 4.8.1.3 Método apresentado no Trabalho de Castelo Branco (2008)

Em seu trabalho, Castelo Branco (2008) apresenta duas equações para o cálculo da pseudo-deformação. Uma das equações é para o ensaio feito com deformação controlada e a outra é para quando o ensaio é realizado com tensão controlada.

$$\gamma^R = \frac{G_{VE}^* \gamma_{0F} \text{sen}(\omega t + \delta_{VE})}{G_R} \quad (4.16)$$

$$\gamma^R = \frac{G_{VE}^* \gamma_{0F} \text{sen}(\omega t - \delta_{NF} + \delta_{VE})}{G_R} \quad (4.17)$$

onde  $G_{VE}$  é o módulo dinâmico viscoelástico, em kPa;  $G_R$  é o módulo de referência, em kPa;  $\omega$  é a frequência angular, que é igual a  $2\pi f$  com  $f$  sendo a frequência de ensaio em Hz;  $t$  é o tempo, em segundos;  $\delta_{VE}$  é o ângulo de fase viscoelástico entre as respostas da deformação e a tensão, em radianos.

O subscrito  $N$  é usado para indicar que o parâmetro muda em função do número de ciclos de carregamentos e o subscrito  $F$  é usado para indicar que a grandeza (tensão, deformação, propriedades do material) é associada com o ensaio de fadiga. A Equação (4.16) é usada quando o ensaio é realizado em deformação controlada e a Equação (4.17) para ensaio realizado com tensão controlada.

#### 4.8.2 Previsão da Vida de Fadiga

O último passo da análise realizada a partir dos dados dos ensaios é a previsão da vida de fadiga. Esse passo só é possível a partir das curvas características, que é o produto final deste estudo. Essas curvas são independentes das condições de carga e, por isso, são consideradas propriedades reais do material. Diferente de outros trabalhos que precisam comparar as curvas de misturas distintas, neste trabalho se trabalhou apenas com um tipo de

mistura, pois o objetivo era definir uma metodologia para este ensaio para o Laboratório da Universidade de Brasília. Porém, para poder realizar uma comparação com a vida de fadiga do CBUQ e da MAF com CP Marshall, o procedimento adotado por Karki (2014) foi adotado neste estudo. O objetivo deste procedimento é construir um modelo de fadiga, baseado nas curvas  $C$  vs.  $S$  de cada material, e prever o número de aplicações de carga ( $N_f$ ) que é capaz de gerar um nível de dano associado a um nível de redução na integridade do material, levando em consideração diferentes níveis de deformação no pavimento. Em outras palavras, este procedimento permite comparar materiais em termos do número de ciclos necessários para gerar certo nível de redução de sua integridade, considerando diferentes níveis de deformação no pavimento.

Se um número de carregamentos para gerar uma redução da rigidez, por exemplo, de 0,50, é maior no material A que no material B, isto quer dizer que o material A apresenta resistência maior ao acúmulo de dano a certo nível de deformação no pavimento. Para realizar tal análise, o primeiro passo é ajustar uma lei de potência, conforme a equação (4.18) abaixo, para a curva  $C$  vs  $S$  do material para definir os coeficientes  $C_0$ ,  $C_1$ ,  $C_2$ .

$$C(S) = C_0 - C_1 S^{C_2} \quad (4.18)$$

Para realizar o ajuste desta lei de potência foram utilizados dois métodos:

- Adotando o coeficiente  $C_0$  fixo e igual a 1;  $C_1$  obtido a partir de 10 elevado ao ponto que intercepta o eixo  $y$  do gráfico que tem como eixo horizontal os valores  $\log(\text{dano\_acumulado})$  e eixo vertical os valores  $\log(-C+C_0)$  e  $C_2$  obtido da inclinação da reta desse mesmo gráfico;
- A partir do método do erro mínimo quadrado, utilizando a ferramenta *solver* do Excel para encontrar os coeficientes que tem o menor erro entre os valores experimentais e os valores calculados pela lei de potência.

O próximo passo é escolher um nível de redução na pseudo-rigidez, como, por exemplo, 50% ou  $C = 0,50$ , e obter o correspondente valor de  $S$ , diretamente da curva  $C$  vs.  $S$  ou usando um modelo de potência ajustado aos dados. Com base nesses valores, calculam-se os coeficientes  $A_{u,d}$  e  $B_u$  do modelo mecanístico de fadiga na Equação (4.19), onde  $A_{u,d}$  é calculado usando a Equação (4.20) e  $B_u$  é obtido usando a Equação (4.21). O modelo de fadiga permitirá estimar os diferentes números de aplicação de carga para atingir certo nível de integridade em função dos diferentes níveis de deformação no pavimento. Neste estudo adotou-se 50% de redução na pseudo-rigidez como critério de falha. Foi possível observar

uma tendência de superposição das curvas características (curva  $C$  vs.  $S$ ) para os diferentes níveis de estresse, mesmo assim foi construída uma curva de vida de fadiga média com base nos resultados para os diferentes carregamentos de ensaios nos Mini CP's. A média da curva de  $N_f$  foi construída com base na média do módulo de tensão dinâmica linear ( $G^*/_{LVE}$ ), a taxa média de acumulação de danos ( $\alpha$ ) e a média dos coeficientes  $C_1$  e  $C_2$  do modelo da lei de potência.

$$N_{u,d} = A_{u,d} \cdot (\gamma^R)^{-B_u} \quad (4.19)$$

$$A_{u,d} = f \cdot \frac{\left(\frac{1}{2} C_1 C_2\right)^{-\alpha} S^{[1+\alpha(1-C_2)]}}{[1 + \alpha \cdot (1 - C_2)]} \quad (4.20)$$

$$B_u = 2 \alpha \quad (4.21)$$

## 5 RESULTADOS E ANÁLISES

Neste capítulo serão apresentados e discutidos os resultados obtidos durante esta pesquisa. Para isso, os resultados seguem a seguinte ordenação:

- a) Caracterização dos materiais:
  - a1. Agregados Graúdos, Miúdos e Fíler;
  - a2. Ligantes Asfáltico CAP 50/70;
- b) Dosagem:
  - b1. CBUQ;
  - b2. MAF;
- c) Confecção dos corpos de prova e resultados dos ensaios mecânicos:
  - c1. CBUQ;
  - c2. MAF;
- d) Resultados dos ensaios no Reômetro:
  - d1. Ligante:
    - i. Curva Mestra;
    - ii. MSCR;
    - iii. LAS;
  - d2. Mini CP's:
    - i. Curva Mestra;
    - ii. *Fingerprint Test*;
    - iii. Ensaio de fadiga;
    - iv. Ensaio de deformação permanente;
- e) Comparações e Análises finais.

### 5.1 Agregados

Toda a parte da mistura do CBUQ foi realizada em cooperação com outros três trabalhos que estavam sendo realizados em conjunto no laboratório. Isso já definiu qual a granulometria e teor de ligante adotado no CBUQ. Os ensaios, tanto nos agregados quanto nos ligantes, foram realizados em conjunto com outros pesquisadores e os resultados serão apresentados a seguir.

Os agregados adotados nesta pesquisa atendem às granulometrias especificadas pela norma DNIT 031/2006 como pode ser visualizado na Figura 5-1 e também atende a especificação SUPERPAVE, que apresenta os pontos de controle onde a curva granulométrica deve passar dentro, conforme se pode ver na Figura 5-2. Bernucci *et al.* (2008) mencionam que a criação de uma zona de restrição tem como objetivo evitar misturas com uma proporção elevada de areia fina natural em relação à areia total; no entanto, atualmente já há muitos estudos mostrando que quando se utiliza areia britada (como neste estudo) ou mesmo areia com angulosidade elevada esta zona de restrição não se aplica.

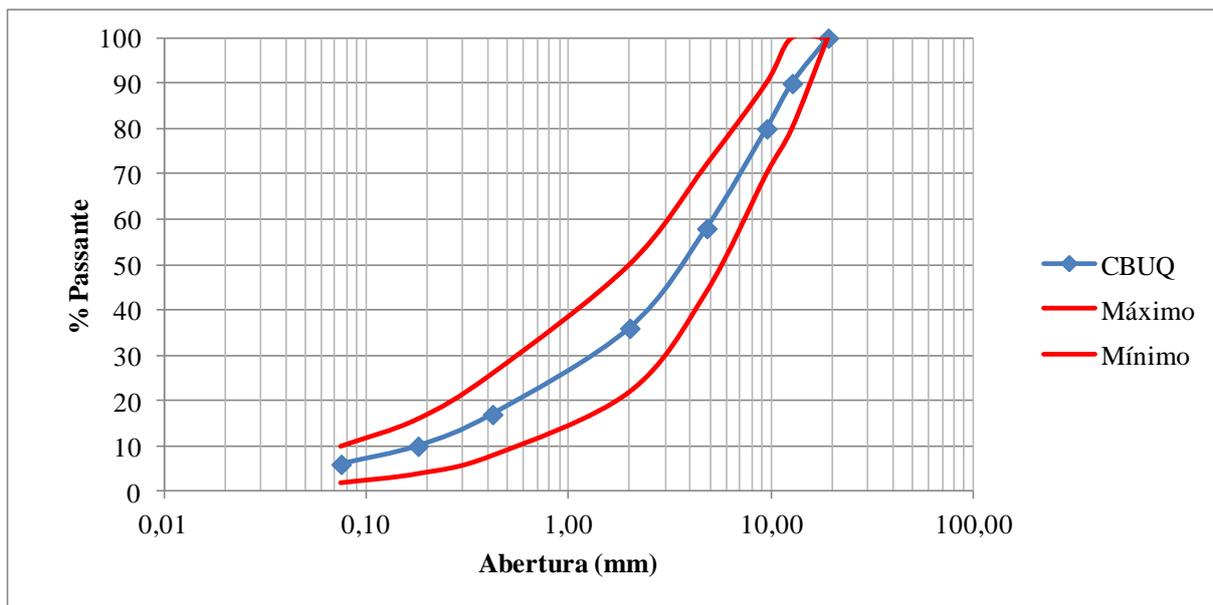


Figura 5-1. Granulometria do CBUQ com Limites Máximos e Mínimos definidos por norma

Segundo a metodologia a metodologia SUPERPAVE a peneira de tamanho máximo nominal (TMN) é uma peneira de tamanho imediatamente acima da primeira peneira que reter mais de 10% do agregado combinado, ou seja, a composição granulométrica deste trabalho apresenta tamanho máximo nominal de 19 mm.

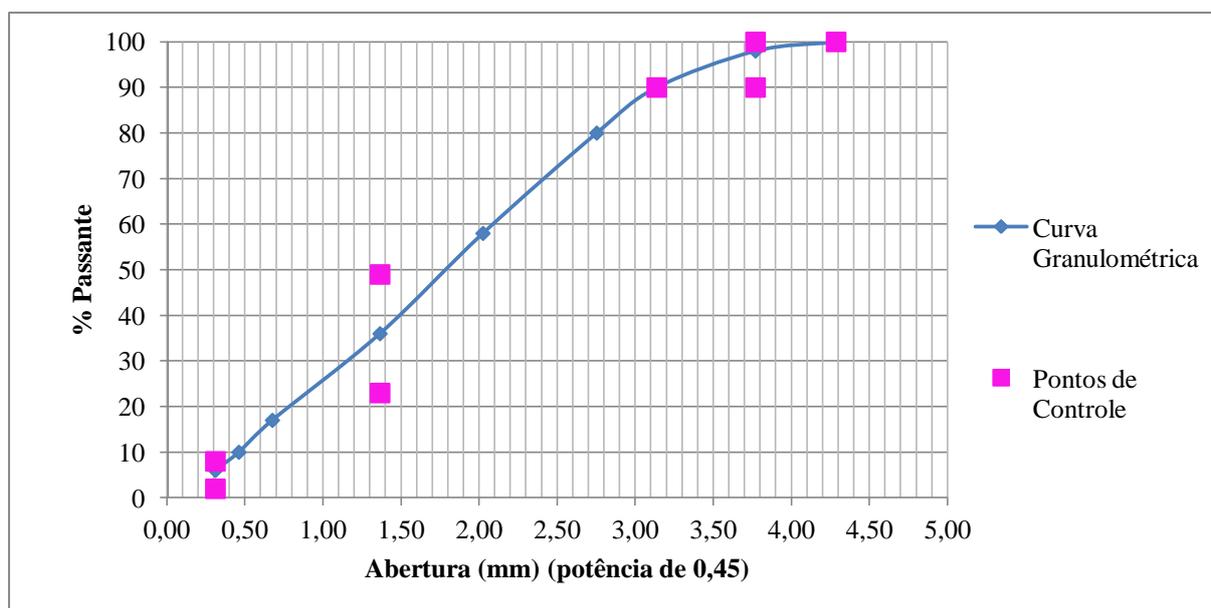


Figura 5-2. Pontos de Controle e Zona de Restrição Superpave

Os resultados da caracterização física dos agregados e os limites máximos ou mínimos para cada propriedade são apresentados na Tabela 5-1. Todos os ensaios foram conduzidos segundo o número de réplicas e amostragem de acordo com as respectivas normas. É possível ver que o agregado atende a todas as especificações estabelecidas nas respectivas normas.

Tabela 5-1. Resultados da Caracterização Física dos Agregados

Ensaio	Norma	Resultado	Especificação
Partículas longas e achatadas (1:5)	ASTM D 4791	2,0%	Máx 10%
Angularidade do miúdo	ASTM C 1252	45,8%	Mín 45%
Abrasão Los Angeles	DNER-ME 035/98	18,0%	Máx 30%
Equivalente de Areia	DNER-ME 054/97	71,0%	Mín 55%
Sanidade	DNER-ME 089/94	0,01%	Máx 12%

Além disso, os resultados da densidade real dos agregados miúdos e graúdos, além do material de enchimento são apresentados na Tabela 5-2. Para a realização deste ensaio, foi adotada a proporção da composição granulométrica para o graúdo e miúdo, ao invés de realizar o ensaio para cada peneira. Desta forma, é possível ter uma ideia melhor de como o agregado se comporta dentro da mistura.

Tabela 5-2. Densidade Real dos Agregados

Agregado	Peneira	Densidade Real	Absorção (%)	Norma
Graúdo	1/2"	2,723	1,63	DNER-ME 81/98
	3/8"			
	n.4			
Miúdo	n.10	2,733	0,5	ASTM C 128
	n.40			
	n.80			
	n.200			
Fíler	-	2,740	-	DNER-ME 85/94

Os valores das densidades são essenciais para o cálculo da densidade máxima teórica e para a dosagem das respectivas misturas.

## 5.2 Caracterização Física do Ligante

O ligante utilizado na pesquisa é um CAP 50/70, cujos resultados da caracterização física se encontram na Tabela 5-3.

Tabela 5-3. Caracterização Física do CAP 50/70

Ensaio	Norma	Unidade	Resultado	Limites (ANP19/2005)
Penetração (100 g, 5 s, 25° C)	DNIT ME 155/2010	0,1 mm	61	50 – 70
Ponto de amolecimento	DNIT ME 131/2010	°C	52,4	mín 46
Massa específica (g/cm <sup>3</sup> )	DNER ME 193/96	-	1,022	-
Viscosidade rotacional <i>Brookfield</i>				
a 135° C			337	mín 274
a 150° C	NBR 15184	cP	177	mín 112
a 177° C			66	57 – 285
Ponto de fulgor	NBR 11341	°C	338	mín 235
Dutilidade a 25° C	NBR 6293	cm	>100	mín 60
<b>Efeito do calor e do ar (RTFOT)</b>				
Variação em massa	NBR 15235	%	-0,042	máx 0,5
Dutilidade a 25° C	NBR 6293	cm	>100	mín 20
Aumento do ponto de amolecimento	DNIT ME 131/2010	°C	8	máx 8
Penetração retida	DNIT ME 155/2010	%	81	mín 55

Como se pode observar na Tabela 5.3, o ligante atende a todos os requisitos da norma. Além disso, foi montada a curva da viscosidade rotacional em função da temperatura, apresentada na Figura 5-3, para se determinar as temperaturas de mistura e compactação na confecção dos corpos de prova.

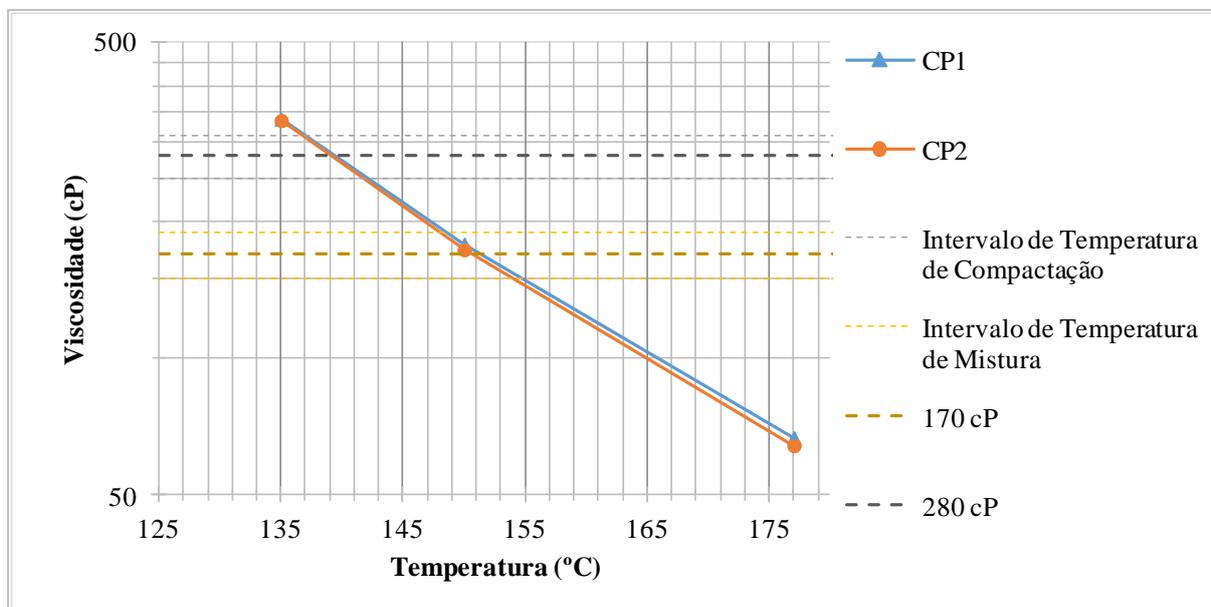


Figura 5-3. Viscosidade Rotacional em função da Temperatura

Com os limites de 170 +/- 20 cP para a compactação e de 280 +/- 30 cP para a mistura, é possível se obter por meio do gráfico os seguintes resultados:

- Temperatura da Mistura: entre 150 °C e 156 °C;
- Temperatura da Compactação: entre 137 °C e 143 °C.

Além disso, seguiu-se a recomendação sugerida em Bernucci *et al.* (2008) e foi adotada uma temperatura de 15 °C acima da temperatura de mistura como temperatura dos agregados, sem ultrapassar a temperatura de 177 °C. Como o ligante utilizado na pesquisa tem como origem o mesmo lote, em todas as misturas, seja na dosagem do CBUQ ou na dosagem da MAF, seja na confecção dos corpos de prova definitivos, essas temperaturas foram rigorosamente seguidas.

### 5.3 Dosagem do CBUQ

Como já explicado na metodologia, a dosagem foi realizada seguindo a metodologia Marshall. Para isso, 15 CP's foram moldados com diferentes teores de ligante, variando de 3,5% a 5,5%. Os resultados dos parâmetros volumétricos são encontrados na Tabela 5-4.

Tabela 5-4. Parâmetros Volumétricos da Dosagem do CBUQ

Teor (%)	Gmb	DMT	Vv (%)	VAM (%)	RBV (%)	Estabilidade (N)
3,5	2,42	2,57	5,8	14,1	58,9	13427
4,0	2,45	2,55	4,0	13,6	70,7	13471
4,5	2,47	2,53	2,7	13,6	80,3	13733
5,0	2,47	2,51	1,7	13,9	87,4	13615
5,5	2,46	2,50	1,4	14,7	90,2	13345

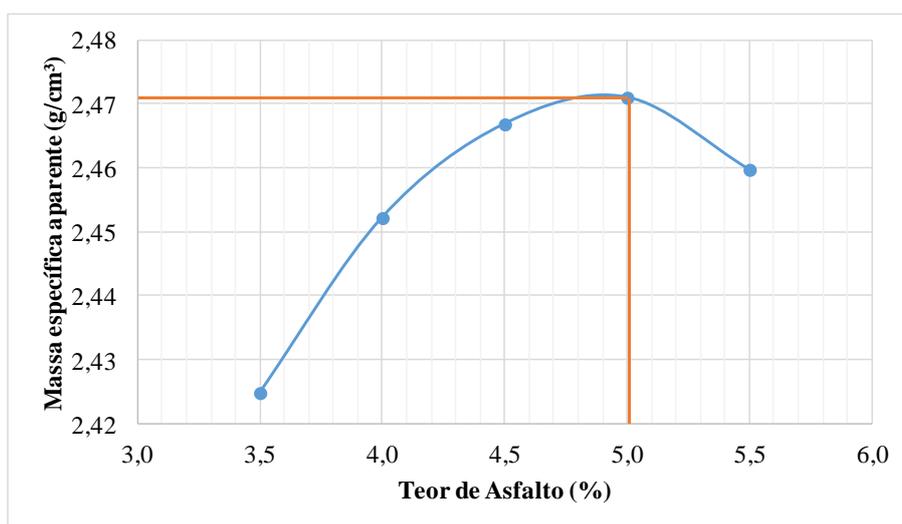


Figura 5-4. Massa Específica (Gmb) em função do Teor de Asfalto

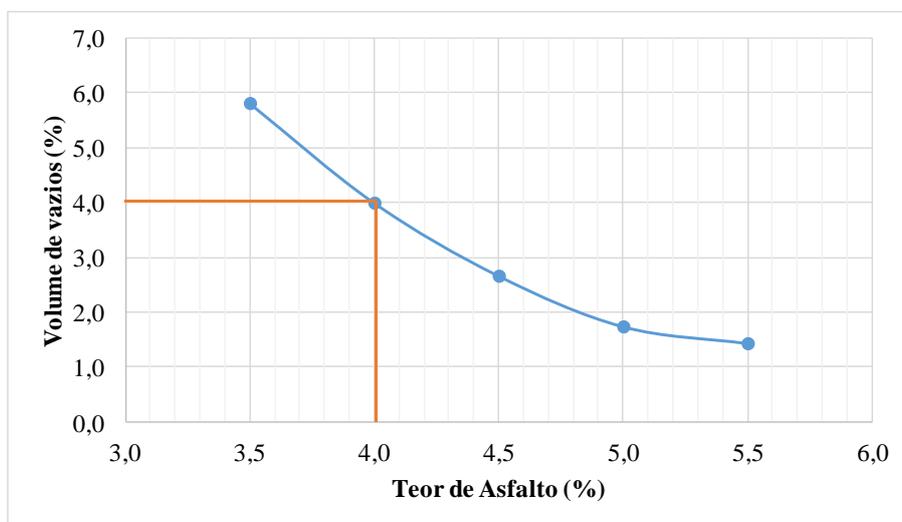


Figura 5-5. Volume de Vazios (Vv) em função do Teor de Asfalto

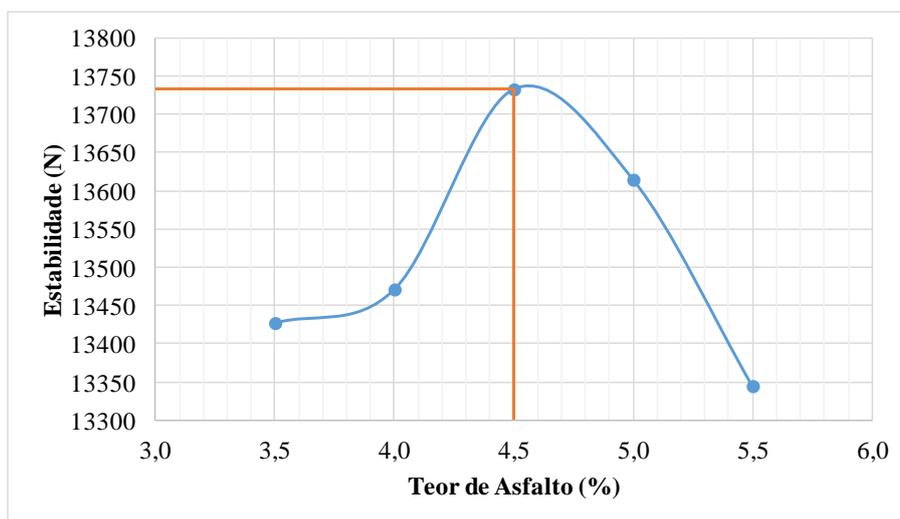


Figura 5-6. Estabilidade em função do Teor de Asfalto

Além dos resultados da tabela, foram montados os gráficos apresentados na Figura 5-4,

Figura 5-5 e Figura 5-6. Para se calcular o Teor Ótimo, foi feita uma média dos teores que levassem à máxima Massa Específica (teor de ligante de 5,0%), Volume de Vazios de 4% (teor de ligante de 4%) e máxima estabilidade (teor de ligante de 4,5%). Assim, o Teor de Ligante escolhido para o CBUQ foi de **4,5%**. Cabe ressaltar que o valor mínimo de VAM (15%) não foi atendido em nenhum dos teores da dosagem (como mostra a Tabela 5-4), porém o valor calculado (13,6%) para o teor de 4,5% encontra-se próximo desse limite.

#### 5.4 Dosagem da MAF

Da mesma forma como foi realizado no CBUQ, foi feito na MAF, adotando-se teores que variaram de 5,0% a 9,0% e confeccionando 4 corpos de prova para cada teor. Além disso, como o objetivo principal era aproximar a MAF das propriedades do CBUQ, foram adotados os limites da norma DNIT 031/2004 ES para o Volume de Vazios, Relação Betume/Vazios, Estabilidade Mínima e Resistência à Tração por Compressão Diametral. Como não havia limite para a Fluência, foi adotado o limite estabelecido na norma DNIT 032/2005 ES para Areia Asfalto. Esses limites se encontram na Tabela 5-5.

Tabela 5-5. Especificação de Valores Limites

<b>Característica</b>	<b>Norma de Limite</b>	<b>Limites</b>	<b>Norma de Execução</b>
Porcentagem de Vazios, (%)	DNIT 031/2004 ES	3 a 5	DNER-ME 043
Relação betume/vazios (%)	DNIT 031/2004 ES	75 - 82	DNER-ME 043
Estabilidade, Mínima, (Kgf) (75 golpes)	DNIT 031/2004 ES	500	DNER-ME 043
Resistência à Tração por Compressão Diametral, Mínima, (25 °C ) (MPa)	DNIT 031/2004 ES	0,65	DNER-ME 138
Fluência, mm	DNIT 032/2005 ES	2,0 – 4,5	DNER-ME 043

Os resultados dos parâmetros volumétricos se encontram na Tabela 5-6 abaixo. A Estabilidade foi calculada a partir da média dos 4 CP's.

Tabela 5-6. Parâmetros Volumétricos da Dosagem da MAF

<b>Teor (%)</b>	<b>Gmb (g/cm<sup>3</sup>)</b>	<b>DMT (g/cm<sup>3</sup>)</b>	<b>Vv (%)</b>	<b>VAM (%)</b>	<b>RBV (%)</b>	<b>Estabilidade (N)</b>
5,0	2,243	2,51	10,789	21,8	50,5	15651
6,0	2,287	2,48	7,650	21,1	63,8	15783
7,0	2,343	2,44	3,900	20,0	80,5	15450
8,0	2,344	2,40	2,451	20,9	88,2	10182
9,0	2,318	2,37	2,113	22,6	90,6	7570

Da mesma forma que foi feito no CBUQ, foram montados os gráficos abaixo já com os limites apresentados na Tabela 5-5. Nos gráficos é possível ver os limites (linha vermelha tracejada) e os valores da máxima massa específica, volume de vazios de 4% e máxima estabilidade (linha verde).

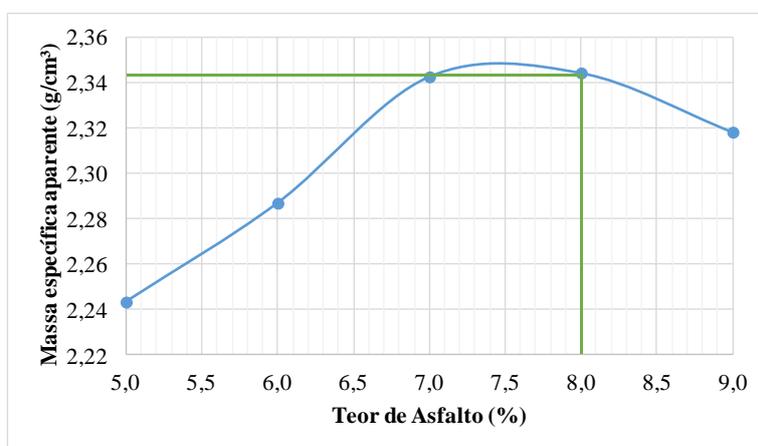


Figura 5-7. Massa Específica (GMB) em função do Teor de Asfalto

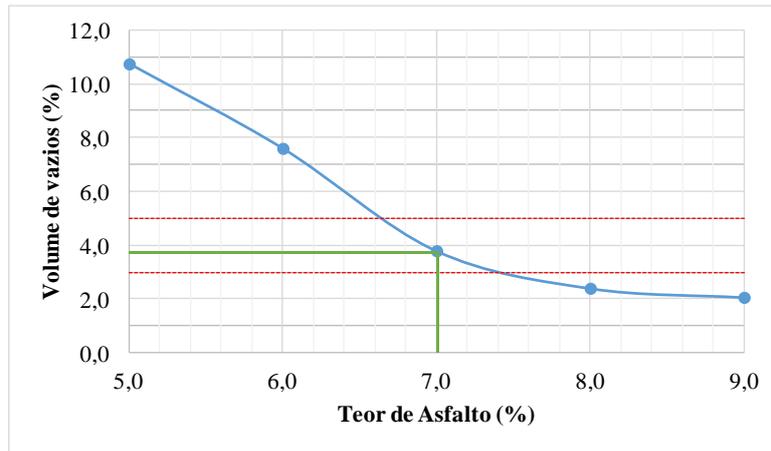


Figura 5-8. Volume de Vazios (Vv) em função do Teor de Asfalto

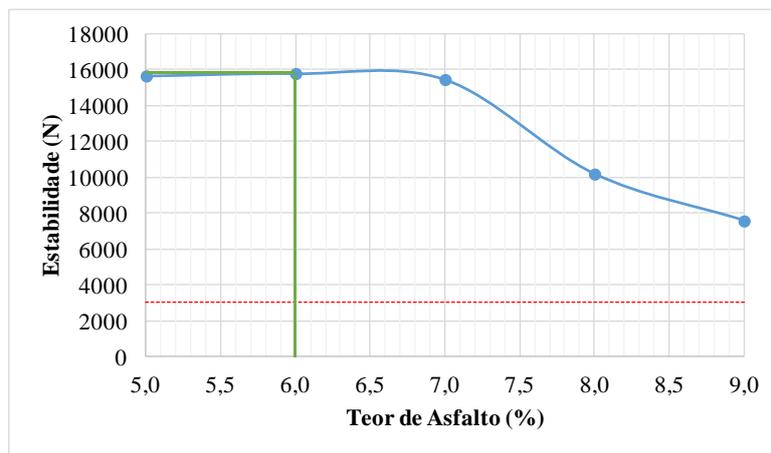


Figura 5-9. Estabilidade em função do Teor de Asfalto

Além desses parâmetros, também foi feita uma análise em relação ao comportamento do Módulo de Resiliência em função do teor de ligante. Para isso, foram realizados ensaios de Módulo de Resiliência (MR) no CBUQ, que serão apresentados em outro tópico. Um corpo de prova de cada teor foi utilizado para realizar o ensaio de Resistência à Tração para se determinar qual a carga a ser utilizada no ensaio de Módulo de Resiliência. O resultado do ensaio de Resistência à Tração encontra-se na Tabela 5-7 abaixo.

Tabela 5-7. Resistência à Tração e Carga do Ensaio de MR

Teor (%)	F (N)	RT (MPa)	Carga MR (30%) (N)
5,0	12130	1153	3639
6,0	13540	1310	4062
7,0	11190	1125	3357
8,0	7560	765	2268
9,0	5970	599	1791

Para se realizar o ensaio de Módulo, primeiro adotou-se o valor da Carga MR mais baixa entre os teores como valor de carga padrão (carga referente ao teor de 9,0%), podendo assim comparar os resultados, já que uma mesma carga estava sendo aplicada. Posteriormente, aplicou-se o valor de 30% da resistência para cada teor conforme se encontra na Tabela 5-7. Para cada teor, foram realizadas três réplicas, que posteriormente foram utilizadas no ensaio de estabilidade Marshall, cujo resultado foi apresentado na Figura 5-9 acima.

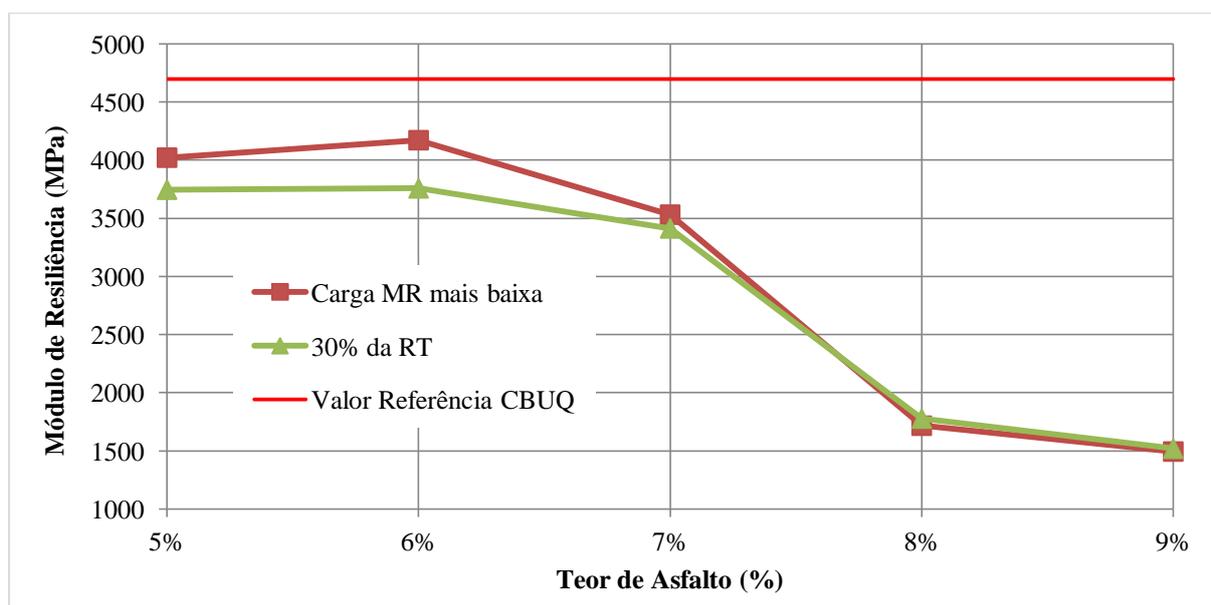


Figura 5-10. Módulo de Resiliência em função do Teor de Asfalto

Como se pode observar na Figura 5-10, a partir do teor de 7% os valores do Módulo de Resiliência não se diferenciam quando se utiliza uma carga igual para todos os teores ou quando se utiliza o valor de 30% da RT de cada teor. Para as duas situações, o teor de 6%

apresentou o valor mais próximo ao valor do CBUQ, e por isso foi utilizado no cálculo da dosagem.

A partir dos gráficos contidos na Figura 5-7, na Figura 5-8 e na Figura 5-9, obteve-se uma média aritmética para determinar o valor do teor de ligante, e o cálculo pode ser conferido Tabela 5-8:

Tabela 5-8. Propriedades de Dosagem da MAF

Propriedade	Teor de projeto (%)
Máxima estabilidade	6,0
Gmb máxima	8,0
V <sub>v</sub> = 4%	7,0
<b>Média</b>	<b>7,0</b>

Decidiu-se então adotar o valor de **Teor de Projeto de 7,0%**. Esse valor encontra-se dentro de todos os limites estabelecidos na Tabela 5-5 e na Tabela 5-6. Além dos gráficos mostrados anteriormente, também foi montado o gráfico da fluência em função do teor de ligante, no ensaio de estabilidade. Como esperado, quanto maior o teor de asfalto, maior o valor da fluência, resultado já esperado. O gráfico com os resultados se encontra na Figura 5-11 abaixo.

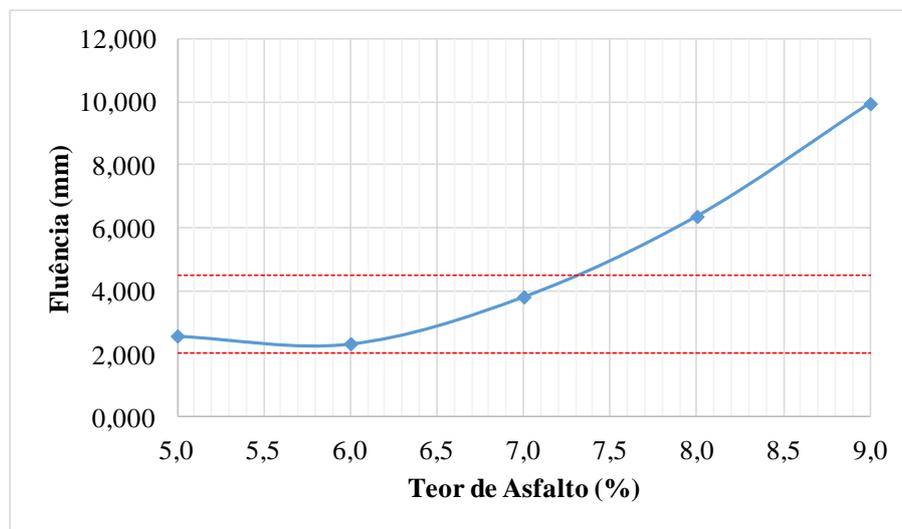


Figura 5-11. Fluência em função do Teor de Asfalto na MAF

## 5.5 Caracterização Reológica do Ligante, Ensaios LAS e MSCR

### 5.5.1 Curva Mestra

A construção da curva mestra foi realizada com base na metodologia aplicada por Pellinen (2001), com auxílio da função Solver do Excel. Esta função é utilizada para realizar a otimização de dados com técnicas de regressão de mínimos quadrados não lineares. O procedimento consiste em minimizar a soma do erro quadrático entre o  $|G^*|$  medido durante o ensaio e o valor de  $|G^*|$  modelado. Os coeficientes  $\delta$ ,  $\alpha$ ,  $\beta$ ,  $\gamma$  mostrados na Equação (3.24), na Equação (3.25) e na Equação (3.26) são ajustados durante o processo de minimização. As curvas foram montadas para uma temperatura de referência de 34 °C e com 3 réplicas.

O primeiro gráfico a seguir, Figura 5-12, mostra os dados após a realização do ensaio de uma das réplicas, sem aplicar o *shift factor*. Nesse gráfico é possível conferir a Curva Mestra e a temperatura de 34 °C logo acima da curva, mostrando que essa é a temperatura de referência. Também é possível ver que o ensaio foi realizado com a frequência variando de 1 a 100 rad/s.

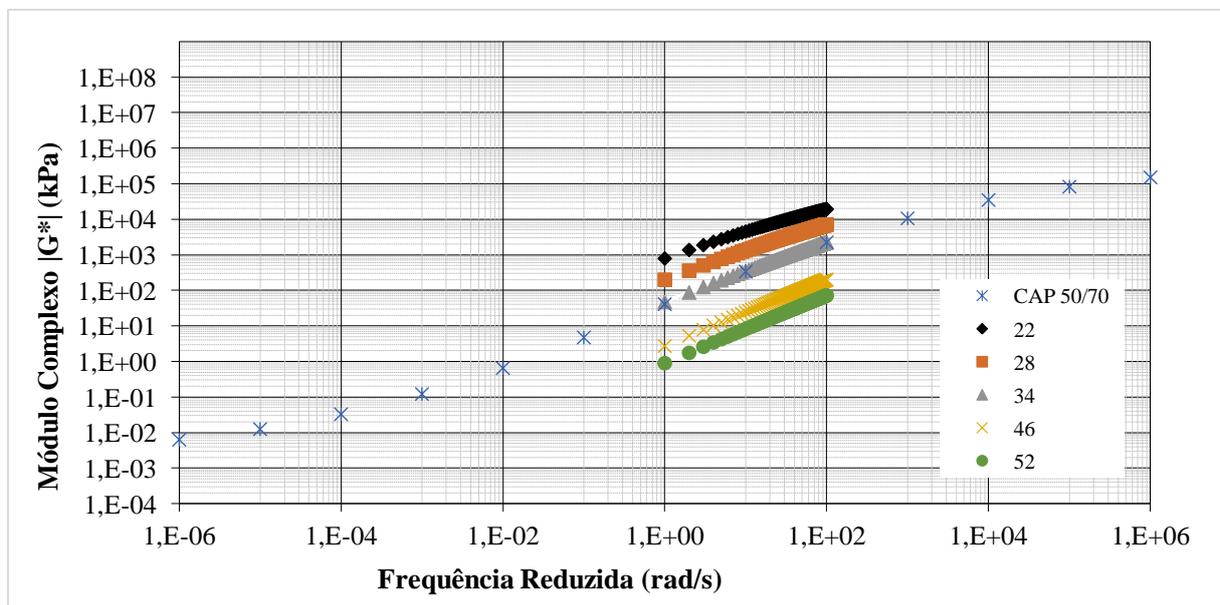


Figura 5-12. Resultado do ensaio para construção da Curva Mestra

Já o próximo gráfico, Figura 5-13, mostram-se os resultados após a aplicação do *shift factor*. Neste gráfico, é possível notar que a inclinação da parte linear central da curva mestra, que diz respeito à maior ou menor suscetibilidade dos ligantes ao efeito da taxa de carregamento, é dependente da temperatura de referência. Porém a Curva Mestra é única para cada tipo de mistura, não mudando com a temperatura de referência.

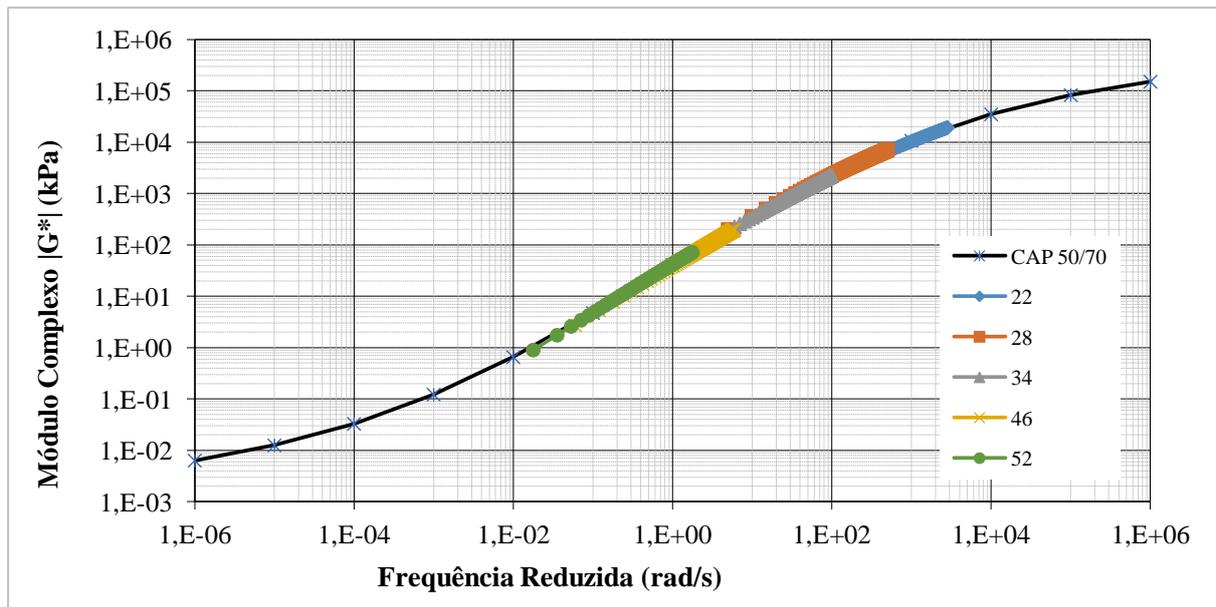


Figura 5-13. Resultados do ensaio da Curva Mestra após aplicação do *Shif Factor*

Finalmente na Figura 5-14 são mostrados os resultados após a realização das três réplicas e a média das três réplicas. Pode-se observar que os resultados não apresentaram diferença significativa entre si e que houve bom ajuste dos resultados e boa repetibilidade.

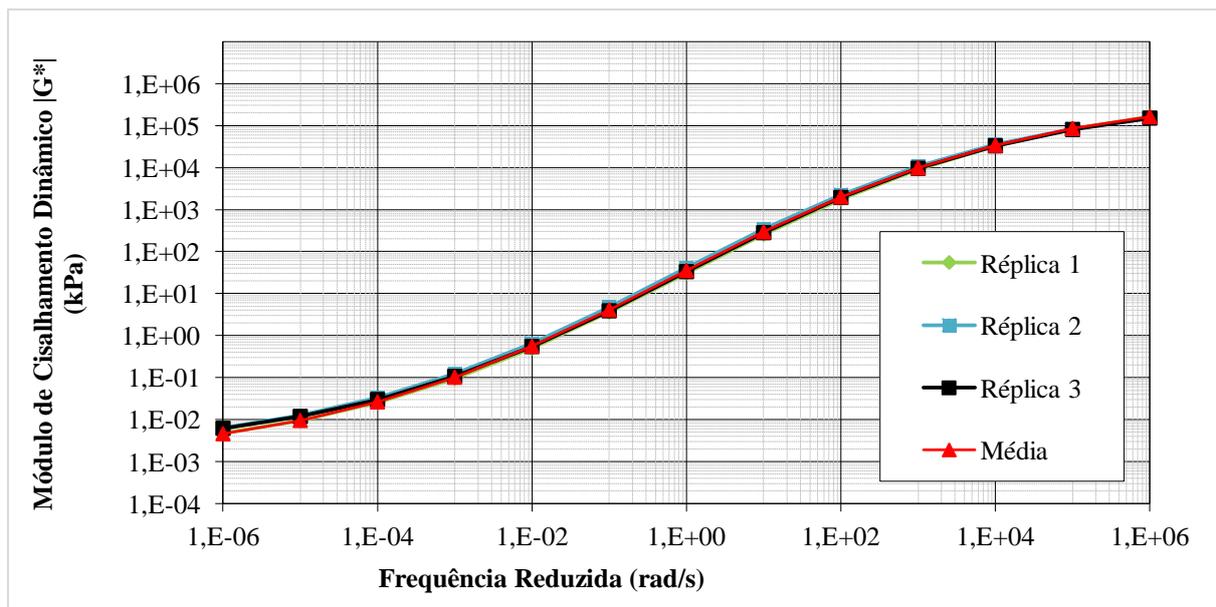


Figura 5-14. Curva Mestra CAP 50/70

O modelo sigmoidal utilizado nesta pesquisa é usualmente empregado para a construção da curva mestra de misturas asfálticas, e, mais especificamente, para a determinação da curva mestra em relação ao módulo dinâmico. Neste sentido, não se obteve êxito na tentativa de modelar a curva mestra para o ângulo de fase dos ligantes. Nunes (2017) afirma em sua

dissertação que estudos anteriores também verificaram a não aplicabilidade de outros modelos baseados no princípio da sobreposição tempo-temperatura para a curva mestra do ângulo de fase (Nunes, 2017).

### 5.5.2 Comportamento à Fadiga do Ligante – Ensaio LAS

A análise dos resultados foi feita conforme a teoria do VECD e as equações apresentadas no item 3.7 do capítulo de embasamento teórico. O ensaio é realizado a uma temperatura de 25 °C após a passagem do ligante pelo o ensaio do RTFOT. Os resultados realizados tiveram uma variação muito grande entre si, precisando de sete réplicas para poder se observar alguma tendência. Essa dispersão pode ser observada na Figura 5-15 abaixo, onde são mostrados os resultados de acúmulo de dano e da integridade de cada uma das sete amostras.

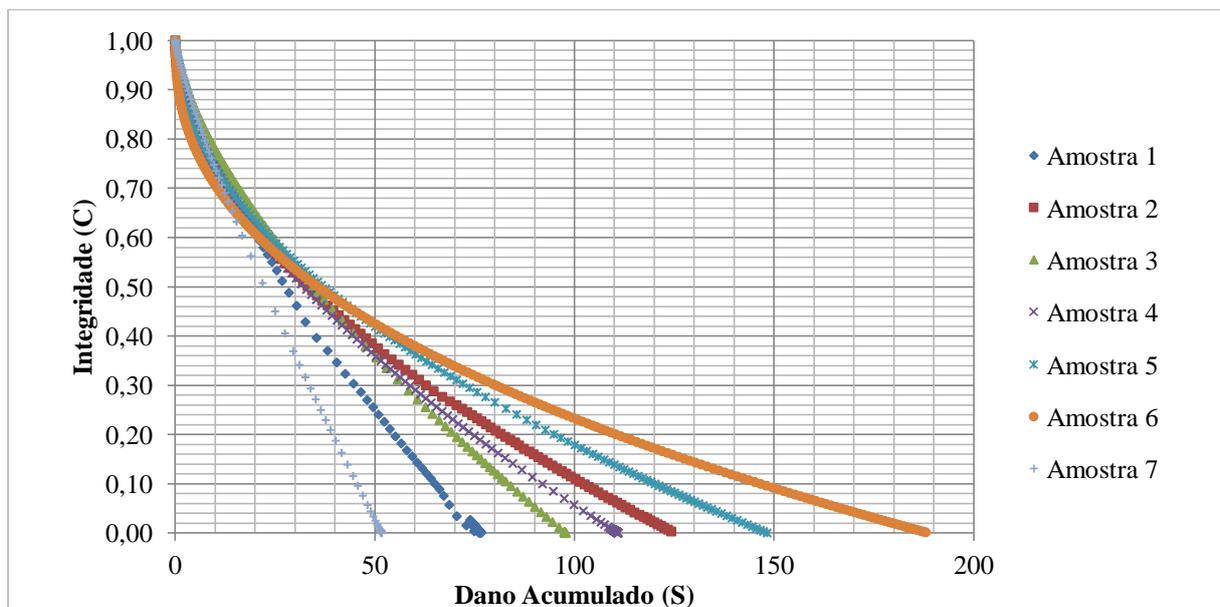


Figura 5-15. Integridade em função do Dano Acumulado para o CAP 50/70

A Tabela 5-9 abaixo traz o resumo dos parâmetros obtidos no ensaio LAS de cada amostra. Além disso, traz a média e o desvio padrão.

Tabela 5-9. Coeficientes obtidos do ensaio LAS

	<b>m</b>	<b><math>\alpha</math></b>	<b>C<sub>1</sub></b>	<b>C<sub>2</sub></b>	<b>D<sub>f</sub></b>	<b>A</b>	<b>B</b>
<b>Amostra 1</b>	0,798	1,254	0,04300	0,725	21	8,09E+03	-2,506
<b>Amostra 2</b>	0,798	1,254	0,07505	0,536	23	1,19E+04	-2,507
<b>Amostra 3</b>	0,799	1,252	0,04784	0,663	28	1,43E+04	-2,504
<b>Amostra 4</b>	0,789	1,268	0,07131	0,561	23	1,17E+04	-2,535
<b>Amostra 5</b>	0,786	1,272	0,08202	0,500	35	2,82E+04	-2,544
<b>Amostra 6</b>	0,776	1,288	0,11244	0,417	32	2,93E+04	-2,576
<b>Amostra 7</b>	0,809	1,237	0,03894	0,823	13	3,19E+03	-2,473
<b>Média</b>	0,793	1,261	0,06723	0,604	25	1,52E+04	-2,521
<b>Desvio Padrão</b>	0,0105	0,0168	0,0262	0,1404	7,4910	9,87E+03	0,0336
<b>CV (%)</b>	1,3	1,3	39,0	23,2	30,0	64,9	-1,3

A partir da Tabela 5-9 é possível observar que o parâmetro  $m$  e o parâmetro  $\alpha$  não tiveram uma variação muito alta; apresentando um desvio padrão baixo. É possível concluir que a varredura de frequência que é feita previamente ao ensaio LAS apresenta uma boa metodologia, já que mesmo com diferentes amostras os resultados não tiveram grande variação. O parâmetro  $B$  depende apenas de  $\alpha$ , por isso também apresentou um baixo valor de desvio padrão.

O valor do parâmetro  $A$  indica a integridade do material em função do dano acumulado e do módulo complexo inicial do ligante ainda sem dano. O critério de ruptura adotado para o cálculo de  $A$  corresponde à redução do valor inicial de  $|G^*|$  que ocorre na tensão cisalhante de pico.

Para se determinar um resultado único do ensaio LAS para o ligante CAP 50/70, foram escolhidas 3 amostras que tiveram baixa variabilidade entre si, neste caso a Amostra 2, Amostra 3 e Amostra 4. A partir da equação da evolução do dano, apresentada no capítulo 3, item 3.7, e na equação (5.1) abaixo, adotou-se valores de acúmulo de dano padrão e para cada amostra a equação foi aplicada com seu respectivo coeficiente.

$$C(S) = C_0 - C_1 \cdot S^{C_2} \quad (5.1)$$

Assim, foram gerados valores de Integridade em função de valores de Acúmulo de Dano padrão. Posteriormente, calculou-se a média dos valores da Integridade e a equação 5.1 acima foi ajustada aos valores médios por meio do método de minimização de erros quadrados e com auxílio da ferramenta *Solver* do Excel.

Esse método foi utilizado ao invés de se realizar a média dos coeficientes, pois ao padronizar o Acúmulo de Dano e obter a média da Integridade de cada amostra, é possível ajustar todos os pontos do ensaio. Para demonstrar essa diferença, foi construído o gráfico da Figura 5-16 abaixo, onde é possível ver que ao realizar apenas a média dos coeficientes a curva média tem uma tendência de aproximar mais da Amostra 3, saindo um pouco do centro das curvas, enquanto que a média com o dano padronizado tende a permanecer no centro das curvas, coincidindo até com o resultado da Amostra 4.

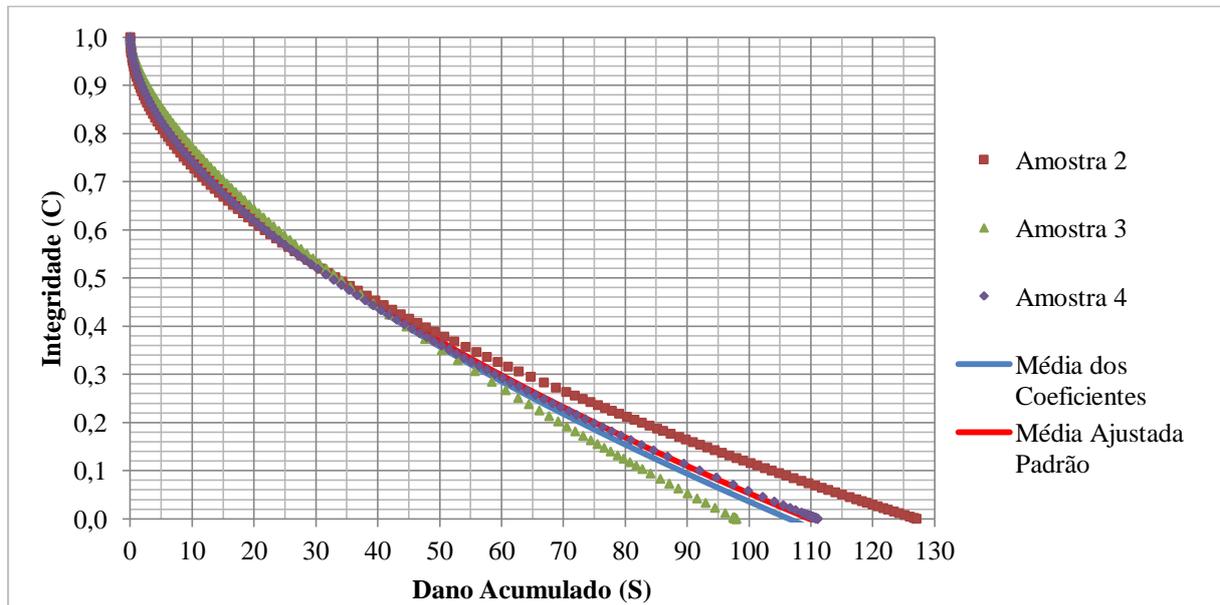


Figura 5-16. Comparação entre os Ajustes das Médias da Curva de Dano

Assim, o resultado final do LAS para os ligantes a partir da média das três amostras é apresentado na Tabela 5-10.

Tabela 5-10. Resultado Final do Ensaio LAS para o CAP 50/70

	<b>m</b>	<b><math>\alpha</math></b>	<b>C<sub>1</sub></b>	<b>C<sub>2</sub></b>	<b>D<sub>f</sub></b>	<b>A</b>	<b>B</b>
<b>Amostra 2</b>	0,798	1,254	0,07505	0,536	23	1,19E+04	-2,507
<b>Amostra 3</b>	0,799	1,252	0,04784	0,663	28	1,43E+04	-2,504
<b>Amostra 4</b>	0,789	1,268	0,07131	0,561	23	1,17E+04	-2,535
<b>Média</b>	0,795	1,258	0,06350	0,587	25	1,26E+04	-2,516
<b>Desvio Padrão</b>	0,0054	0,0086	0,0148	0,0677	2,9037	1,45E+03	0,0173
<b>CV (%)</b>	0,7	0,7	23,3	11,5	11,6	11,5	-0,7

Assim como para a análise de fadiga em misturas asfálticas, há diversas discussões entre os pesquisadores sobre a adoção de um bom critério de ruptura para análise de fadiga

nos ligantes. Um critério muito aceito é a redução em 50% de  $|G^*|$ . Para a análise de fadiga nos ligantes, tem-se observado a correlação entre os resultados do ensaio de varredura no tempo e o ensaio de fadiga acelerada. Jhonson (2010) observou que a redução de 35% no valor de  $|G^*|$  proporciona uma correlação satisfatória entre os dois tipos de ensaios. Hintz (2012) analisou os resultados do ensaio de varredura no tempo e estabeleceu o critério de fadiga com base na energia dissipada. A comparação do número de ciclos que levam a ruptura ( $N_f$ ) e o comprimento da fissura propagada na amostra de ligante, na tensão cisalhante de pico, revelou uma boa correlação entre os resultados. Segundo a autora, as análises de fadiga típicas dependem de definições de ruptura arbitrárias e, portanto, o critério de falha proposto é vantajoso em relação às análises tradicionais, uma vez que considera a resistência do material ao dano.

A determinação dos parâmetros  $A$  e  $B$  da lei de fadiga (Equação (3.52), Equação (3.53), Equação (3.54), Equação (3.55)) baseada na teoria VECD permite prever o número de ciclos que causará a ruptura do ligante asfáltico. Na Tabela 5-11 apresenta-se o comportamento à fadiga dos ligantes em estudo, em função de alguns valores de deformação (de 1,00 a 5,00%) na faixa da viscoelasticidade linear do ligante asfáltico. O gráfico a partir dos dados da Tabela 5-11, onde se pode observar a vida de fadiga em função da tensão cisalhante é apresentado na Figura 5-17.

Tabela 5-11. Valores da Vida de Fadiga para o CAP em função da Deformação Cisalhante

$\gamma$ (%)	1%	2%	3%	4%	5%
$N_f$	1,272E+04	2,224E+03	8,019E+02	3,889E+02	2,218E+02

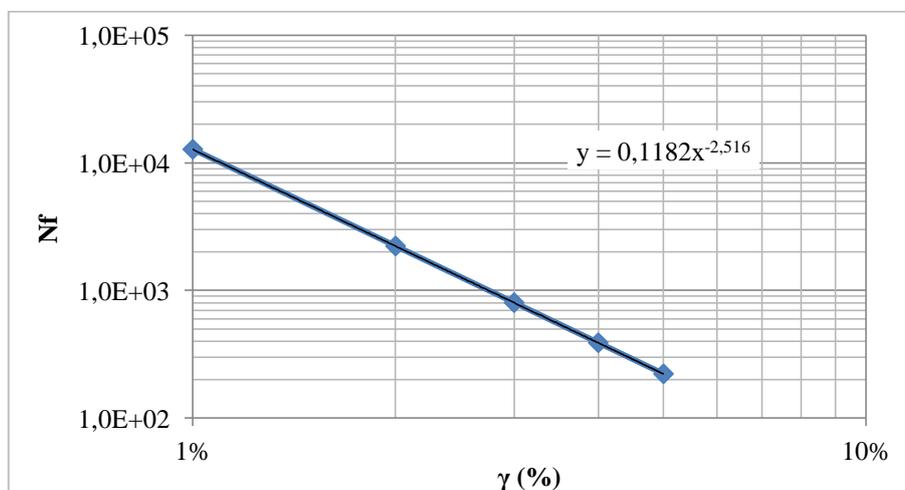


Figura 5-17. Vida de Fadiga para o CAP em função dos valores de Deformação Cisalhante

É importante ressaltar que não necessariamente a característica de resistência à fadiga apresentada pelo ligante será a mesma encontrada para as misturas asfálticas. Mello (2008) em sua tese de doutorado realizou uma extensa pesquisa sobre a evolução do dano em diferentes tipos de misturas asfálticas. O autor mostra que o comportamento mecânico das misturas está associado a outros fatores além da rigidez, como a granulometria, o Volume de vazios, a temperatura e o nível de deformação que são submetidas.

### 5.5.3 Comportamento do Ligante à Deformação Permanente – Ensaio MSCR

O resultado do ensaio MSCR é apresentado na Tabela 5-12 a seguir. Foram ensaiadas no mínimo duas amostras por temperatura até atingir o valor de variação estabelecido na norma AASHTO T350-14 e foram trocadas as amostras sempre que se trocava de temperatura no intuito de não acumular deformações permanentes entre uma temperatura e outra; totalizando no mínimo 20 amostras diferentes. Cada amostra foi obtida após o ensaio de RTFOT e os ensaios foram realizados ao longo de dois dias consecutivos. O resultado de cada temperatura é a média do resultado de pelo menos duas amostras

Como já esperado, a recuperação elástica diminui à medida que se aumentou a temperatura até que a partir de 64 °C já não é possível medir a recuperação elástica. Do mesmo modo, em temperaturas mais baixas o ligante apresenta baixa suscetibilidade a desenvolver deformações permanentes, enquanto que ao aumentar a temperatura, aumenta-se a suscetibilidade. Entretanto, a sensibilidade à tensão e o grau de não linearidade da resposta reológica ( $J_{nr,diff}$ ) não apresenta uma tendência de variação de acordo com o aumento da temperatura. Esse comportamento pode ser visto nos gráficos na Figura 5-18 e na Figura 5-19, que resumem os resultados do ensaio MSCR.

Tabela 5-12. Resultado do ensaio MSCR para o Ligante CAP 50/70

<b>Temperatura (°C)</b>	<b>R<sub>0,1</sub> (%)</b>	<b>R<sub>3,2</sub> (%)</b>	<b>R<sub>Diff</sub> (%)</b>	<b>J<sub>NR, 0,1</sub> (%)</b>	<b>J<sub>NR, 3,2</sub> (%)</b>	<b>J<sub>NR, diff</sub> (%)</b>
22	63,76	60,08	5,60	0,00	0,00	12,50
28	53,20	45,42	14,72	0,00	0,00	17,75
34	38,37	32,75	14,47	0,01	0,01	9,66
40	25,84	19,57	24,37	0,05	0,05	9,47
46	19,16	13,46	29,53	0,14	0,16	8,59
52	8,54	4,29	49,61	0,51	0,55	7,75
58	4,63	1,02	89,04	1,32	1,57	10,81
64	1,54	0,00	169,41	3,66	4,06	11,13
70	0,00	0,00	0,00	8,42	9,17	8,94
76	0,00	0,00	0,00	18,32	19,80	8,06

Nos gráficos da Figura 5-18 e da Figura 5-19 abaixo é possível ver que nas temperaturas de 70 °C e 76 °C não há valor de recuperação e nem diferença percentual de recuperação. Nessas temperaturas a viscosidade do ligante é tão baixa que o material não apresenta nenhuma recuperação elástica.

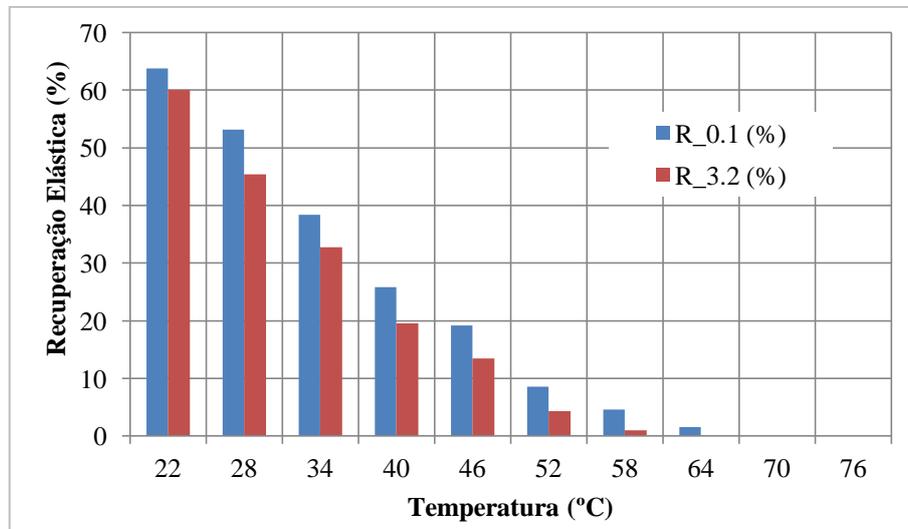


Figura 5-18. Recuperação Elástica do Ligante em função da Temperatura

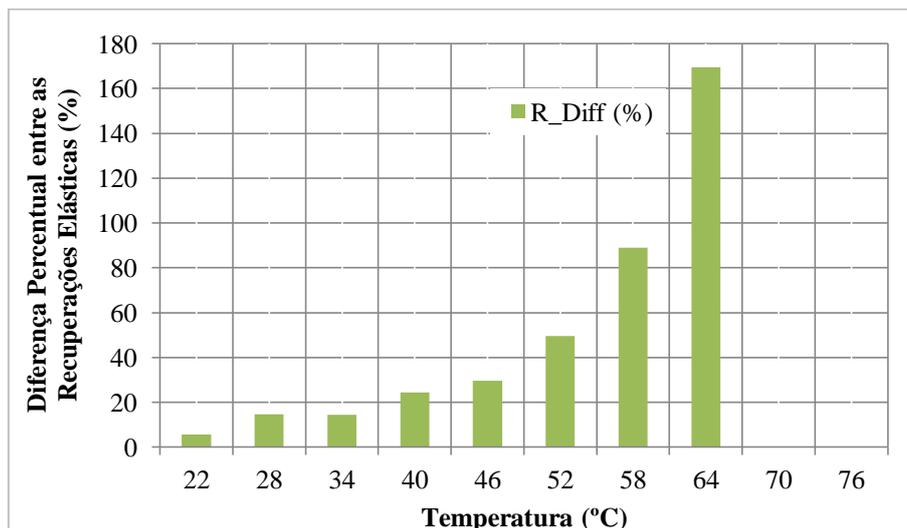


Figura 5-19. Diferença Percentual entre as Recuperações Elásticas do Ligante em Função da Temperatura

Já nos gráficos da Figura 5-20 e da Figura 5-21 é possível ver que a compliância não recuperável aumenta com a temperatura e com o aumento da tensão. Porém ao avaliar a diferença percentual entre as compliâncias, não é possível estabelecer um padrão de comportamento.

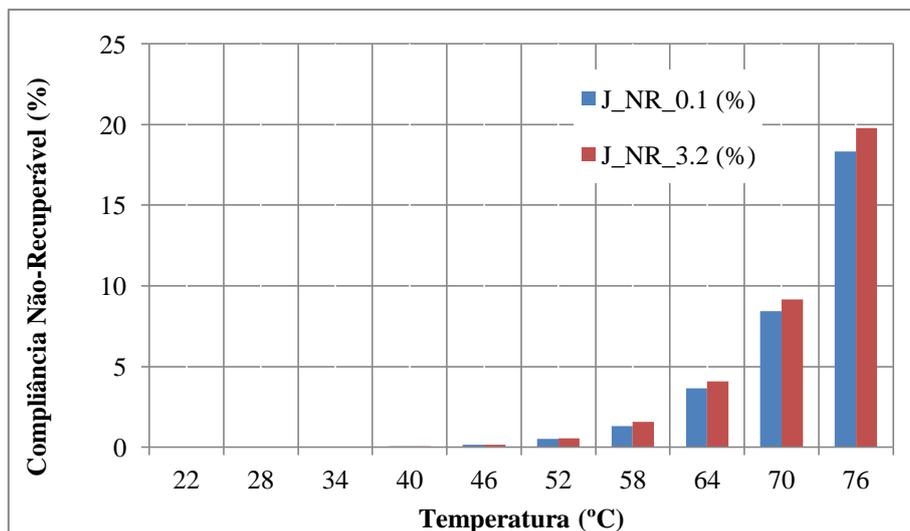


Figura 5-20. Complância Não Recuperável do Ligante em Função da Temperatura

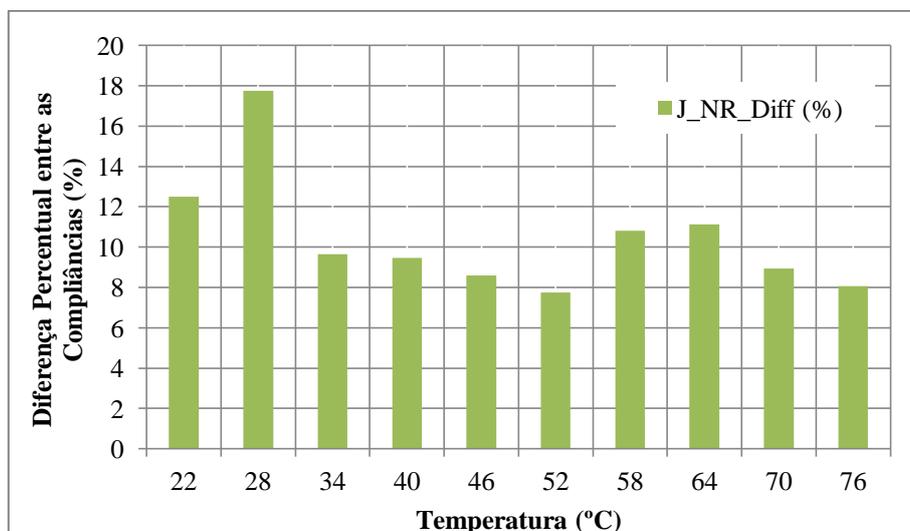


Figura 5-21. Diferença entre as Complâncias Não Recuperável em função da Temperatura

O comportamento da Figura 5-21 pode ser devido à precisão do aparelho para valores de complância muito baixo nas temperaturas mais baixas. Esse ensaio geralmente é realizado na temperatura do grau PG do ligante, variando 6 °C para cima e para baixo, ou seja, nesse caso o ideal seria olhar apenas os resultados da temperatura de 58 °C, 64 °C e 70 °C. Como é desejado estabelecer uma comparação entre esses valores e os valores obtidos nos ensaios dos Mini CP's de MAF, foi resolvido realizar em todas essas temperaturas.

## 5.6 Parâmetros Volumétricos do CBUQ e MAF

Finalizado o processo de dosagem, prosseguiu-se para a confecção dos corpos de prova definitivos de CBUQ e de MAF. Aqui é esclarecida a simbologia adotada neste trabalho, tendo em vista o compartilhamento de dados dentro do grupo de pesquisa:

- HMA: *Hot Mix Asphalt*, referente aos corpos de prova de CBUQ do tipo Marshall;
- MAF: Mistura de Agregados Finos, referente aos corpos de prova do tipo Marshall;
- Mini CP's: Corpos de prova cilíndricos, com aproximadamente 12 mm de diâmetro extraído da MAF;
- Dosagem: Corpos de prova feitos durante o processo de dosagem e foram utilizados para fazer os ensaios mecânicos.

A confecção foi feita por lotes, variando de 9 a 15 corpos de prova por lote. As temperaturas foram rigorosamente seguidas, realizando o controle tanto por termômetro infravermelho quanto por termômetro de mercúrio. No dia seguinte à confecção, as amostras eram extraídas e registradas as medidas de diâmetro, altura, peso seco e peso submerso.

Para o cálculo dos parâmetros volumétricos, foi necessário o cálculo da Densidade Máxima Teórica (DMT), com os resultados de composição granulométrica, densidade do ligante e densidade dos agregados. No CBUQ também foi feito o cálculo da DMT por meio do método RICE (Gmm na tabela), para ajustar o cálculo da DMT pela fórmula. Os resultados são encontrados na Tabela 5-13.

Tabela 5-13. Densidade Máxima Teórica do CBUQ e da MAF

	<b>CBUQ</b>	<b>MAF</b>
<b>% Ligante</b>	4,50	7,00
<b>% A. Graúdo</b>	40,11	0,00
<b>% A. Miúdo</b>	49,66	77,47
<b>% Fíler</b>	5,73	15,53
<b>G<sub>Ligante</sub></b>	1,019	
<b>G<sub>A.Graúdo</sub></b>	2,733	
<b>G<sub>A.Miúdo</sub></b>	2,723	
<b>G<sub>Fíler</sub></b>	2,738	
<b>DMT</b>	2,537	2,440
<b>Gmm</b>	2,524	-

A Tabela 5-14 e a Tabela 5-15 apresentam os resultados da densidade aparente (Gmb) e dos parâmetros volumétricos: Volume de vazios (Vv), Vazios com Betume (VCB), Vazios do Agregado Mineral (VAM) e os ensaios que cada CP foi submetido. A Tabela 5-14 faz referência aos corpos de prova de CBUQ enquanto que a Tabela 5-15 faz referência aos corpos de prova de MAF.

Tabela 5-14. Parâmetros Volumétricos em Ensaio realizados no CBUQ

CP	Gmb	Vv (%)	VCB (%)	VAM (%)	RBV (%)	Ensaio Submetido	Vv (%) por Ensaio
HMA 01	2,466	2,28	10,89	13,17	82,66	Resistência à Tração	2,691
HMA 02	2,454	2,77	10,84	13,60	79,67		
HMA 03	2,447	3,02	10,81	13,83	78,14		
Dosagem 1	2,463	2,40	10,88	13,28	81,91	Módulo	2,397
Dosagem 2	2,467	2,23	10,90	13,13	83,01		
Dosagem 3	2,459	2,56	10,86	13,42	80,92		
HMA 07	2,447	3,04	10,81	13,84	78,06	Creep	2,568
HMA 12	2,456	2,69	10,84	13,53	80,13		
HMA 13	2,464	2,37	10,88	13,25	82,12		
HMA 17	2,462	2,46	10,87	13,33	81,57		
HMA 22	2,466	2,29	10,89	13,18	82,63		
HMA 04	2,447	3,03	10,81	13,84	78,09	Fadiga	2,568
HMA 18	2,455	2,71	10,84	13,56	79,98		
HMA 19	2,462	2,46	10,87	13,33	81,56		
HMA 20	2,464	2,37	10,88	13,25	82,13		
HMA 21	2,457	2,64	10,85	13,49	80,41		
HMA 22	2,455	2,71	10,84	13,56	79,98		
HMA 23	2,463	2,42	10,87	13,29	81,82		
HMA 24	2,466	2,28	10,89	13,17	82,71		
HMA 25	2,461	2,49	10,87	13,35	81,38		
Média	2,459	2,561	10,859	13,419	80,943		
Desv Pad	0,007	0,258	0,029	0,229	1,579	-	0,121
CV (%)	0,3	10,1	0,3	1,7	2,0	-	4,7

Aqui é possível notar duas coisas: o valor de VAM está abaixo do limite especificado na norma DNIT 031/2006 ES (limite mínimo de 15% para TMN de 19 mm) e que alguns CP's também tiveram a Relação Betume Vazios (RBV) acima do limite da mesma norma (82%). Como este estudo foi desenvolvido em parceria com outras pesquisas, não foi possível alterar

o teor de ligante ou a granulometria para poder fazer a adequação desses valores para os limites de norma.

Tabela 5-15. Parâmetros Volumétricos em Ensaios realizados na MAF

CP	Gmb	Vv (%)	VCB (%)	VAM (%)	RBV (%)	Ensaio	Vv (%) por Ensaio
MAF 04	2,352	3,588	16,16	19,74	81,83	Resistência à Tração	3,880
MAF 15	2,323	4,760	15,96	20,72	77,03		
MAF 19	2,359	3,294	16,21	19,50	83,11		
Dosagem 10	2,343	3,962	16,09	20,06	80,24	Módulo	3,976
Dosagem 11	2,344	3,908	16,10	20,01	80,47		
Dosagem 12	2,341	4,057	16,08	20,14	79,85		
MAF 01	2,352	3,586	16,16	19,74	81,84	Extração Mini CP's	3,790
MAF 02	2,349	3,695	16,14	19,83	81,37		
MAF 03	2,349	3,731	16,13	19,86	81,22		
MAF 05	2,343	3,944	16,10	20,04	80,32		
MAF 07	2,346	3,846	16,11	19,96	80,73		
MAF 08	2,345	3,887	16,11	19,99	80,56		
MAF 29	2,347	3,772	16,13	19,90	81,04		
MAF 33	2,345	3,856	16,11	19,97	80,69		
MAF 06	2,343	3,955	16,10	20,05	80,27	Creep	3,902
MAF 09	2,351	3,624	16,15	19,78	81,67		
MAF 14	2,345	3,886	16,11	19,99	80,56		
MAF 17	2,340	4,074	16,08	20,15	79,78		
MAF 37	2,343	3,969	16,09	20,06	80,21		
MAF 11	2,339	4,110	16,07	20,18	79,63	Fadiga	3,732
MAF 20	2,355	3,454	16,18	19,63	82,41		
MAF 21	2,357	3,373	16,19	19,57	82,76		
MAF 30	2,350	3,673	16,14	19,82	81,46		
MAF 31	2,339	4,122	16,07	20,19	79,58		
MAF 32	2,351	3,627	16,15	19,78	81,66		
MAF 35	2,345	3,854	16,11	19,97	80,70		
MAF 36	2,360	3,257	16,212	19,469	83,27		
MAF 38	2,339	4,121	16,068	20,189	79,59		
<b>Média</b>	2,346	3,821	16,118	19,939	80,853	-	3,856
<b>Desv Pad</b>	0,006	0,306	0,051	0,255	1,281	-	0,096
<b>CV (%)</b>	0,3	8,0	0,3	1,3	1,6	-	2,5

Nesta Tabela, por outro lado, os valores de VAM estão acima do limite mínimo estabelecido na norma DNIT 031/2006 ES. Da mesma forma que no CBUQ, alguns CP's ultrapassam o limite da RBV estabelecido na mesma norma. Durante o processo de pesagem submersa, a balança foi movida de lugar algumas vezes, prejudicando a precisão da medida do volume de vazios e do cálculo da RBV.

Tendo em vista que o fato exposto acima e que o Volume de vazios é uma das variáveis que influenciam diretamente na vida de fadiga de um concreto asfáltico, foi realizada uma análise de variância simples (ANOVA), considerando o Volume de vazios como parâmetro de análise. Foi montado dois grupos de CP's em cada tipo de mistura:

- CBUQ
  - Grupo 1: Resistência à Tração, Módulo de Resiliência e *Creep* Estático;
  - Grupo 2: Fadiga.
- MAF
  - Grupo 1: Resistência à Tração, Módulo de Resiliência e Extração dos Mini CP's;
  - Grupo 2: *Creep* Estático e Fadiga.

A hipótese nula adotada supõe que todos os Volumes de vazios pertencem ao mesmo espaço amostral; a hipótese alternativa supõe, então, que pelo menos um dos Volumes de vazio não pertence ao espaço amostral. A Tabela 5-16 e a Tabela 5-17 mostram o resultado, primeiro para o CBUQ e posteriormente para a MAF, da análise de variância.

Tabela 5-16. Resultado da ANOVA para os CP's de CBUQ separados em dois grupos

RESUMO						
<i>Grupo</i>	<i>Contagem</i>	<i>Soma</i>	<i>Média</i>	<i>Variância</i>		
1	11	28,10622	2,555111	0,083113		
2	9	23,10801	2,567557	0,05382		
ANOVA						
<i>Fonte da variação</i>	<i>SQ</i>	<i>gl</i>	<i>MQ</i>	<i>F</i>	<i>valor-P</i>	<i>F crítico</i>
Entre grupos	0,000767	1	0,000767	0,010939	0,917857	4,413873
Dentro dos grupos	1,261684	18	0,070094			
Total	1,262451	19				

Como a função de probabilidade de Fisher ( $F=0,010939$ ) é inferior ao valor de  $F$  Crítico calculado, não se pode rejeitar a hipótese nula, ou seja, há indícios que, de uma forma geral, para as amostras de CBUQ o procedimento de confecção e escolhas das amostras produziu amostras estatisticamente pertencentes ao mesmo grupo em relação ao Volume de vazios.

Tabela 5-17. Resultado da ANOVA para os CP's de MAF separados em dois grupos

RESUMO

<i>Grupo</i>	<i>Contagem</i>	<i>Soma</i>	<i>Média</i>	<i>Variância</i>
A	14	53,88479	3,848914	0,106888
B	14	53,09998	3,792856	0,085687

ANOVA

<i>Fonte da variação</i>	<i>SQ</i>	<i>gl</i>	<i>MQ</i>	<i>F</i>	<i>valor-P</i>	<i>F crítico</i>
Entre grupos	0,021997	1	0,021997	0,228454	0,636667	4,225201
Dentro dos grupos	2,503481	26	0,096288			
Total	2,525478	27				

Da mesma forma que no CBUQ, como a função de probabilidade de Fisher ( $F=0,228454$ ) é inferior ao valor de  $F$  Crítico calculado, não é possível rejeitar a hipótese nula, ou seja, de uma forma geral para as amostras de MAF o procedimento de confecção e escolhas das amostras também produziu amostras estatisticamente pertencentes ao mesmo grupo em relação ao volume de vazios.

## 5.7 Resultados dos Ensaios Mecânicos

Nesta seção serão apresentados os resultados dos ensaios mecânicos realizados na MAF e no CBUQ.

### 5.7.1 Módulo de Resiliência (MR) e Resistência à Tração (RT)

Foram ensaiadas três réplicas para determinar a Resistência à Tração e o Módulo de Resiliência de cada mistura estudada. Os resultados encontrados para a Resistência à Tração estão na Tabela 5-18 a seguir.

Tabela 5-18. Resistência à Tração Diametral do CBUQ e da MAF

	CP	F(N)	RT (MPa)	Média (MPa)
CBUQ	1	11650	1,21	1,19
	2	11390	1,19	
	3	11420	1,17	
MAF	4	14560	1,47	1,47
	15	15090	1,51	
	19	14230	1,43	

É possível ver que a Resistência à Tração da MAF é maior que o CBUQ. Esse resultado não está alinhado ao resultado de Módulo de Resiliência apresentado na Tabela 5-19 abaixo, onde o CBUQ apresenta um módulo com valor superior ao da MAF, neste caso podendo ser explicado pelo esqueleto pétreo referente aos agregados graúdos presentes apenas no CBUQ, tornando a mistura mais rígida em comparação a MAF.

Tabela 5-19. Módulo de Resiliência do CBUQ e da MAF

	CP	F(N)	Módulo de Resiliência (MPa)	Média (MPa)
CBUQ	1	3097	4666	4672
	2	3092	4636	
	3	3090	4712	
MAF	1	1750	3376	3531
	2	1748	3741	
	3	1748	3477	

A Tabela 5-20 a seguir apresenta o resumo dos resultados encontrados acima.

Tabela 5-20. Resumo do Resultado de Resistência à Tração e Módulo de Resiliência

	MR (MPa)	RT (MPa)
CBUQ	4672	1,190
MAF	3531	1,472

Módulo de Resiliência e Resistência à Tração são ensaios muito distintos e as misturas analisadas também são bem diferentes entre si, apresentando diferença no percentual de CAP e o percentual do Volume de vazios. Por isso, é difícil realizar uma conclusão somente baseados nos resultados destes ensaios. Na próxima seção 5.8.3, que aborda sobre o resultado encontrado na análise da fadiga, mostra-se que a MAF apresenta uma vida de fadiga maior que o CBUQ. Porém, foram analisadas somente duas misturas, sendo necessária uma ampla investigação para tal conclusão.

### 5.7.2 Creep Estático

Para realizar o ensaio de *Creep* Estático foi necessário lixar as faces dos CPs para conseguir o paralelismo necessário ao ensaio. Foram utilizadas 5 amostras para cada mistura. O resultado geral encontra-se na Figura 5-22.

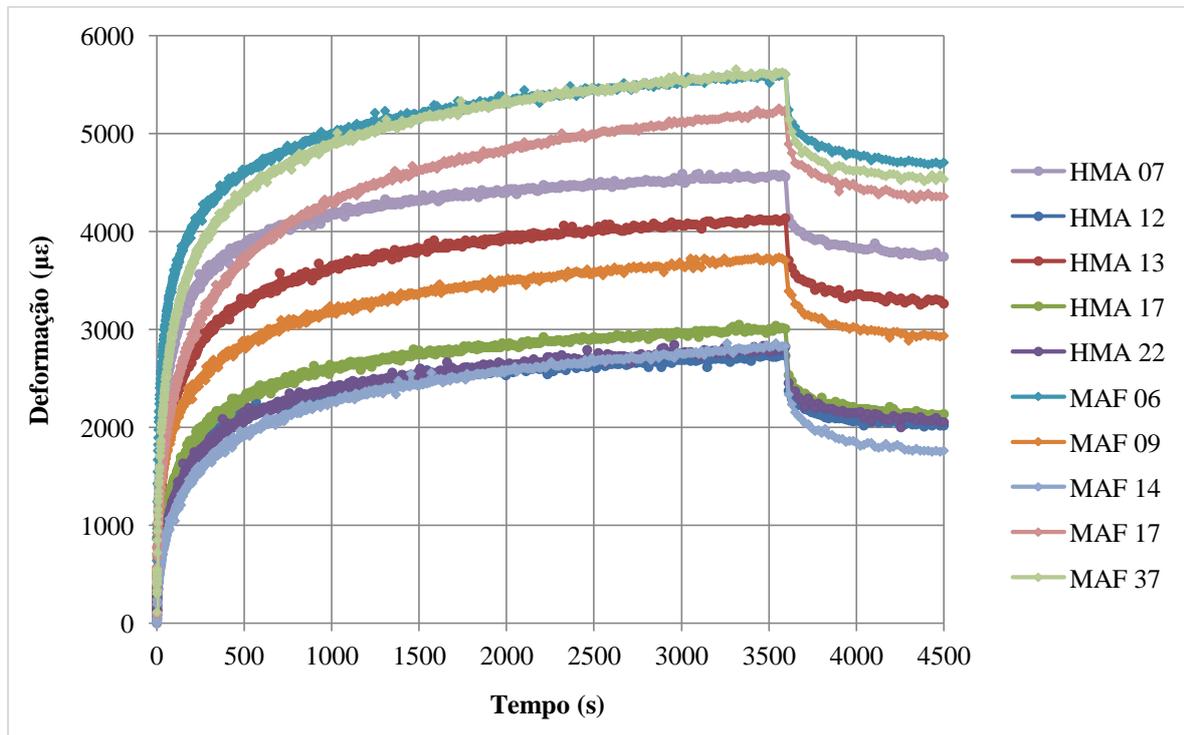


Figura 5-22. Resultado do *Creep* Estático para o CBUQ e para a MAF

A partir da Figura 5-22 é possível notar que não há uma tendência clara, como se pode ver no resultado da MAF 14 que apresenta resultado próximo aos resultados do CBUQ, ou como o HMA 13 que apresenta resultado próximo aos da MAF. Surge então a necessidade de excluir as amostras que mais se afastam da tendência de cada mistura. Por isso, no caso do CBUQ resolveu-se usar os CP's HMA 12, HMA 17 e HMA 22; na MAF resolveu-se usar os do CP's MAF 6, MAF17 e MAF 37. Selecionados esses corpos de prova, foi feita uma média de curvas para poder definir um resultado para cada mistura. No CBUQ o resultado encontra-se na Figura 5-23 abaixo.

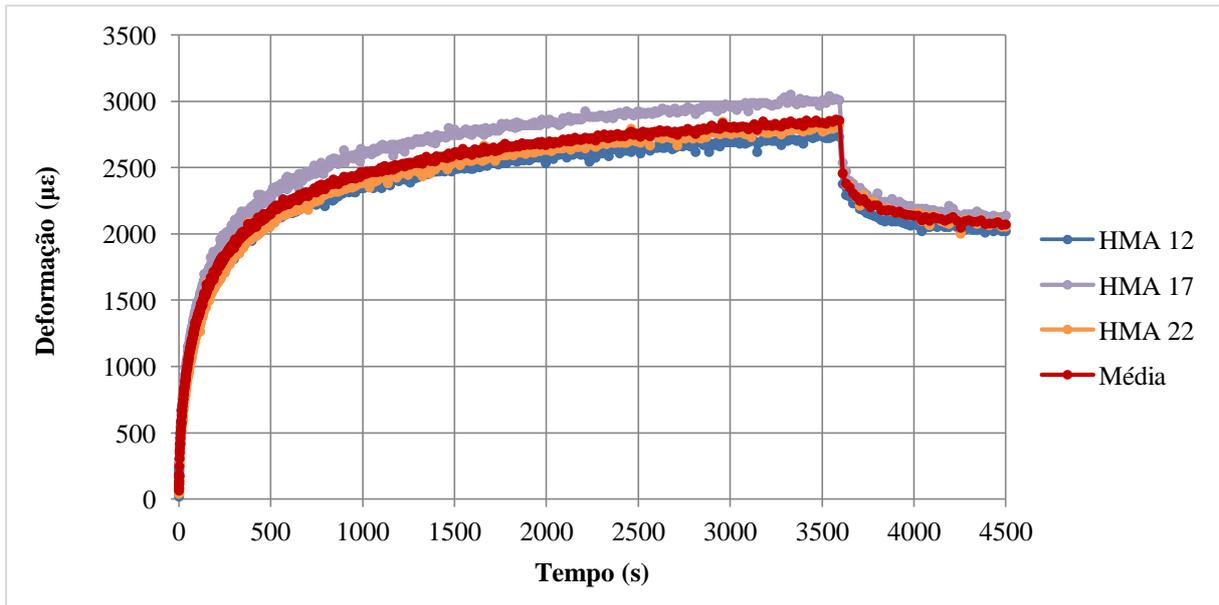


Figura 5-23. Média dos Resultados do *Creep* Estático para o CBUQ

O resultado da MAF encontra-se na Figura 5-24.

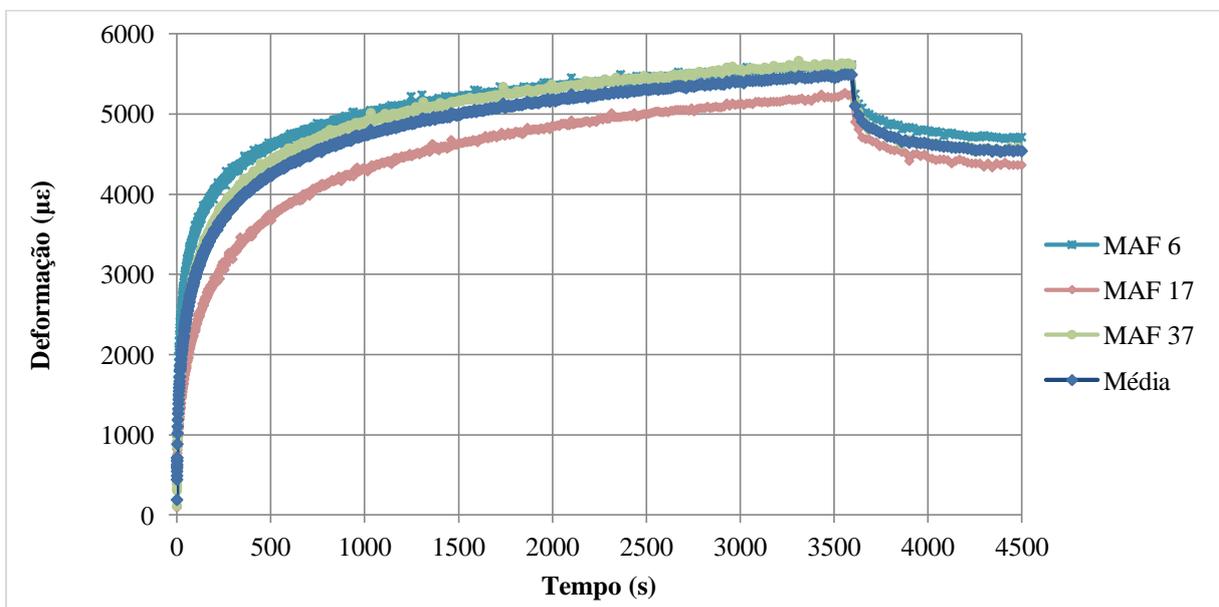


Figura 5-24. Média dos Resultados do *Creep* Estático para a MAF

Após determinar a curva média que representa cada mistura, foi montado o gráfico da Figura 5-25 comparando o resultado entre o CBUQ e a MAF. Além disso, foi montado também um gráfico da Figura 5-26 que compara o *Creep Compliance* do CBUQ e da MAF.

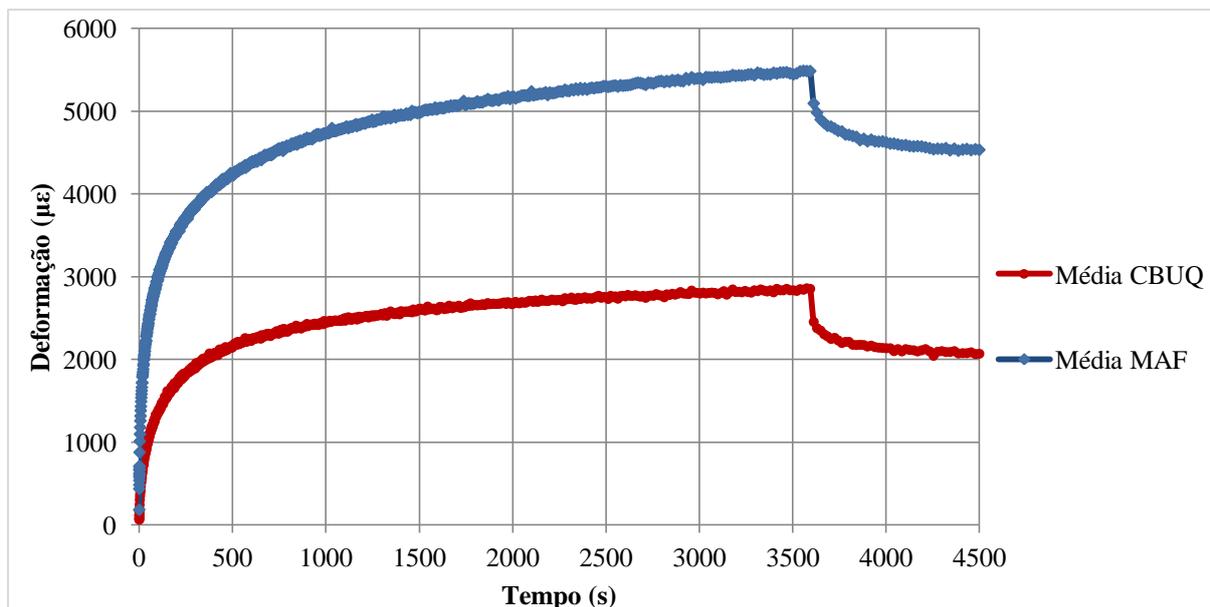


Figura 5-25. Comparação do *Creep* Estático do CBUQ e da MAF

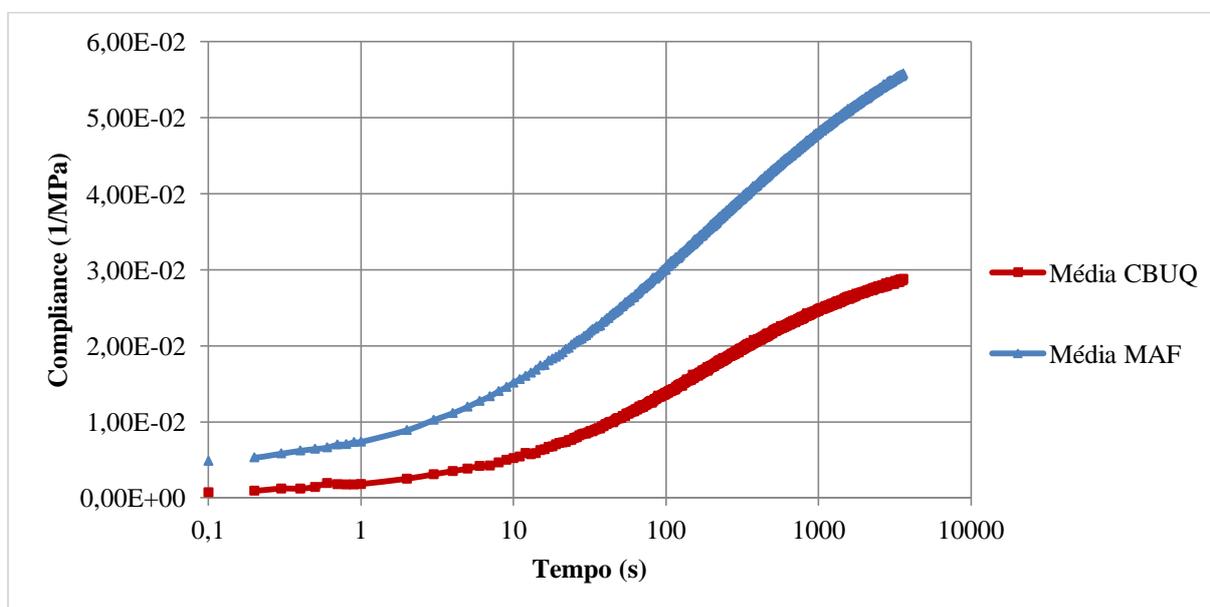


Figura 5-26. *Creep Compliance* do CBUQ e da MAF

Da mesma maneira que ocorre no Módulo de Resiliência (MR), por causa do esqueleto de agregado pétreo, a rigidez da mistura de CBUQ é maior que na MAF e por isso a deformação na MAF é superior à do CBUQ, conforme ilustrado na Figura 5-25. Como o *Creep Compliance* é calculado a partir da relação deformação por tensão aplicada – com uma tensão padronizada no ensaio, é esperado que a MAF tivesse a curva de *Creep Compliance* acima do CBUQ, conforme foi ilustrado na Figura 5-26, identificando uma sensibilidade maior da MAF em relação à deformação permanente se comparado ao CBUQ.

Adicionalmente, o maior percentual de CAP na MAF contribui para que apresente uma deformação permanente maior que o CBUQ.

### 5.7.3 Vida de Fadiga

Os ensaios de Vida de Fadiga conduzidos na amostra de CBUQ e de MAF foram conduzidos à tensão controlada, com níveis de tensão de aproximadamente 20, 30 e 40% do valor de RT. Porém, devido a um erro de comunicação entre a interface do ensaio e a prensa, as tensões efetivamente aplicadas assim como o número de ciclos totais são apresentadas na Tabela 5-21 abaixo.

Tabela 5-21. Resultado da Vida de Fadiga

	$\sigma_T$ Aplicada (kPa)	$\sigma_T$ Efetiva (kPa)	CP	Ciclos $N_f$	$\sigma_T$ (MPa)	$\Delta\sigma$ (MPa)	Média Ciclos
MAF	300	243,52	MAF 20	29887	0,244	0,97	49311
		-	-	-	-	-	
		242,83	MAF 38	68735	0,243	0,97	
	400	319,61	MAF 11	8063	0,320	1,28	11188
		326,51	MAF 35	15439	0,327	1,31	
		325,29	MAF 36	10063	0,325	1,30	
	500	406,16	MAF 21	2215	0,406	1,62	2887
		407,12	MAF 31	3679	0,407	1,63	
		403,42	MAF 32	2767	0,403	1,61	
CBUQ	300	252,26	HMA 18	30847	0,252	1,01	26346
		258,38	HMA 23	31295	0,258	1,03	
		251,93	HMA 25	16895	0,252	1,01	
	400	343,37	HMA 04	6039	0,343	1,37	6311
		341,50	HMA 19	4671	0,342	1,37	
		335,37	HMA 24	8223	0,335	1,34	
	500	403,72	HMA 02	2015	0,404	1,61	2007
		416,51	HMA 20	1999	0,417	1,67	
		-	-	-	-	-	

Colocando os dados da Tabela 5-21 em forma de gráfico para obter a curva da vida de fadiga do CBUQ e da MAF, obtém-se o gráfico da Figura 5-27 abaixo.

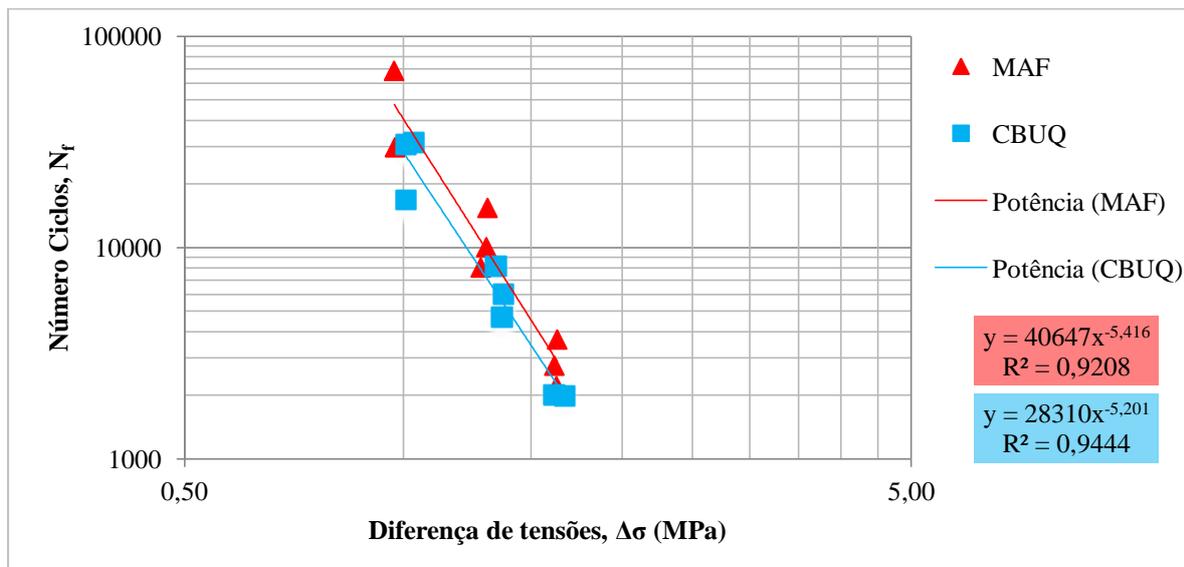


Figura 5-27. Vida de Fadiga à Compressão Diametral do CBUQ e da MAF

Como as misturas apresentam valores de Módulos de Resiliência diferentes, não é possível fazer uma comparação direta entre os resultados da Vida de Fadiga sem realizar uma análise estrutural completa. No entanto, cabe ressaltar que as curvas apresentam valores próximos e que a inclinação da reta apresenta valores parecidos e segundo Castelo Branco (2004), como em campo o número de aplicações é bem maior que ocorre no ensaio, a inclinação das retas torna-se mais importante. Logo, é esperado que as misturas apresentem vidas de fadiga parecidas em campo.

### 5.8 Resultados dos Ensaio da MAF no Reômetro

No total foram extraídos 92 Mini CP's de 9 corpos de prova Marshall diferentes. A organização da numeração é apresentada na Tabela 5-22 e na Figura 5-28 abaixo.

Tabela 5-22. Numeração dos Mini CP's Extraídos

CP Marshall	Mini CP Extraído do Centro	Mini CP's Extraídos ao Redor do Centro
MAF 02	-	1, 2, 3, 4, 5, 6, 7, 8
MAF 03	9	10, 11, 12, 13, 14, 15, 16, 17, 18
MAF 05	19	20, 21, 22, 23, 24, 25, 26, 27, 28
MAF 01	29	30, 31, 32, 33, 34, 35, 36, 37, 38
MAF 07	39	40, 41, 42, 43, 44, 45, 46, 47, 48, 49
MAF 33	50	51, 52, 53, 54, 55, 56, 57, 58, 59, 60, 61, 62
MAF 29	63	64, 65, 66, 67, 68, 69, 70, 71, 72
MAF 34	73	74, 75, 76, 77, 78, 79, 80, 81
MAF 08	82	83, 84, 85, 86, 87, 88, 89, 90, 91, 92

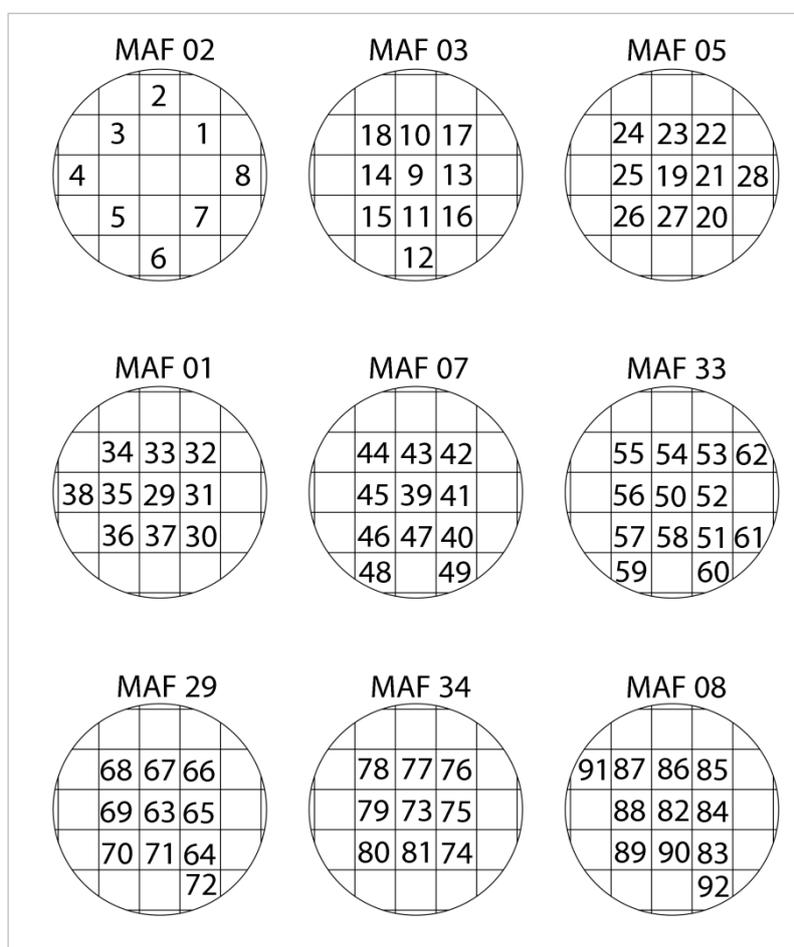


Figura 5-28. Organização dos Mini CP's Extraídos dentro de cada CP Marshall

Visando determinar quais CPs de MAF tinha comportamentos parecidos, foram utilizados os resultados da curva mestra do Mini CP localizado no centro de cada CP, para comparar e determinar quais Mini CP's seriam usados nos ensaios no reômetro.

### 5.8.1 Curva Mestra

Antes de assumir que a curva mestra do Mini CP que estava ao centro representava todo o CP Marshall, foi montada um gráfico comparando o Mini CP ao centro com os Mini CP's ao redor e o Mini CP mais ao extremo. As temperaturas utilizadas foram 22, 28, 34, 46 e 52 °C e a temperatura de referência foi de 34 °C. O resultado pode ser observado na Figura 5-29.

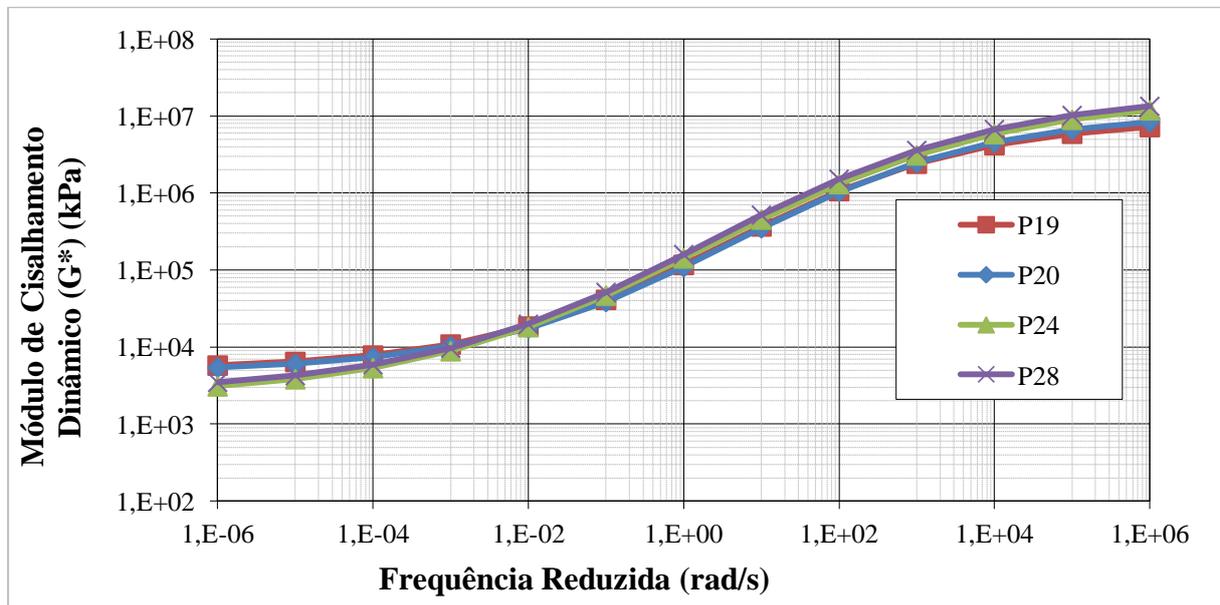


Figura 5-29. Curva Mestra dos Mini CP's P19, P20, P24 e P28 – MAF 05

É possível ver que as curvas-mestras apresentam comportamentos semelhantes entre si, se diferenciando apenas nas extremidades. Tendo em vista que a propriedade mais importante que é o parâmetro do dano é tirada na parte central da curva mestra, referente à temperatura de referência, pode-se dizer que considerando essas circunstâncias a curva referente ao Mini CP do centro (#19) consegue representar os Mini CP's ao redor e da extremidade do corpo de prova Marshall.

Diante disso, montaram-se as curvas-mestra para os Mini CP's localizados no centro. O resultado pode ser observado na Figura 5-30. A temperatura de 34 °C foi escolhida por facilitar a montagem da curva aproveitando-se das temperaturas que seguem a norma da AASHTO (intervalo de 6 °C entre temperaturas).

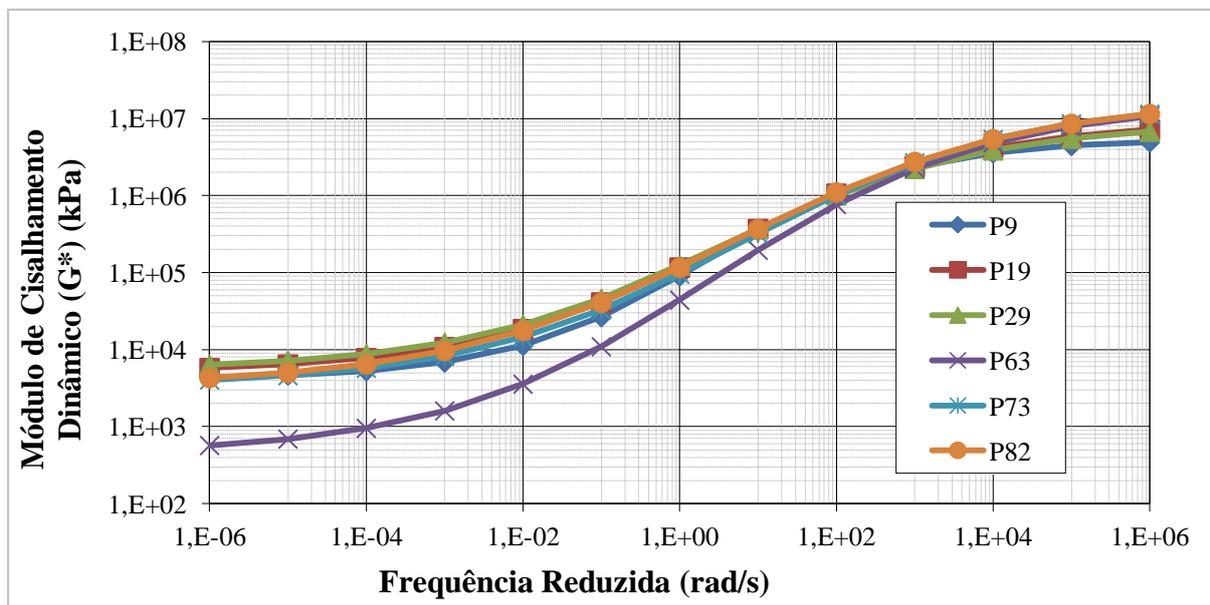


Figura 5-30. Curva Mestre de todos os Mini CP's localizados no centro do CP Marshall

Os Mini CP's 39 e 50 não foram ensaiados, retirando-se os CPS MAF 07 e MAF 33; o MAF 2 não tinha um Mini CP como centro, conforme a Figura 5-28; também ficou de fora nesse comparativo. Observando-se a Figura 5-30, o Mini CP 63 teve comportamento bem distinto em relação aos outros Mini CP's, por isso resolveu-se retirar também os Mini CP's da MAF 29.

Conforme descrito na metodologia, também foram comparadas as metodologias de obtenção dos dados para a montagem da curva mestre apresentadas na Tabela 5-23. O Mini CP 24 foi escolhido para realizar tal comparação. O resultado pode ser observado na Figura 5-31 abaixo.

Tabela 5-23. Metodologia de Obtenção dos Dados para Curvas-Mestras

Metodologia	Frequências	Temperaturas
INFRALAB	1 a 100 rad/s	22; 28; 34; 46 e 52 °C
Mello (2008) adaptado da AASHTO T342-11	0,1; 0,5; 1; 5; 10 e 25 Hz	-5; 10; 25; 34 e 54 °C

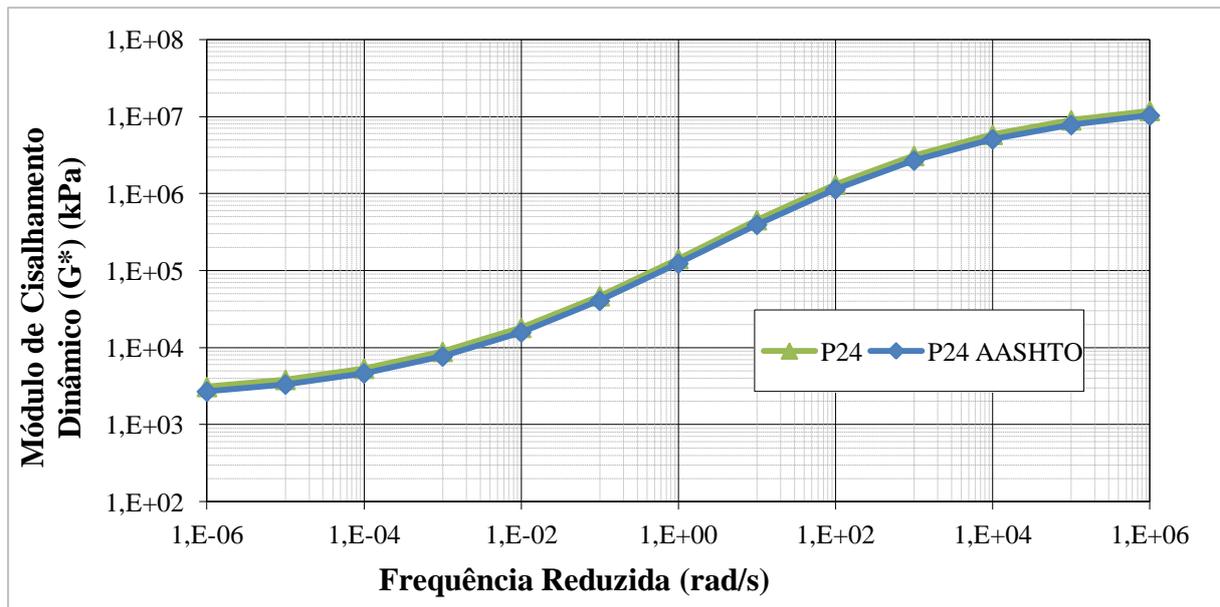


Figura 5-31. Comparação entre as Metodologias de Obtenção dos Dados para Curva Mestra

Apesar das diferentes metodologias, o resultado final é idêntico em ambas as formas de obtenção dos dados. Por essa razão e por utilizar as planilhas baseadas na metodologia de Mello (2008), a segunda metodologia foi escolhida para montar a curva mestra que representará o comportamento dos Mini CP's durante os cálculos dos ensaios de dano nos Mini CP's.

Para esse fim foi realizado o ensaio nos Mini CP's P24, P28 e P92 e montagem da curva mestra a partir da média dos resultados de cada Mini CP. A temperatura de referência foi de 25 °C, mesma temperatura utilizada nos ensaios de dano.

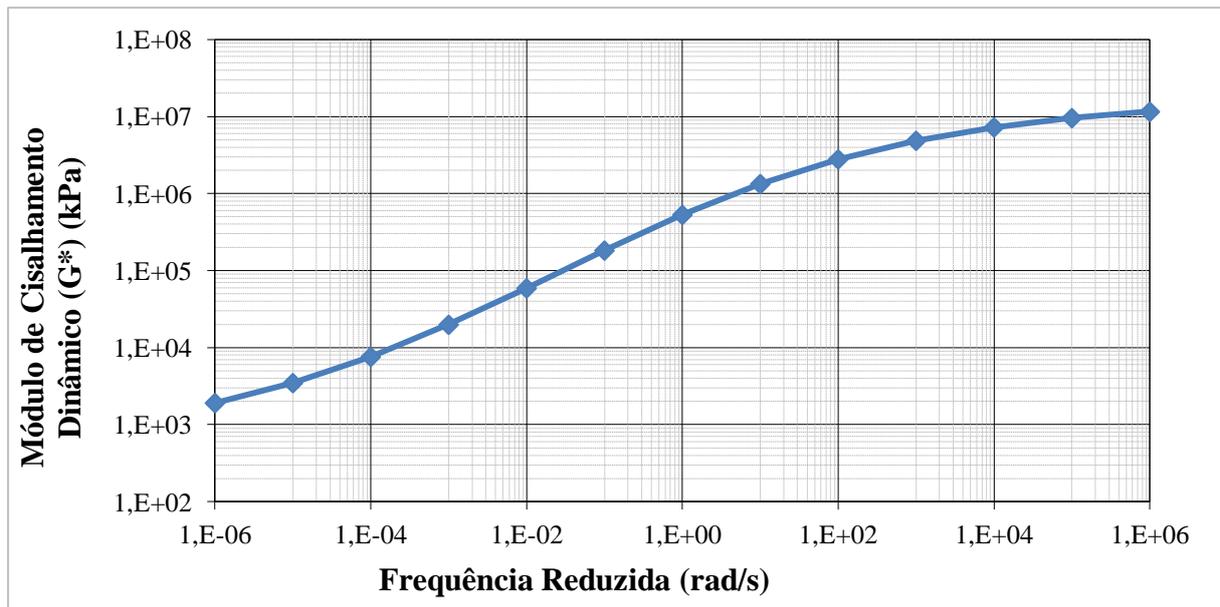


Figura 5-32. Curva Mestre dos Mini CP's na Temperatura de Referência de 25 °C

### 5.8.2 Determinação da Faixa das Propriedades Viscoelásticas Lineares das Amostras

Para determinação da faixa das propriedades viscoelásticas lineares adotou-se a temperatura de 25 °C e a frequência 10 Hz. Foi realizada uma varredura de tensão cisalhante, variando a tensão de 5 a 450 kPa em um primeiro momento e posteriormente estendendo esse valor até 750 kPa. Foi medido durante a varredura o módulo de cisalhamento complexo e a deformação cisalhante. Na Figura 5-33 cada ponto representa a média de 15 dados em cada tensão de cisalhamento.

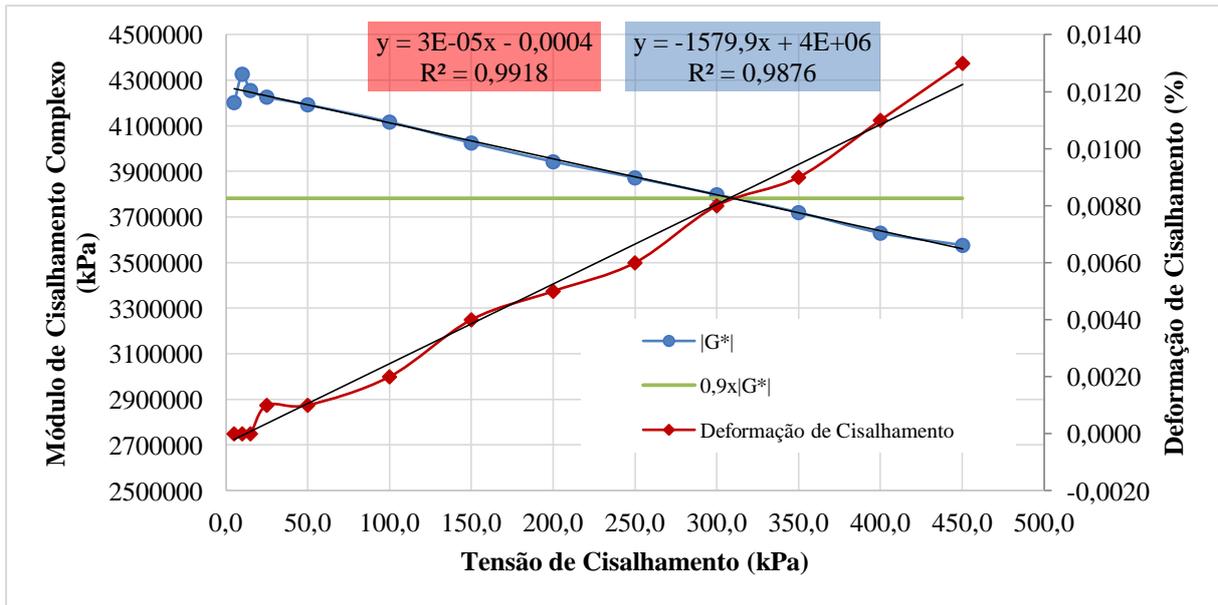


Figura 5-33. Determinação da faixa LVE a partir da Varredura de Tensão de Cisalhamento

Na primeira amostra, após determinar a redução de 10% do Módulo de Cisalhamento, determinou-se que a faixa Linear Viscoelástica se estendia até 300 kPa de Tensão Cisalhante aplicada. Porém, após vários ensaios de varredura de tensão, observou-se que esse valor variava de amostra para amostra dependendo da rigidez de cada amostra. Por isso, foi resolvido realizar uma média com 5 amostras diferentes. Então na Figura 5-34, cada ponto da tensão de cisalhamento representa a média de 5 amostras diferentes.

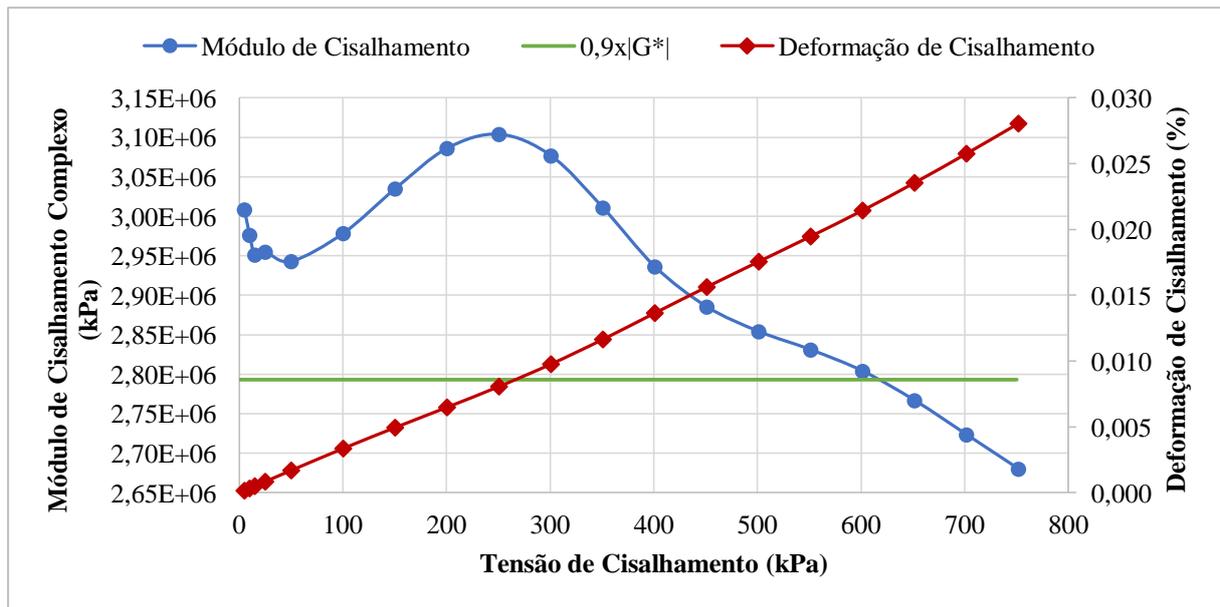


Figura 5-34. Varredura de Tensão de Cisalhamento para Determinação da LVE

É possível observar que as leituras do módulo não seguem uma tendência linear até 300 kPa de tensão de cisalhamento; acredita-se que sendo a deformação cisalhante muito baixa, o aparelho não é capaz de medir precisamente o valor do módulo. Também é possível ver que o valor de deformação escolhida para os ensaios de *fingerprint test* é justamente o cruzamento da curva do módulo de cisalhante com a curva de deformação cisalhante (150  $\mu\epsilon$ ) e dentro da faixa LVE.

### 5.8.3 Comparação dos Métodos de Obtenção do Parâmetro $m$ para Cálculo do Parâmetro $\alpha$

Conforme descrito na metodologia, foram utilizados três métodos para o cálculo do parâmetro  $m$  e o resultado de cada uma foi comparado aqui. Para isso, o Mini CP 91 foi utilizado como exemplo. O primeiro método apresentado é baseado na AASHTO TP10-14; o parâmetro  $m$  é obtido diretamente da inclinação da reta ajustada aos dados experimentais da varredura de frequência realizada no *fingerprint test*. O resultado pode ser observado na Figura 5-35 abaixo. É possível observar que o valor do parâmetro  $m$  é de 0,393 para esta metodologia, como mostra a equação da lei de potência ajustada aos dados do Módulo de Armazenamento.

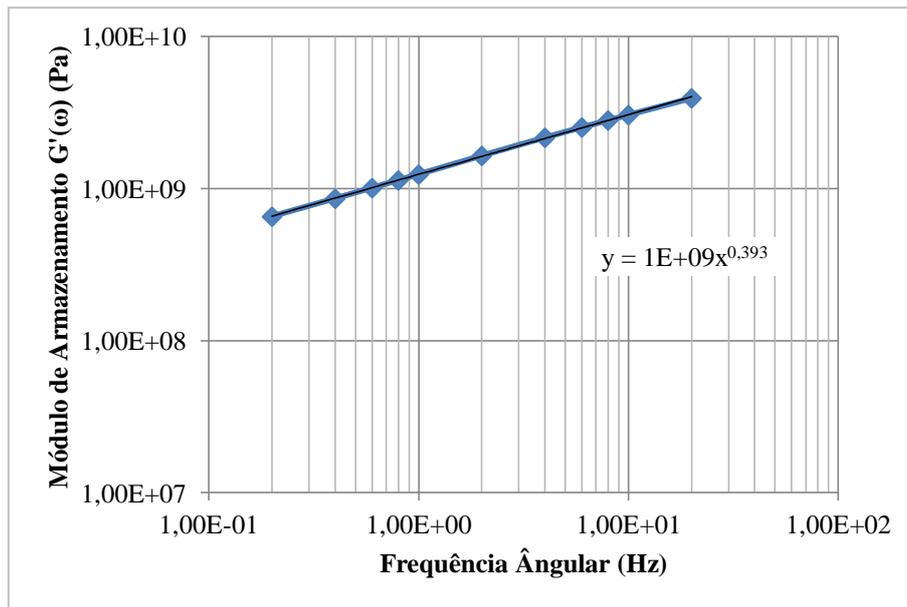


Figura 5-35. Cálculo do Parâmetro  $m$  a partir da Varredura de Frequência

A segunda metodologia consiste na inclinação da parte central da curva mestra. A curva mestra adotada para representar todos os Mini CP's já foi mostrada na Figura 5-32. Para facilitar a visualização, foi inserida uma reta tangente à parte central da curva mestra e sua equação é mostrada na Figura 5-36 abaixo. Nesse caso, o valor do parâmetro é de 0,3866.

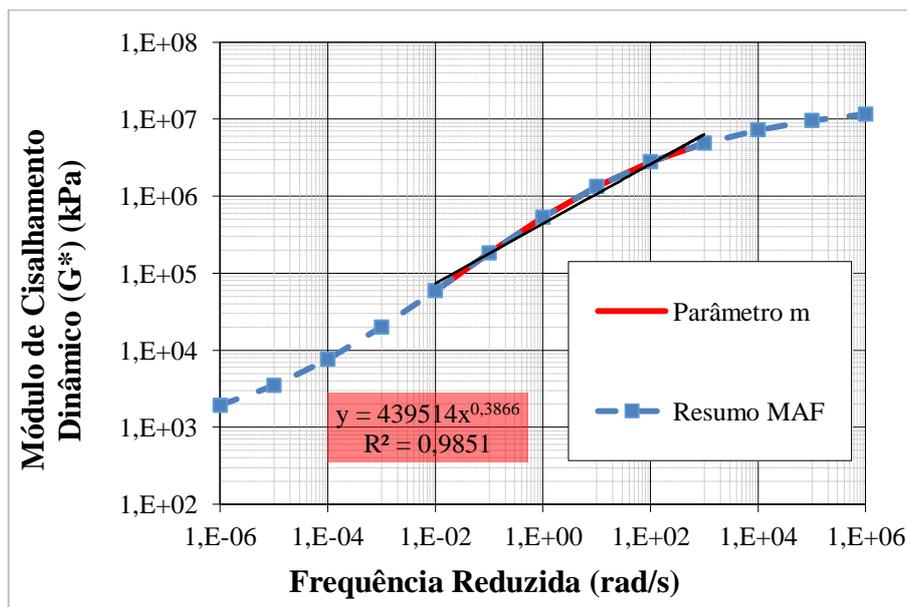


Figura 5-36. Cálculo do Parâmetro  $m$  a partir da inclinação da parte central da Curva Mestra

O último método consiste no ajuste da Lei de Potência Generalizada ajustada ao Modelo de Maxwell Generalizado. A Figura 5-37 abaixo mostra: à esquerda o ajuste da série de Prony

aos dados experimentais e à direita o ajuste da Lei de Potência ao modelo de Maxwell Generalizado.

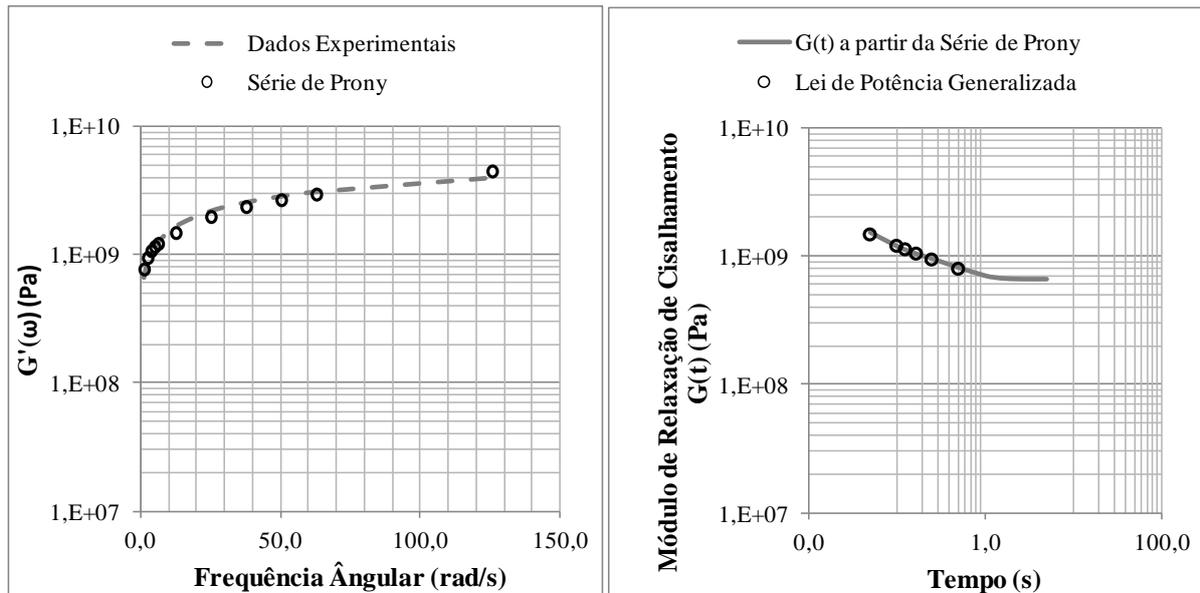


Figura 5-37. Cálculo do Parâmetro  $m$  a partir do Ajuste da Série de Prony

O valor do Parâmetro  $m$  assim como os valores dos coeficientes da Série de Prony encontram-se na Tabela 5-24.

Tabela 5-24. Valores dos Coeficientes da Série de Prony e do Parâmetro  $m$

Parâmetros da Série de Prony Equação (4.7)				Lei de Potência Equação (4.9)	
$G_e$	6,55E+08			$G_e$	6,55E+08
$G_1$	9,98E+09	$\rho_1$	3,90E-03	$G_0$	3,36E+08
$G_2$	1,36E+09	$\rho_2$	3,90E-02	$G_1$	3,51E+08
$G_3$	5,51E+08	$\rho_3$	3,90E-01	$m$	0,391
$G_4$	0,00E+00	$\rho_4$	3,90E+00		

A comparação dos resultados dos três métodos encontra-se na Tabela 5-25. As três metodologias apresentam resultados parecidos, principalmente quando se considera o valor de  $\alpha$ .

Tabela 5-25. Comparação entre os Resultados do Parâmetro  $m$

Método:	Varredura de Frequência	Inclinação da Curva Mestra	Série de Prony
<b>Parâmetro <math>m</math></b>	0,393	0,386	0,391
<b><math>\alpha</math> (1/m)</b>	2,545	2,587	2,558

Sendo assim, o método mais prático a ser adotado e que seu cálculo já é direto e automatizado nas planilhas de análises dos resultados do ensaio LAS é o primeiro método. É interessante comentar que a inclinação da Curva Mestre apresenta um resultado igual quando o  $\alpha$  é calculado iterativamente a partir dos resultados da análise de Dano. Este fato será comentado ao final na apresentação dos resultados da análise de dano.

Cabe ressaltar que cada Mini CP analisado possui um valor de parâmetro  $m$  próprio, ligeiramente diferente entre si. Isso se deve a particularidade de cada amostra, desde a posição da extração do Mini CP até o processo de corte e preparação para o ensaio, além da variabilidade amostra para amostra. Como o método da inclinação da reta do Módulo de Armazenamento e o método da série de Prony (primeiro e terceiro métodos, respectivamente) têm origem nos mesmos dados experimentais (varredura de frequência), eles variam de amostra para amostra. O segundo método tem origem na Curva Mestre que foi utilizada como base de todos os Mini CP's e por isso apresenta um valor médio de todas as amostras e por isso coincide com o  $\alpha$  que foi calculado iterativamente para o ajuste de todos os dados experimentais de dano.

#### **5.8.4 Resultado do Fingerprint Test**

Mais de 50 Mini CP's foram ensaiados, porém somente 13 tiveram resultados satisfatórios. Muitos Mini CP's quebraram na junção do suporte metálico, ou logo abaixo do ponto de fixação, indicando que o método de corte não foi o mais adequado. As fotos na Figura 5-38 a seguir mostram esses defeitos, começando por problemas na colagem à esquerda, perda da resistência da ponta ao meio e à direita o que ocorre se o ensaio continua rodando quando esses defeitos não são identificados a tempo.



Figura 5-38. Defeitos Apresentados Durante a Varredura de Tempo

Além disso, algumas amostras foram utilizadas na tentativa de realizar o ensaio LAS propriamente dito, mas sem sucesso. Por isso, as amostras que tiveram os resultados efetivamente utilizados foram:

- MAF 05: P21, P26, P28;
- MAF 34: P80, P, P81;
- MAF 08: P84, P85, P87, P88, P89, P90, P91, P92.

O resultado Módulo de Cisalhamento Complexo em função da frequência é apresentado no gráfico da Figura 5-39 abaixo. Os Mini CP's P81, P85 e P87 estão separadas, pois o ensaio de dano foi realizado a 1 Hz, diferente das demais onde o ensaio foi conduzido a 10 Hz.

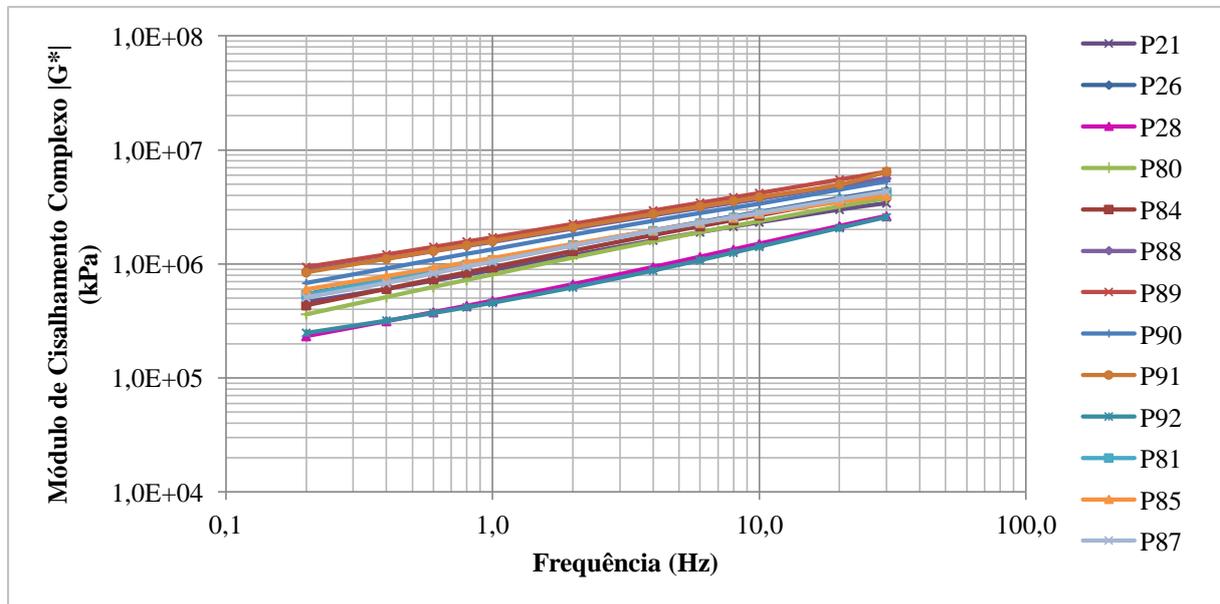


Figura 5-39. Resultado do Módulo de Cisalhamento Dinâmico em função da Frequência – *Fingerprint test*

Apesar de apresentar módulos diferentes entre as amostras, como já foi dito, há variação entre cada amostra por particularidades entre elas. O que pode ser observado é o paralelismo entre as retas, que, quando plotado o gráfico do Módulo de Armazenamento na Figura 5-40 abaixo, mostra que é possível calcular o parâmetro  $m$  médio para todas as amostras. Pode-se observar que na frequência de 10 Hz os Módulos encontram-se dentro da mesma ordem de grandeza, entre 1E+06 e 1E+07 kPa.

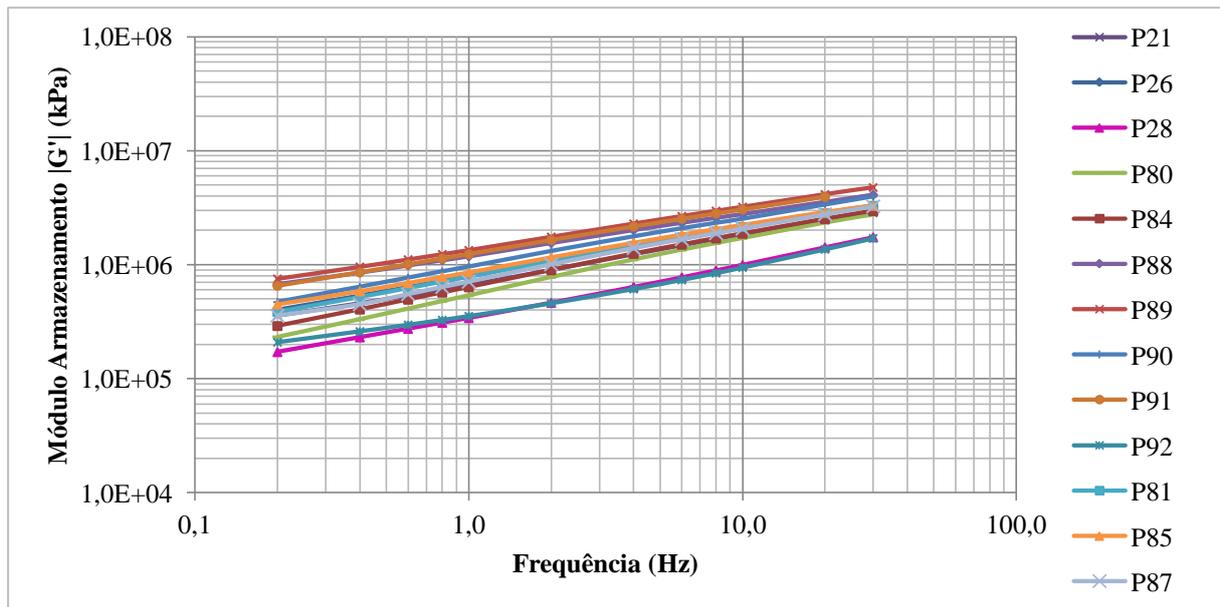


Figura 5-40. Módulo de Armazenamento em função da Frequência – *Fingerprint Test*

Em relação ao ângulo de fase, o resultado é apresentado na Figura 5-41 abaixo. Alguns Mini CP's não se comportaram como o esperado, já que o ângulo de fase subiu à medida que a frequência subiu, indicando assim um comportamento mais viscoso quando na verdade deveria apresentar um comportamento mais elástico; P28, P88, P89 e P92 foram as amostras que apresentaram comportamento distinto. No entanto esse comportamento não teve grande influência no resultado do ensaio de dano e pode ocorrer devido a problemas na fixação da amostra dificultando a leitura correta do ângulo de fase, mas não prejudicando a leitura do valor do módulo.

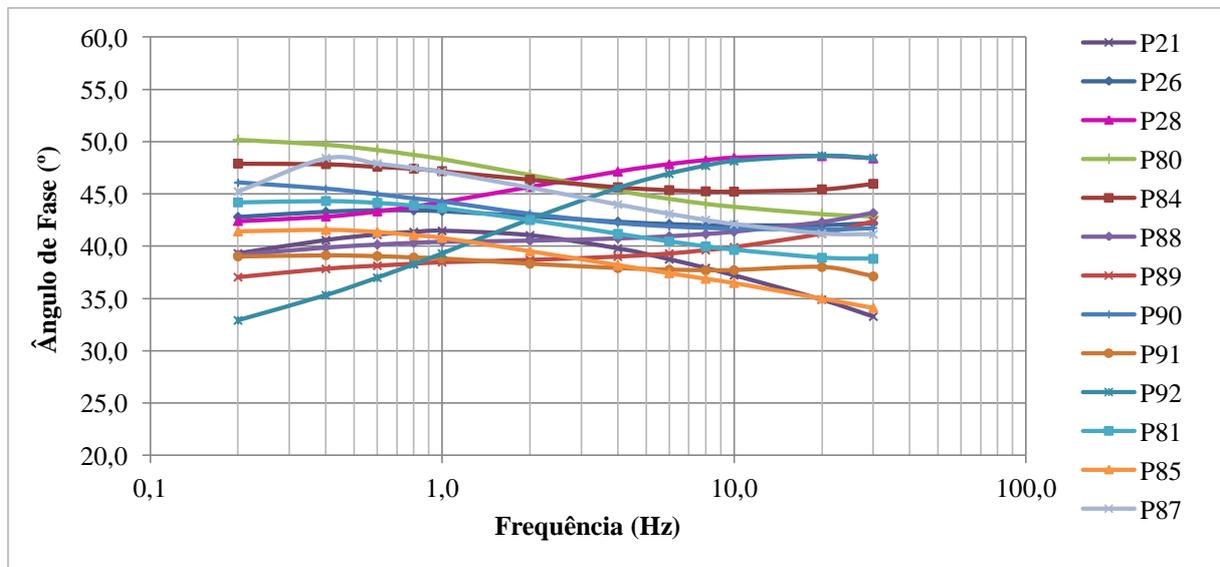


Figura 5-41. Ângulo de Fase ( $\delta$ ) em função da Frequência – *Fingerprint Test*

Infelizmente não é possível apresentar o resultado de todos os ensaios de varredura de tempo. Mesmo assim, alguns resultados serão mostrados a seguir. Na próxima seção será realizada uma comparação entre as diferentes metodologias de análise do dano.

No primeiro gráfico, Figura 5-42, é mostrado o resultado de uma amostra que teve 50% de redução do valor do Módulo inicial, mas que não atingiu a ruptura. Nesse caso foi decidido interromper o ensaio já que estava sendo utilizada quase que a capacidade máxima de torque do reômetro, podendo ocasionar um defeito no aparelho, impossibilitando realizar os outros ensaios.

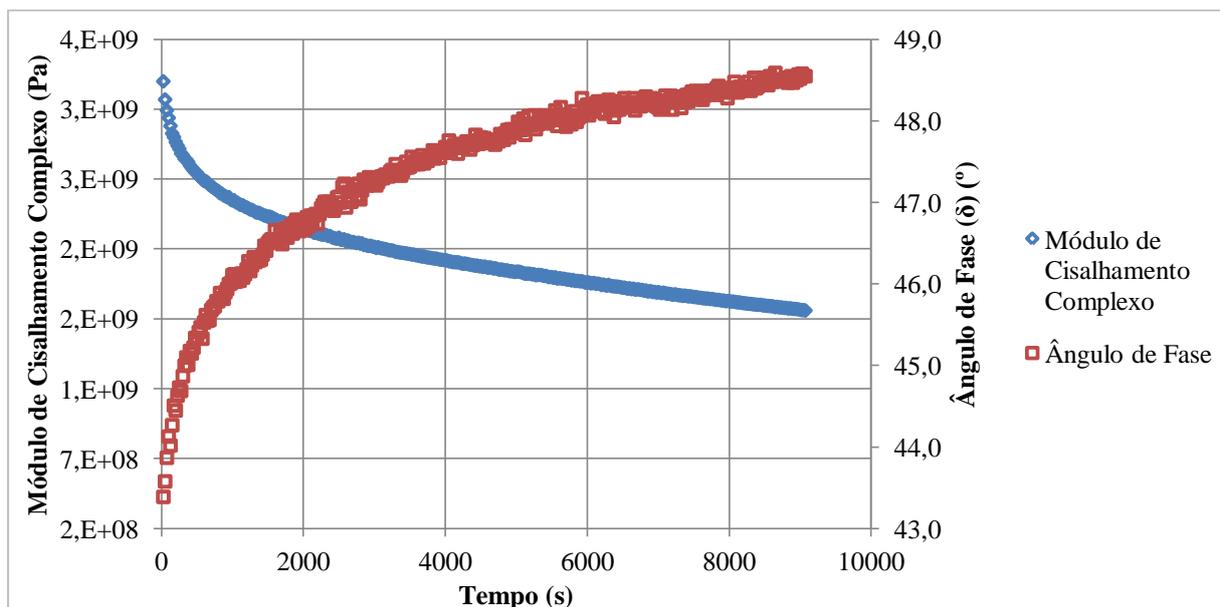


Figura 5-42. Resultado da Varredura de Tempo no Mini CP P89

No segundo gráfico, Figura 5-43, é apresentado uma amostra que teve o ensaio até a sua ruptura e isso pode ser observado pelo pico no valor do ângulo de fase ao mesmo tempo em que o valor do módulo cai quase que verticalmente.

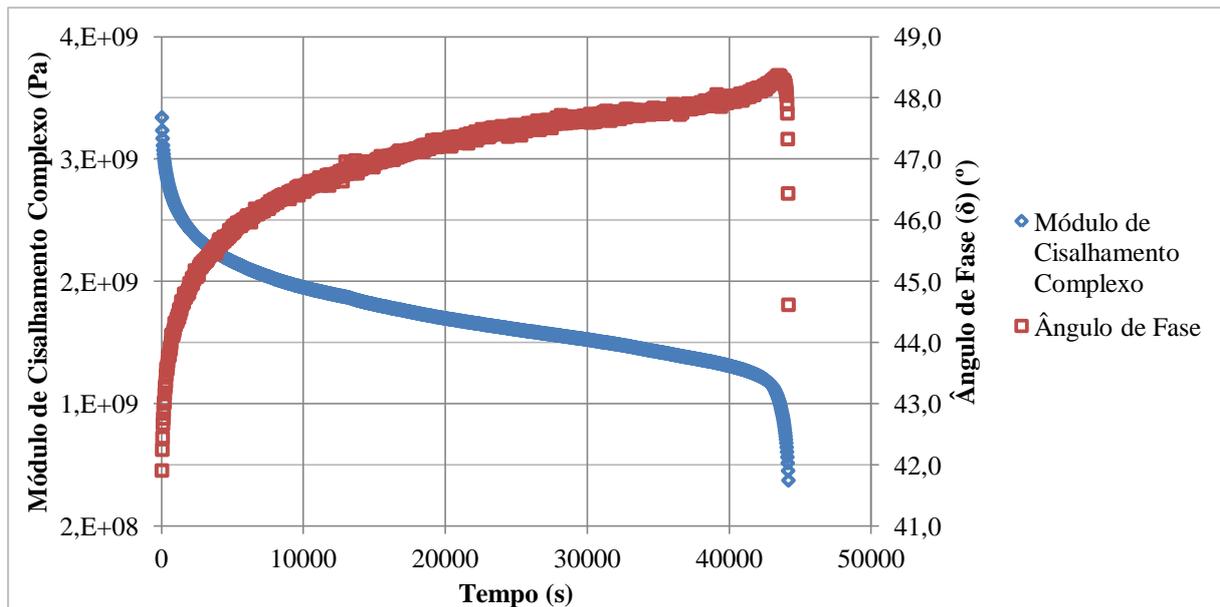


Figura 5-43. Resultado da Varredura de Tempo no Mini CP P88

## 5.9 Análise do Dano na MAF

Como apresentado na metodologia, antes de se passar para a análise final dos dados da varredura de tempo, foi realizada uma comparação entre três metodologias diferentes para essa análise. Cada metodologia se diferencia entre si no cálculo da pseudo-deformação, então para facilitar essa comparação, a seguir segue um resumo de cada método e a nomenclatura adotada para realizar a comparação nos gráficos.

1. Método proposto no trabalho de Mello (2008) (**LG**): Esse método é baseado na série de Prony montada para cada tipo de mistura e na Equação (4.13).
2. Método apresentado no trabalho de Underwood et al., (2012) (**Direto**): Baseado na Equação (4.14).
3. Método apresentado no trabalho de Castelo Branco (2008) (**Equação do Sen**): baseado na Equação (4.16) e na Equação (4.17) apresentadas a seguir.

Para realizar a comparação, foram escolhidas os Mini CP's 28 e 80. O resultado será apresentado na Figura 5-44 e na Figura 5-45.

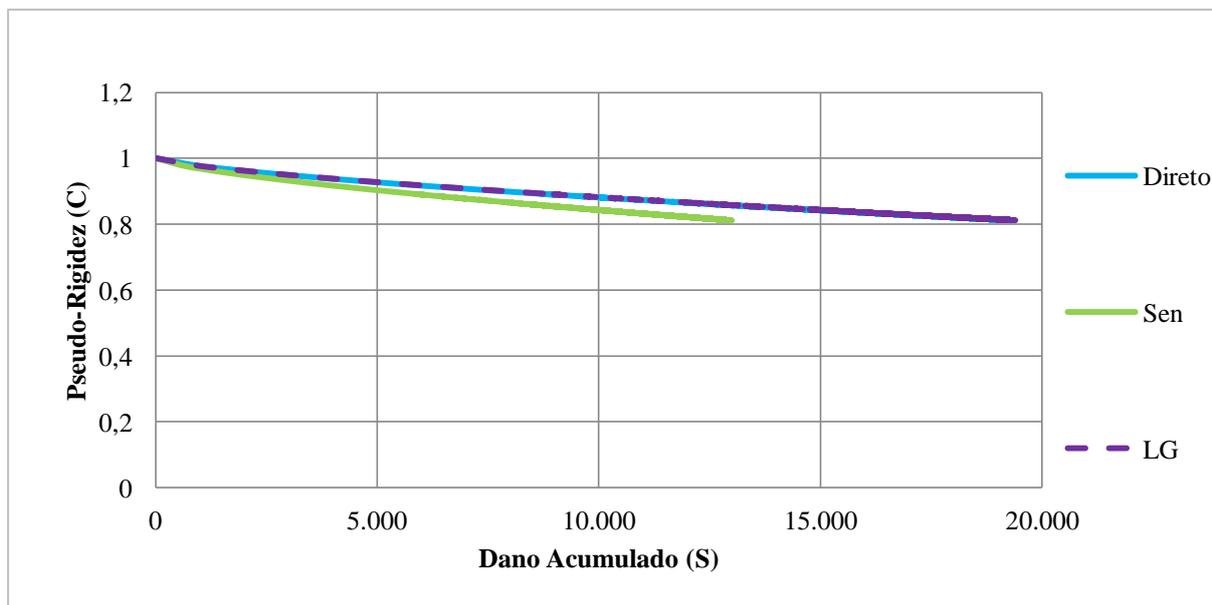


Figura 5-44. Curva C vs S para a amostra P28

Na Figura 5-44, as metodologias Direto e LG tiveram resultados iguais, enquanto que a metodologia Sen apresentou uma curva um pouco abaixo das outras duas metodologias. Cabe observar que as três curvas acabam no mesmo valor de Pseudo-Rigidez, diferenciando-se apenas no valor do dano acumulado devido à metodologia de cálculo da pseudo-deformação. A metodologia Sen tende a ser mais conservadora, já que para uma mesma quantidade do dano acumulado, a integridade é menor. Esse ensaio foi realizado à deformação controlada, com uma deformação aplicada de  $400 \mu\epsilon$ .

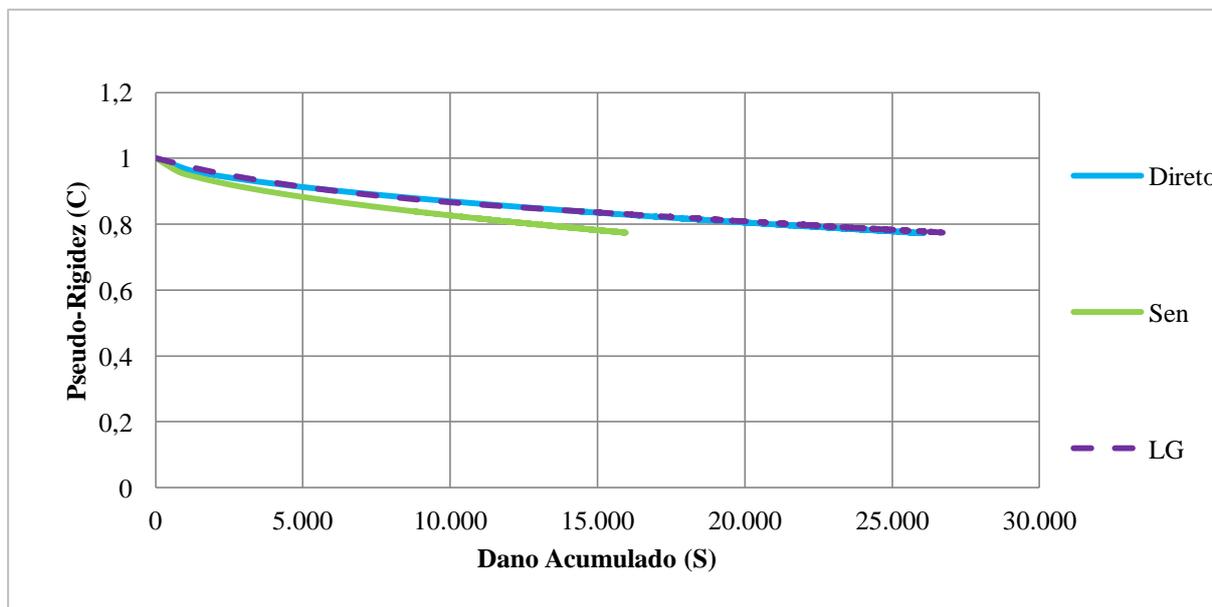


Figura 5-45. Curva C vs S para a amostra P80

Da mesma forma que aconteceu na Figura 5-44, aqui na Figura 5-45 as metodologias LG e Direto tiveram resultados iguais, enquanto que a metodologia Sen teve uma curva um pouco abaixo das demais. A amostra P80 teve o ensaio executado à tensão controlada e mesmo assim a metodologia do Sen obteve resultado parecido com as outras duas metodologias. Esse ensaio foi realizado em uma tensão de 700 kPa.

Após analisar as comparações de todas as amostras submetidas ao ensaio, foi decidido utilizar a metodologia baseada no trabalho de Mello (2008) pela facilidade das planilhas de cálculo já disponíveis e pela comparação apresentada nas figuras acima, onde a metodologia apresentou resultado semelhante à metodologia Direta utilizada em diversos outros trabalhos (Freire, 2015; Ng, 2017). A adoção dessa planilha facilita a automatização, para futuros trabalhos desenvolvidos no INFRALAB, objetivo desse trabalho.

Conseqüentemente, foi necessário calcular a Série de Prony para a mistura conforme a equação (4.12) apresentada na metodologia. Para isso, foram utilizados os dados usados para a determinação da Curva Mestre para a MAF e o método da minimização dos erros quadráticos. A série resultante com 13 termos é apresentada na Tabela 5-26 a seguir. Essa série foi utilizada em todas as amostras, pois ela representa a mistura desenvolvida neste trabalho. Caso fosse introduzida uma nova mistura, com novo teor de ligante ou com granulometria diferente, uma nova série deveria ser calculada para representar essa nova mistura.

Tabela 5-26. Série de Prony para a MAF

i	$\rho_i$	$G_i$ (kPa)	$G_\infty$ (kPa)
1	2,00E-06	1,47E+06	2,00E+02
2	2,00E-05	4,50E+06	
3	2,00E-04	6,82E+05	
4	2,00E-03	3,90E+06	
5	2,00E-02	1,30E+06	
6	2,00E-01	2,88E+05	
7	2,00E+00	6,41E+04	
8	2,00E+01	2,71E+04	
9	2,00E+02	8,97E+03	
10	2,00E+03	6,02E+03	
11	2,00E+04	7,69E+03	
12	2,00E+05	1,19E+02	
13	2,00E+06	6,65E+01	

Tendo a metodologia definida e os dados necessários para o cálculo da curva característica, a seguir serão apresentados os resultados, separados por tipo de ensaio e posteriormente com todos os dados juntos. A curva ajustada com todos os dados será apresentada em cada gráfico para mostrar como cada ensaio se distancia da curva final.

### 5.9.1 Curva Característica

Os gráficos montados a seguir têm diferentes cores para cada tipo de amostra para facilitar a visualização da influência de cada amostra na curva característica final. Na legenda, DC significa Deformação Controlada e TC Tensão controlada. Os resultados para os ensaios em deformação controlada são apresentados no gráfico da Figura 5-46, apresenta os resultados para os ensaios em deformação controlada.

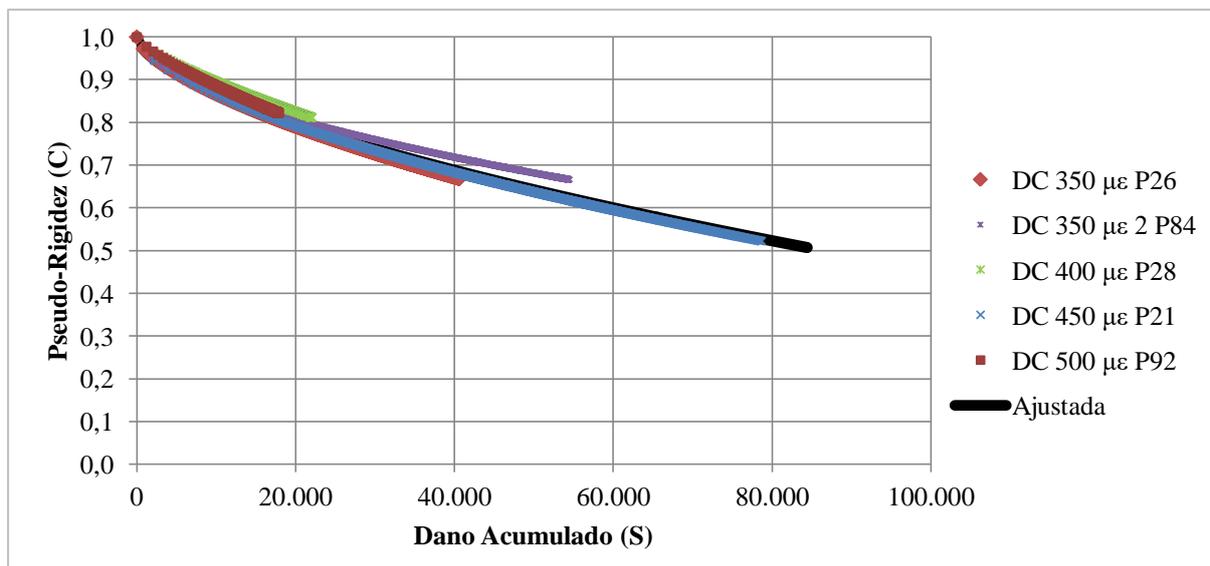


Figura 5-46. Resultado da Curva Característica nos Ensaio à Deformação Controlada a 10 Hz

É possível notar que nenhuma amostra atingiu os 50% de redução da integridade, e apenas uma delas chegou próxima a esse resultado, a amostra DC 450 µε. As outras amostras apresentaram reduções da ordem de 20% e 30%. Esses ensaios levaram todo o período de mais de 24 horas. Ainda assim, os resultados estão bem alinhados com a Curva Característica final, apresentada como ajustada no gráfico. Mesmo não atingindo o objetivo de redução de 50%, esses ensaios podem ajudar na determinação da Curva Característica, sendo recomendado então como um auxílio nessa determinação. Porém é indevido utilizar somente estes ensaios, uma vez que não foi atingido o critério de ruptura estabelecido para este trabalho.

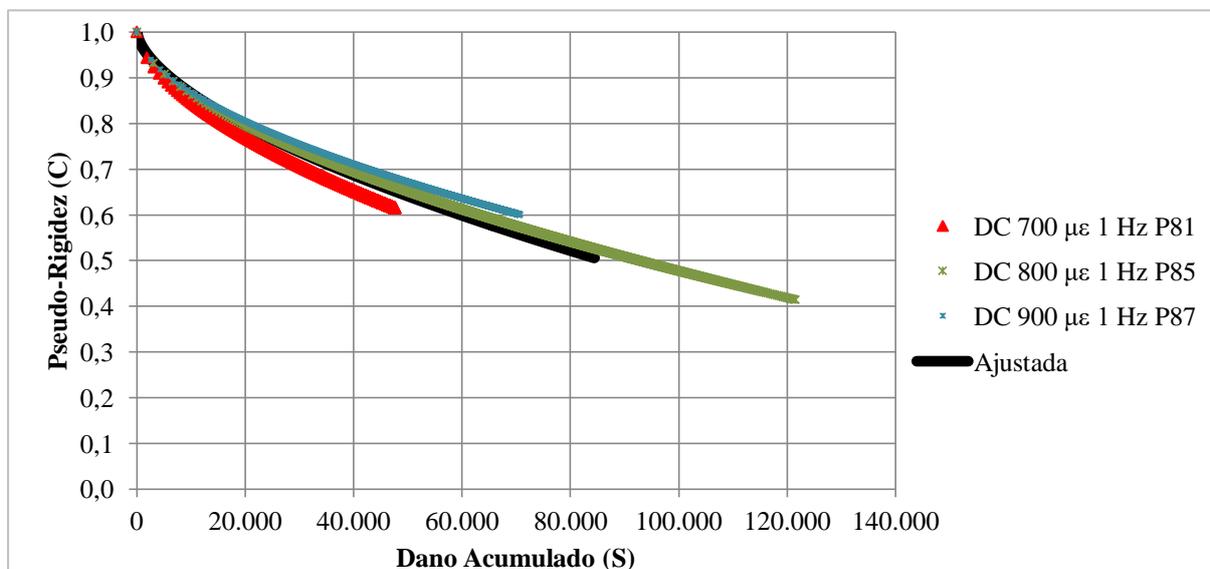


Figura 5-47. Resultado da Curva Característica nos Ensaio à Deformação Controlada a 1 Hz

No gráfico da Figura 5-47 já é possível ver que uma amostra ultrapassou os 50% de redução (DC 800 kPa) e os outros dois apresentaram redução de 40%. Por ser realizado em uma frequência mais baixa, foi possível aplicar uma deformação maior e assim obter resultados melhores do que os ensaios realizados a 10 Hz. Com exceção do Mini CP P81 que desvia um pouco da curva ajustada, as outras duas amostras estão bem alinhadas a essa curva, demonstrando que o ensaio a 1 Hz pode ser utilizado e que a Curva Característica é única, independente do tipo de ensaio executado. Finalmente, na Figura 5-48 abaixo é apresentado o resultado das amostras ensaiadas à tensão controlada.

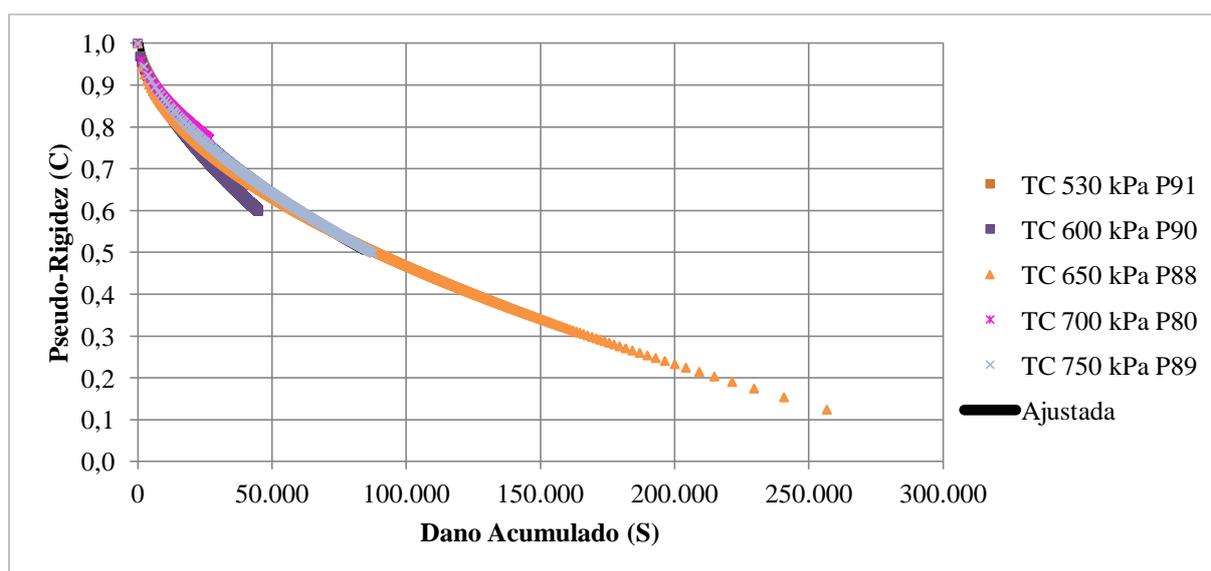


Figura 5-48. Resultado da Curva Característica nos Ensaios à Tensão Controlada a 10 Hz

Neste ensaio é possível ver que uma amostra chegou até o final da redução da integridade, o Mini CP P88, outra amostra teve uma redução de 50% inclusive com resultado exatamente em cima da Curva Ajustada, o Mini CP P89 e as outras amostras tiveram reduções de apenas 20 ou 30% da integridade. O gráfico com todos os ensaios é apresentado na Figura 5-49 a seguir.

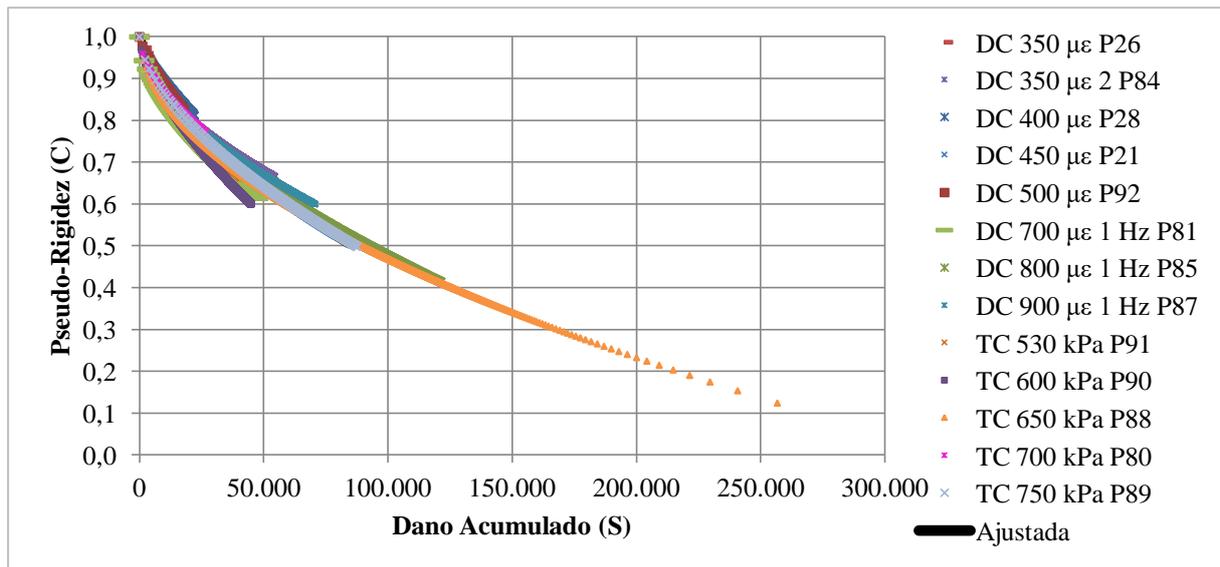


Figura 5-49. Resultado da Curva Característica Final

A partir do gráfico acima é possível fazer algumas análises:

- A Curva Característica é única para um mesmo material, a uma determinada temperatura, independente do ensaio realizado, tensão controlada ou deformação controlada, e da frequência de ensaio;
- Não necessariamente amostras com o maior nível de tensão, ou deformação, levam a um maior dano. O valor da redução da integridade de acordo com o dano acumulado varia de amostra para amostra, mostrando que nesta dissertação a variabilidade entre as amostras foi grande, possivelmente devido ao processo de corte e preparação das amostras;
- Não necessariamente um ensaio à tensão controlada é melhor que um ensaio a deformação controlada. Como dito no item anterior, isso varia de amostra para amostra e das condições do ensaio, como por exemplo, a frequência utilizada. Porém os ensaios à tensão controlada tiveram tempo de ensaio menor que os de deformação controlada;
- Ensaios a baixo nível de tensão, ou deformação, que iniciam na zona linear viscoelástica não são apropriados para a determinação da Curva Característica, uma vez que não é possível saber a tendência da curva representada por esses ensaios. Porém, nesta dissertação, esses ensaios apresentam sim uma superposição da curva característica ajustada a todas as amostras.

Feita essas considerações, a seguir será explicado como foi realizado o cálculo da curva ajustada a todos os resultados aqui mostrados.

Para realizar o ajuste da Curva Característica final, foram utilizadas as equações, baseadas na Equação (4.18), calculadas para cada amostra. Essa equação coloca a Integridade (Pseudo-Rigidez) em função do dano acumulado. Assim, foi determinada uma faixa padrão de dano acumulado (0 a 60.000) e calculada para cada amostra o valor de sua integridade. O resultado desse cálculo é mostrado na Figura 5-50 abaixo.

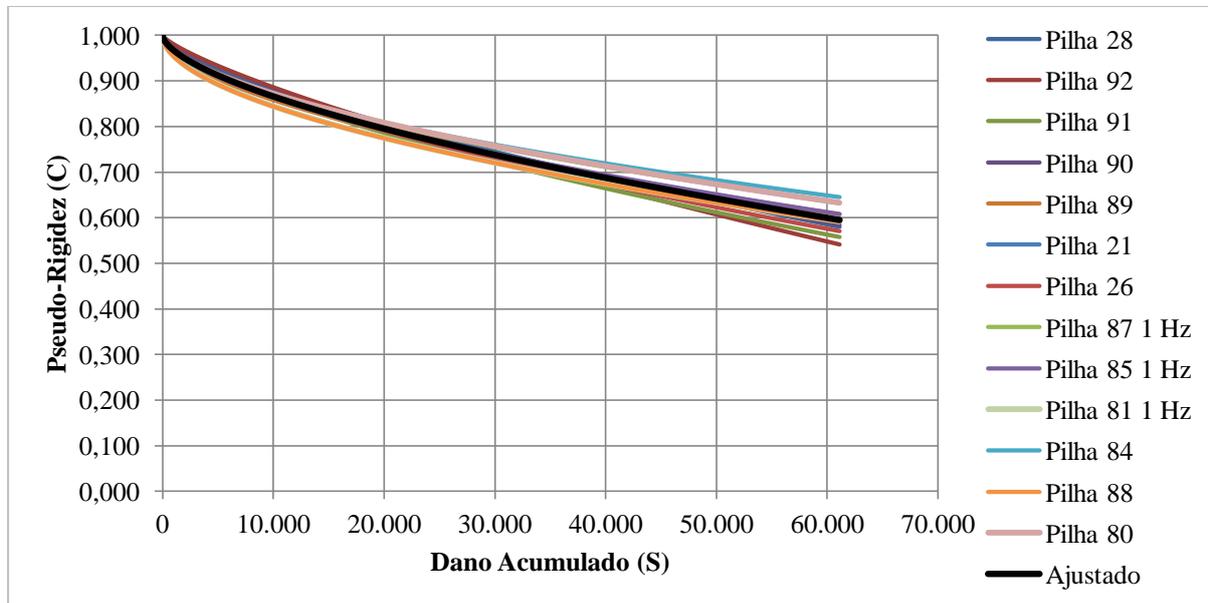


Figura 5-50. Cálculo da Curva Característica Ajustada a todas as amostras

Após o cálculo da integridade para cada amostra, foi calculada a média de todas as integridades para o mesmo nível de dano acumulado, ou seja, para um mesmo valor de x foi feita a média dos valores de y de cada amostra, gerando assim uma curva ajustada aos dados de ensaio. Por fim, foi feito um ajuste à Equação (4.18) para determinar a equação da curva ajustada.

Conjuntamente, outra metodologia foi utilizada para o cálculo da Curva Característica. Procurando forçar a superposição das curvas de cada amostra, o parâmetro  $\alpha$  ao invés de ser determinado no *fingerprint test* de cada amostra, ele foi calculado para todas as amostras interativamente, buscando diminuir a distância entre as amostras, seguindo o que foi apresentado nos trabalhos de Mello (2008) e Nunes (2017). O resultado desta metodologia assim como a comparação com o resultado anterior é apresentado na Figura 5-51 abaixo.

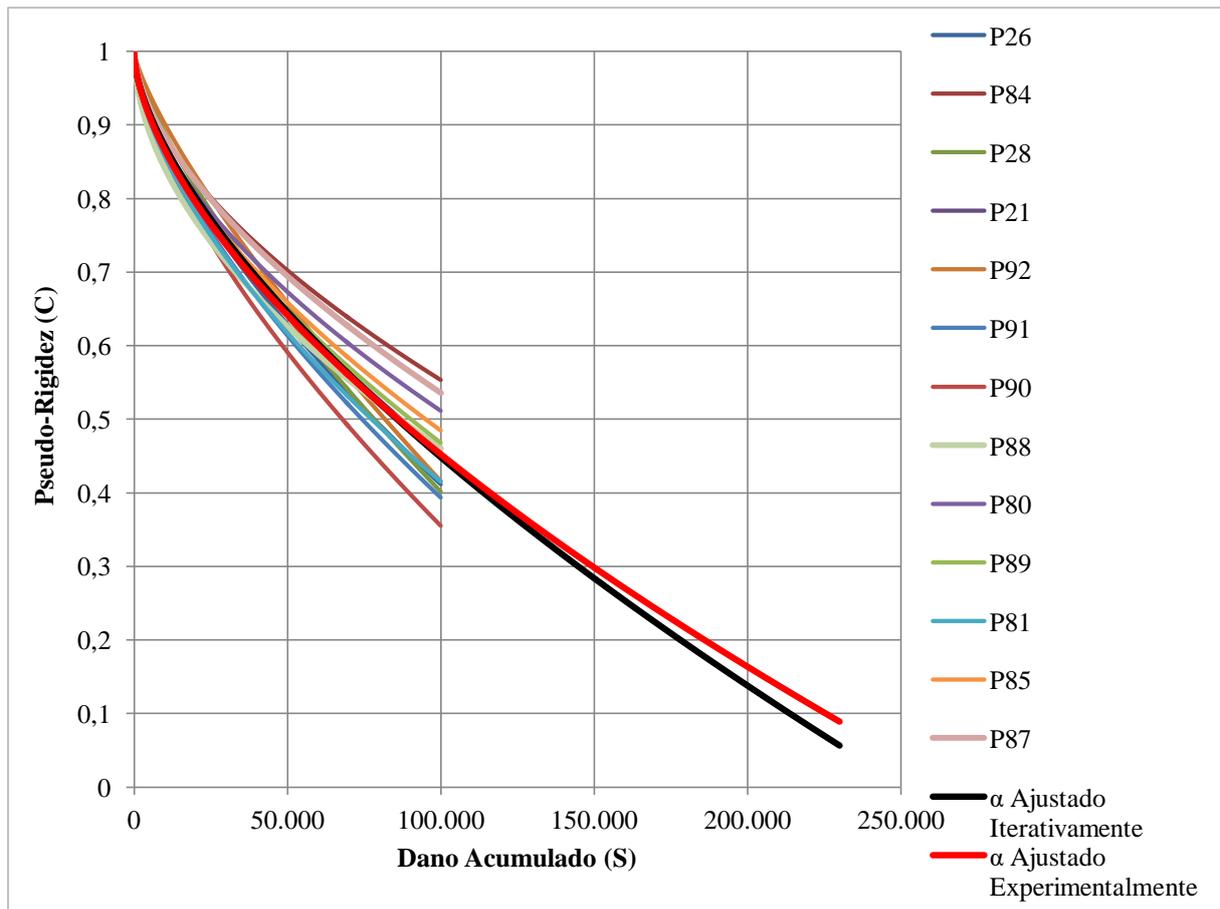


Figura 5-51. Comparação entre Metodologias de Cálculo da Curva Característica

Baseado na Figura 5-51 é possível dizer que as duas metodologias apresentam resultados semelhantes, principalmente até a Pseudo-Rigidez de 0,4. Após esse valor as duas curvas começam a se distanciar uma da outra.

Assim, a seguir será apresentado valor final para a MAF desta dissertação e dos valores de referência do  $|G^*|_{LVE}$ , dos parâmetros da Curva Característica e do parâmetro  $\alpha$  calculado nessa última metodologia.

Tabela 5-27. Resultado Final da Análise de Dano na MAF

	$ G^* _{LVE}$ (kPa)	$\alpha$	$C_0$	$C_1$	$C_2$
<b>Metodologia Experimental</b>	Determinado no <i>Fingerprint Test</i> de cada amostra.	<i>Fingerprint Test</i> de cada amostra	1	4,804E-04	0,6113
<b>Metodologia Iterativa</b>	Média foi de 2,315E+06	2,588	1	3,045E-04	0,6505

Cabe destacar que analisando a Tabela 5-27, o parâmetro  $\alpha$  calculado iterativamente é muito próximo a esse parâmetro calculado pela inclinação da parte central da curva mestra apresentado na Tabela 5-25. Este fato mostra que as metodologias adotadas neste trabalho estão alinhadas e que é possível calcular o parâmetro da evolução do dano a partir da análise da curva mestra. Também é possível concluir que, como a inclinação da parte central curva mestra depende da temperatura de referência adotada, o parâmetro  $\alpha$  também depende desta temperatura.

### 5.10 Modelos de Fadiga

A Tabela 5-28 apresenta os valores dos parâmetros  $A$  e  $B$  do modelo de fadiga e o valor médio para o parâmetro de acúmulo de dano ( $S$ ) assumindo uma redução de 50% da pseudo-rigidez da MAF. O modelo de fadiga neste trabalho foi construído considerando que a falha ocorre na redução de 50% da pseudo-rigidez. Como o modelo de cálculo necessita de um parâmetro  $\alpha$  único, foi utilizado o resultado do cálculo pela metodologia iterativa.

Tabela 5-28. Modelo de Fadiga para a MAF

	A	B	$S_{50\%}$	Modelo de Fadiga
MAF	3,01E+20	-5,176	8,58E+04	$N_f = 3,01E20 \cdot \gamma^{-5,176}$

### 5.11 Comparação com resultados de outros trabalhos

Infelizmente no trabalho de Ng (2017) não constam os valores dos parâmetros  $C_1$  e  $C_2$  para realizar a comparação. No trabalho de Freire (2015) o modelo de fadiga adotado é diferente dos modelos adotados nesta dissertação e na dissertação de Ng (2017), mas ele apresenta os valores dos parâmetros  $C_1$  e  $C_2$  e o critério de ruptura adotado. Então, foi escolhida a mistura com o menor percentual de ligante no trabalho de Freire (2015), a mistura FAM C1 com um teor de 8,3% e a amostra feita com ligante virgem e tempo curto de envelhecimento no trabalho de Ng (2017), *Short-term neat binder*, com 7,3% de ligante. Também foi adicionado o modelo de fadiga calculado a partir do trabalho de Mello (2008), onde foi utilizada uma mistura e a mistura JR7, CBUQ convencional e ensaios de fadiga em vigas à 4 pontos.

Para realizar a comparação, a Tabela 5-29 a seguir foi montada, onde se podem comprar os diversos valores dos parâmetros calculados em cada trabalho.

Tabela 5-29. Comparação entre Modelos de Fadiga de diferentes trabalhos

	$\alpha$	A	B	$S_{50\%}$	Modelo de Fadiga
MAF	2,59	3,01E+20	5,18	8,58E+04	$N_f = 3,01E20. \gamma^{-5,18}$
(Freire, 2015)	2,00	1,49E+28	4,00	2,80E+08	$N_f = 1,49E28. \gamma^{-4,00}$
(Ng, 2017)	2,15	1,92E+30	4,44	7,77E+08	$N_f = 1,92E30. \gamma^{-4,44}$
(Mello, 2008)	1,87	2,38E+17	4,20	6,31E+04	$N_f = 2,38E17. \gamma^{-4,20}$

Como é possível observar na Tabela 5-29, o modelo calculado com os dados desta dissertação apresenta uma vida de fadiga bem inferior aos calculados por outros trabalhos que utilizaram mistura fina. Por outro lado, quando comprado ao trabalho de Mello (2008) que utiliza mistura CBUQ e onde a metodologia desta dissertação foi baseada, encontram-se valores próximos. Para visualizar este resultado, um gráfico foi montado a partir dos modelos da Tabela 5-29, variando-se os valores de deformação imposta. O gráfico está na Figura 5-52 a seguir.

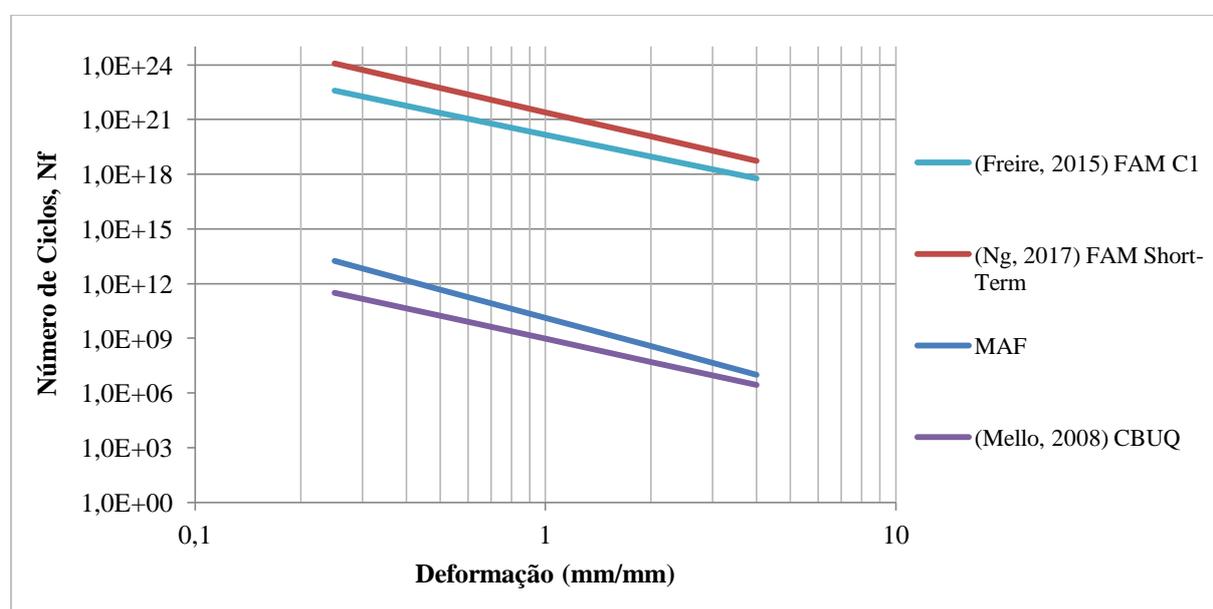


Figura 5-52. Comparação entre Modelos de Fadiga de diferentes trabalhos

É possível observar que os outros trabalhos que utilizam mistura fina apresentaram valores próximos entre si, apesar do diferente teor de ligante. Do mesmo modo, é possível observar que os valores encontrados neste trabalho apresentam proximidade entre os valores do trabalho de Mello (2008). Para complementar essa informação, foi construída a curva característica do respectivo trabalho e comparada à curva já montada neste trabalho. Cabe ressaltar que a mistura JR7 foi ensaiada a 21 °C, ou seja, a uma temperatura maior espera-se

que a curva se desloque um pouco para direita, conforme o próprio autor mostra comparando o resultado em três temperaturas diferentes.

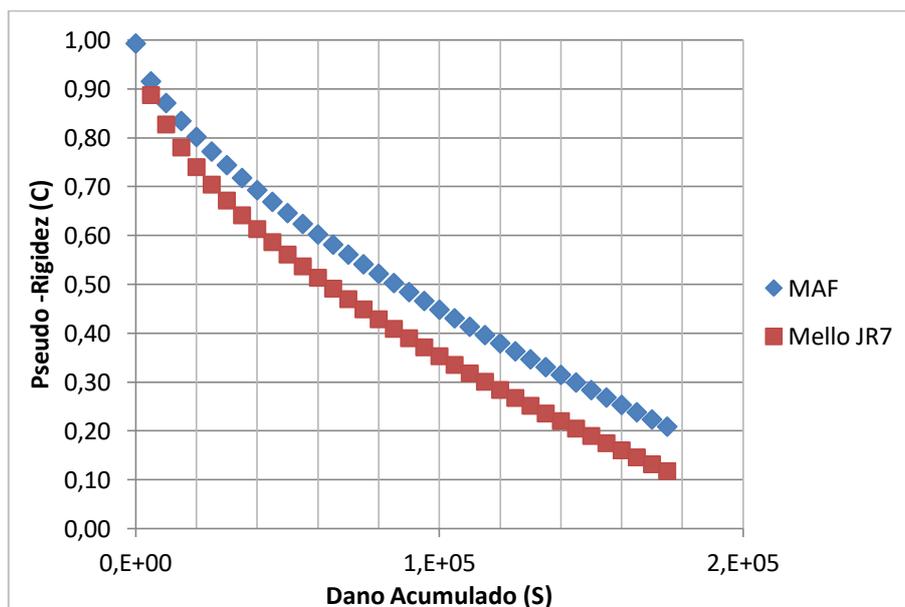


Figura 5-53. Comparação entre a MAF e o CBUQ

As curvas se apresentam bem próximas, e com a diferença de temperatura é esperado que elas se aproximassem ainda mais se os ensaios tivessem sido realizados a uma mesma temperatura. Desta maneira é possível ver que a metodologia adotada no cálculo da MAF baseada no trabalho de Mello (2008) leva a um resultado próximo ao de misturas densas com ensaio realizado na viga a 4 pontos, diferente dos outros trabalhos que têm certa distância das misturas densas. No entanto, para se comprovar essa hipótese é necessário realizar mais ensaios com o CBUQ dosado neste trabalho no ensaio de viga a 4 pontos. Os parâmetros da Curva Característica do trabalho de Freire (2015), Mello (2008) e deste trabalho são apresentados na Tabela 5-30 a seguir.

Tabela 5-30. Comparação entre os Parâmetros da Curva Característica

	<b>Tipo de Mistura</b>	<b><math>\alpha</math></b>	<b><math>C_0</math></b>	<b><math>C_1</math></b>	<b><math>C_2</math></b>
<b>Presente Trabalho</b>	Mistura Fina com teor de 7%	2,59	1,00	3,05E-04	0,651
<b>(Mello, 2008)</b>	Mistura Densa, com teor de 4,8%	1,87	1,02	1,33E-03	0,540
<b>(Freire, 2015)</b>	Mistura Fina com teor de 8,3%	2,00	1,00	3,20E-04	0,371

## 5.12 Resultados de outros Ensaios

Nessa última seção serão apresentados alguns resultados que ou não foram o foco deste trabalho, mas cabe destacar aqui ou não foi possível fazer uma conclusão com base nos resultados. Dentre estes resultados, encontra-se o resultado do MSCR na MAF e o ensaio que simula o *creep* estático no reômetro.

### 5.12.1 MSCR na MAF

Devido à diferença de rigidez entre as amostras de ligante asfáltico e da MAF, não foi possível estabelecer uma comparação entre os resultados do MSCR destas amostras. Realizando a comparação em diversas temperaturas não foi possível observar uma relação entre esses dois materiais neste ensaio em específico. Por causa da rigidez elevada da MAF, a tensão aplicada durante o ensaio não é suficiente para acumular deformação permanente que se compare ao acúmulo ocorrido no ligante; o gráfico da Figura 5-54 abaixo mostra como a baixa tensão não consegue nem extrair dados consistentes.

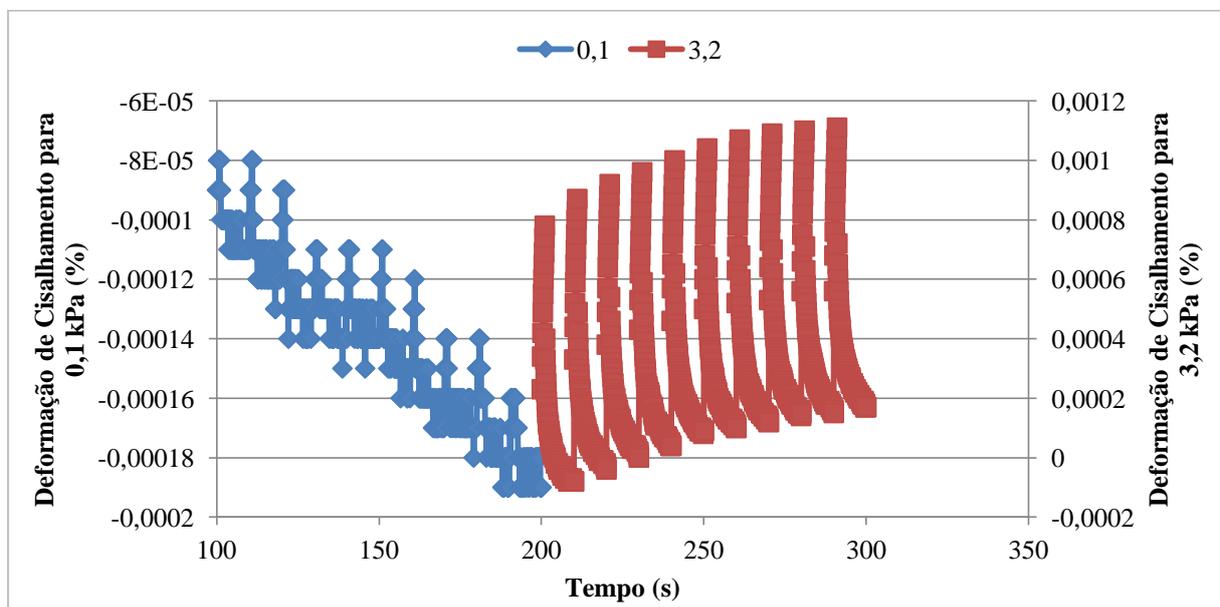


Figura 5-54. Ensaio MSCR a 28 °C na MAF

Como é possível ver, na tensão aplicada de 0,1 kPa o ensaio não produz valores reais, considerando inclusive que a amostra tem mais recuperação que deformação e por isso os valores negativos. Enquanto isso, no valor de 3,2 kPa o ensaio produz dados razoáveis, porém não se aproxima da deformação encontrada no ligante na mesma temperatura. Essa comparação pode ser vista na Figura 5-55, onde foi escolhido o resultado quando foi aplicada a tensão de cisalhamento de 3,2 kPa e uma temperatura de 28 °C de ensaio, onde o ligante apresenta maior valor de recuperação elástica.

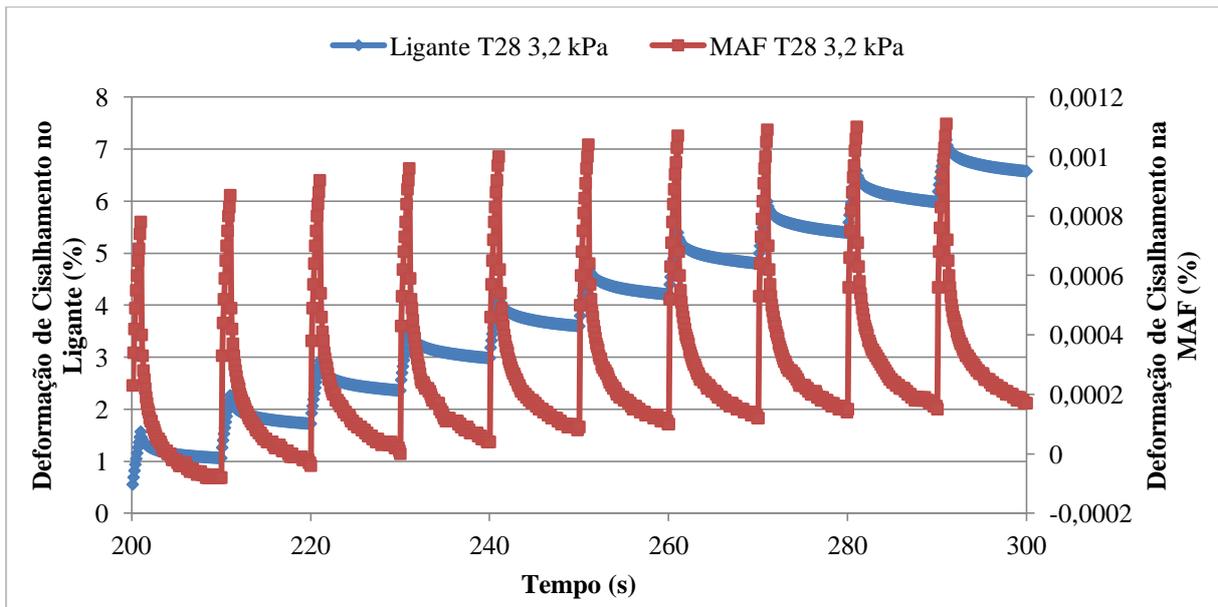


Figura 5-55. Comparação do MSCR entre Ligante e MAF na temperatura de 28 °C e 3,2 kPa de tensão de cisalhamento

Para finalizar esta comparação, foi feito o gráfico da Figura 5-56 abaixo onde é feita a comparação da recuperação elástica em diversas temperaturas para o ligante e para a MAF nas duas tensões do ensaio. É possível ver que na tensão de 3,2 kPa a MAF mantém um valor de recuperação elástica próxima a 95%, não mostrando sensibilidade na medida em que a temperatura é aumentada.

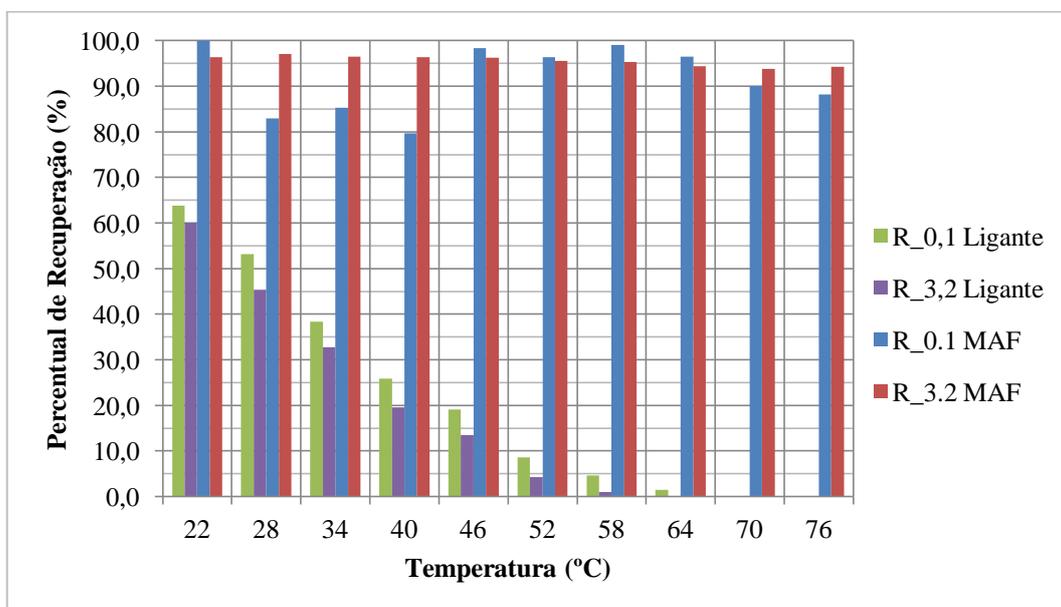


Figura 5-56. Comparação da Recuperação Elástica no MSCR entre Ligante e MAF

### 5.12.2 Tentativa de Simular o Creep Estático no Reômetro

Como um passo intermediário para o entendimento do comportamento à deformação permanente e futura simulação numérica a partir de dados experimentais, se faz necessário o presente ensaio na MAF. Com a impossibilidade de realizar a comparação nos resultados do MSCR e assim fazer alguma previsão sobre a deformação permanente da MAF, foi realizada uma tentativa de simular o ensaio de *Creep* Estático no Reômetro, aplicando-se uma carga de 100 kPa de Tensão de Cisalhamento mantido por 3600 segundos, seguido por um período de 900 segundos de recuperação. Foi considerada a diferença entre um ensaio de cisalhamento e um de tensão axial, levando a diferentes valores de deformação (deformação de cisalhamento vs deformação axial) e de Módulo de Relaxação (Módulo de Relaxação Cisalhante vs Módulo de Relaxação Axial). Ainda sim o ensaio foi realizado com duas amostras, e os valores foram comparados aos valores encontrados para o CBUQ e para a MAF no ensaio axial, apresentado na Figura 5-25 e na Figura 5-26 anteriormente. Os resultados da comparação estão na Figura 5-57 e na Figura 5-58 a seguir.

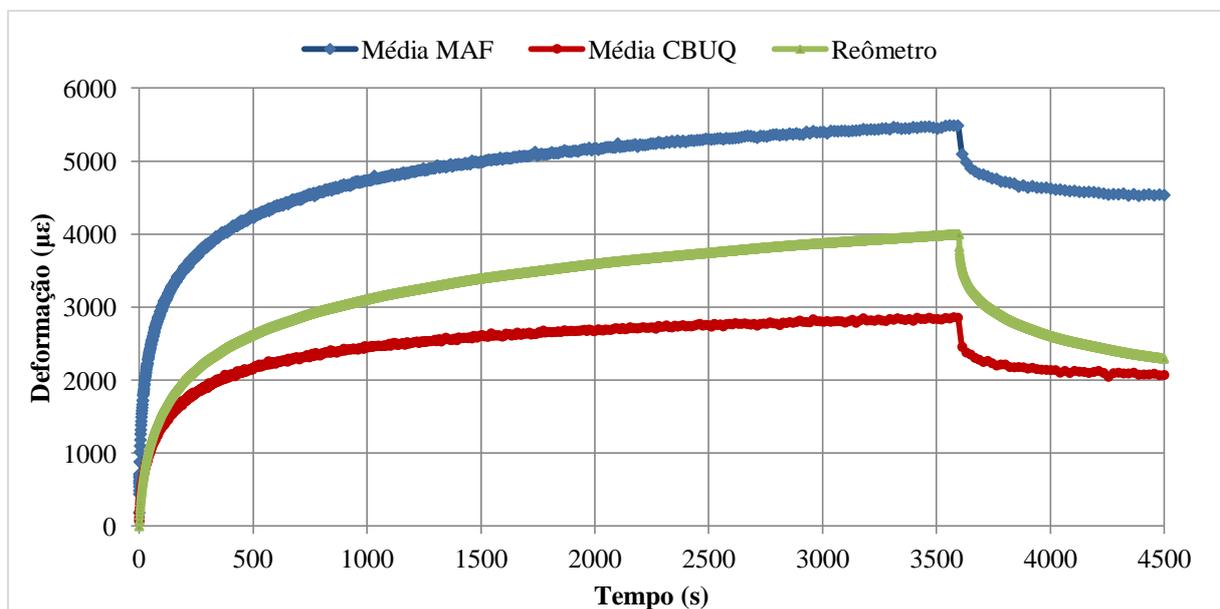


Figura 5-57. Comparação entre os ensaios de *Creep* Estático Uniaxial e Cisalhante

Analisando a figura acima é importante destacar que o ensaio realizado no Reômetro tinha uma tendência maior de continuar a deformação que nos outros dois ensaios axiais. Também apresentou uma recuperação elástica maior que nas outras duas amostras. Entretanto ainda é notável a semelhança entre tais resultados.

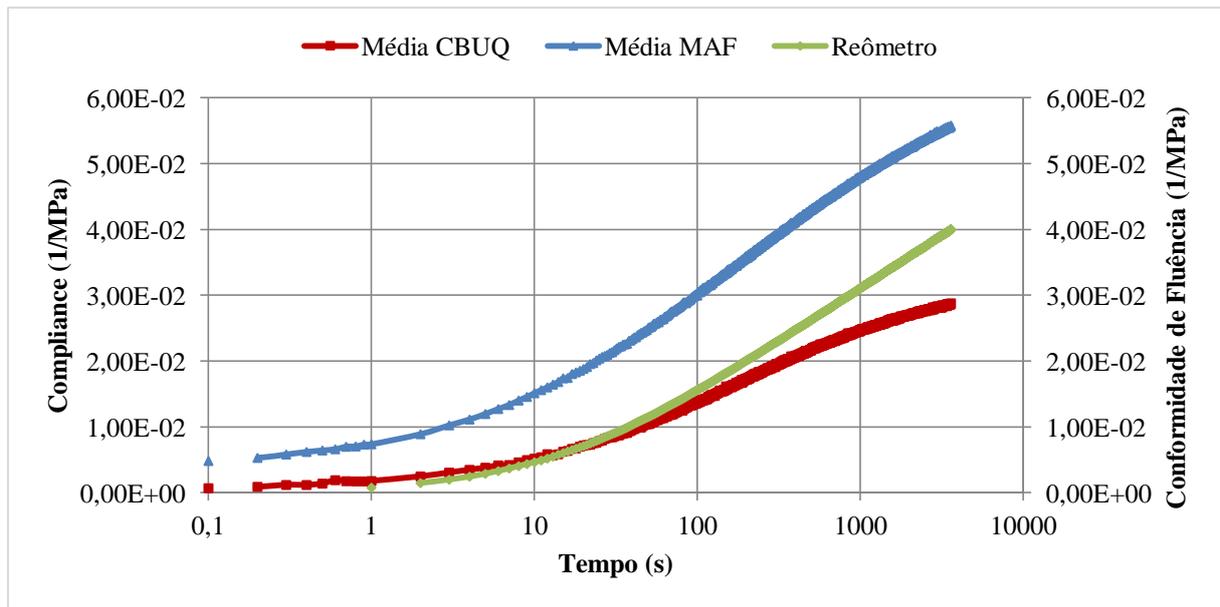


Figura 5-58. Comparação entre o *Creep Compliance* e Conformidade de Fluência

Da mesma forma que acontece na deformação, observa-se na figura acima que enquanto o *Creep Compliance* das amostras de MAF e CBUQ começava a diminuir a inclinação da curva com o passar do tempo, no ensaio realizado no reômetro não acontece isso; a curva apresenta uma inclinação constante, apontando que a derivada naquele ponto é maior que nos outros dois ensaios. Mesmo assim, também é notável a semelhança entre tais resultados.

Sugere-se que mais ensaios sejam realizados no intuito de comparar tais resultados, aumentando o tempo de carregamento tanto no ensaio uniaxial quanto no ensaio cisalhante. Sugere-se também que seja feita uma comparação com o ensaio, por exemplo, *Double Wheel Tracker* - DWT que é um simulador que permite analisar deformações permanentes que de fato acontecem e permite assim traçar um paralelo entre estes três ensaios e o que realmente ocorre em campo.

### 5.12.3 Outros Resultados na Curva Característica

Como dito na metodologia, algumas tentativas de realizar o ensaio de dano foram realizadas seguindo o mesmo protocolo do LAS, variando a deformação à medida que o tempo aumenta. O resultado que mais teve evolução no dano é apresentado na Figura 5-59 abaixo. Também foram feitas algumas tentativas de realizar o ensaio em tensão controlada, mas com a tensão de cisalhamento variando de forma linear assim como acontece com a deformação no ensaio LAS, a 10 Hz e a 1 Hz. Por fim, foi feita uma tentativa com deformação variando em forma de rampa linear, mas com frequência de ensaio de 1 Hz.

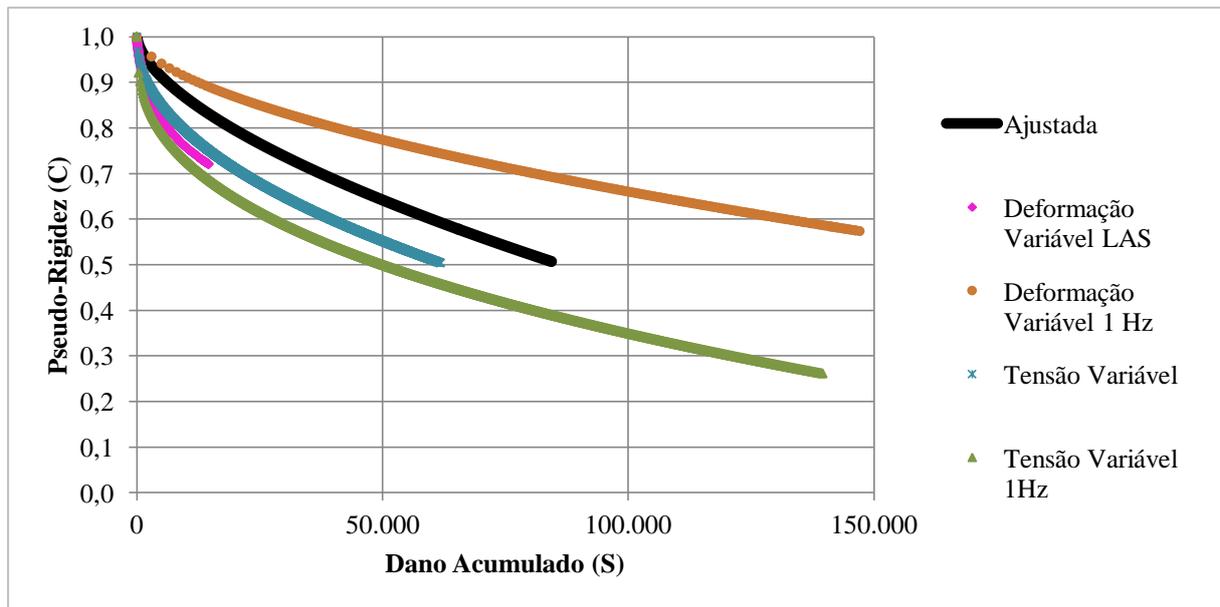


Figura 5-59. Resultado da Evolução do Dano em Ensaios com Deformação ou Tensão Variáveis

Como é possível observar no gráfico da Figura 5-59, o ensaio que seguiu o protocolo LAS teve baixa queda da integridade da amostra, apesar da mais de 36 horas de ensaio. O ensaio com Tensão Variável a 10 Hz se sobrepôs ao resultado do LAS e conseguiu uma queda da integridade maior, mas bem distante dos outros resultados encontrados nesta dissertação (Curva Ajustada). Já quando o ensaio foi realizado com a frequência de 1 Hz e com a deformação variável, seguiu outra trajetória, diferente das demais no gráfico.

Cabe destacar que os ensaios realizados à Tensão Controlada têm uma queda na integridade maior que os ensaios realizados à Deformação Variável, assim como os ensaios realizados a 1 Hz têm evolução melhor dos que realizados a 10 Hz. Castelo Branco (2008) já destaca em sua tese que quando o ensaio é realizado com uma deformação controlada, há risco de a duração ser muito maior, pois à medida que há evolução no ensaio, a amostra tende a suportar mais a fadiga.

## 6 CONCLUSÕES

Neste último capítulo serão apresentadas as conclusões que foram possíveis por meio desta dissertação. Também seguem algumas recomendações para trabalhos futuros.

O objetivo principal deste trabalho, que era definir uma metodologia de avaliação do dano em misturas finas, assim como definir uma dosagem para a realização destes ensaios e adquirir o conhecimento necessário para a compreensão das curvas características e evolução do dano em misturas finas foi atingido. A realização da extração dos Mini CP's para realizar ensaios no Reômetro de Cisalhamento Dinâmico foi possível mediante: a aquisição de ferramentas e peças, a adaptações e utilização de máquinas de outros departamentos.

Destaca-se que não foi necessário congelar a amostra para realizar a extração, evitando-se assim um possível dano por umidade induzida. Ao manter a circulação de água a 4 °C e as velocidades de descida e rotação constantes, ao subir a furadeira radial a amostra simplesmente se soltava da broca diamantada.

Além disso, rotinas de ensaios foram implementadas no equipamento e foram utilizadas para a realização desta dissertação, assim como a criação de planilhas para análise dos resultados do Reômetro. Porém, algumas dificuldades foram encontradas, como, por exemplo, a falta de ferramenta que possibilitasse o corte do CP tipo Marshall antes da extração.

Foi possível, também, comprovar que a Curva Característica é única para cada tipo de mistura, não importando se o ensaio é realizado a 10 Hz ou a 1 Hz, com deformação ou tensão controladas. Porém, a temperatura em que o ensaio é realizado é muito importante, como mostra o cálculo do parâmetro  $\alpha$  a partir da parte central da curva mestra. Também é possível concluir que o parâmetro  $\alpha$  pode ser calculado por diversas metodologias, cabendo ao pesquisador escolher a metodologia que mais se adapte à sua condição de trabalho.

Foi introduzida uma comparação entre a MAF deste trabalho e o CBUQ testado por Mello (2008). Porém, não se pode concluir que: a metodologia de cálculo é que aproximou os resultados, ou se foi a metodologia de dosagem da MAF. No entanto, a metodologia de dosagem da MAF desta dissertação produziu uma mistura em que foi possível realizar os ensaios no reômetro. Contudo, não é possível concluir se esta metodologia é pior ou melhor que outras metodologias, necessitando de mais ensaios para realizar tal comparação.

Não foi possível estabelecer um paralelo entre os ensaios convencionais e os ensaios realizados no reômetro, com exceção do ensaio que simulou o *creep* estático. Talvez uma

análise estrutural em programa de elementos finitos possa auxiliar esta comparação, uma vez que ainda há muitas divergências, por exemplo, se é possível comparar curvas características diretamente, da mesma forma que não é possível comparar as curvas diretamente no ensaio de fadiga à compressão diametral, uma vez que os materiais possuem rigidezes e módulos diferentes. No entanto, os dados fornecidos no ensaio de *Creep* Estático foram utilizados com sucesso em outra dissertação do grupo de pesquisa como propriedades viscoelásticas da parte fina da mistura para estimar a deformação permanente no CBUQ, ao se adicionar também propriedades dos agregados graúdo.

Nesta dissertação também foi realizada uma comparação entre as metodologias de cálculo da pseudo-deformação, mostrando que apesar de haver várias equações e possibilidades, os resultados são equivalentes, não alterando o cálculo do dano das amostras. Cabe, então, ao pesquisador escolher a metodologia que traga mais segurança em suas pesquisas.

Mostrou-se que é inerente ao comportamento de misturas asfálticas a variação inicial da rigidez de cada amostra. Por isso, é muito importante realizar o *fingerprint test* em cada amostra para depois decidir se o ensaio será realizado à tensão ou deformação controlada e qual nível de deformação, ou tensão, será aplicado na amostra durante o ensaio, a fim de otimizar os ensaios realizados na MAF e evitar perdas de corpos de prova. Ainda não há no Brasil uma metodologia única para os ensaios de dano na MAF, porém algumas etapas já estão bem definidas, como a utilização da MAF como num passo intermediário para o entendimento da mistura completa, CBUQ; que foi um dos objetivos deste trabalho.

## **6.1 Recomendações para futuras pesquisas**

A partir do desenvolvimento desta dissertação, algumas recomendações podem ser feitas para trabalhos futuros:

- A preparação da amostra é de extrema influência no resultado final dos ensaios. Recomenda-se fortemente realizar o corte dos CPS tipo Marshall ou tipo Superpave antes de realizar a extração dos Mini CP's;
- É importante realizar os ensaios de evolução do dano em diferentes temperaturas para poder realizar uma comparação entre os resultados. Alguns trabalhos já mencionam que a temperatura de 25 °C pode ser muito alta para análise da fadiga, uma vez que outros mecanismos podem começar a ter grande influência, como a viscoplasticidade;

- Ensaios de Módulo Dinâmico, Fluência Dinâmica, Deformação Permanente Simulada são importantes para poder realizar uma comparação da MAF com as misturas do tipo densas, uma vez que estes ensaios possibilitam uma melhor comparação de resultados, podendo assim concluir qual é a influência real da MAF no comportamento do CBUQ;
- Analisar o efeito de diferentes tipos de agregados e de misturas finas no comportamento da fadiga da MAF, utilizando também ligantes modificados;
- Verificar a influência da forma dos agregados no teor de ligante adotado;
- Analisar o efeito do envelhecimento das amostras no comportamento da fadiga na MAF;
- Adquirir novos suportes metálicos (*holders*) que possibilitem um tamanho maior da amostra, uma vez que 40 mm de altura aumenta muito a rigidez da amostra. A limitação é a câmara de controle de temperatura do Reômetro;
- Utilizar outro critério de falha para analisar o comportamento à fadiga das MAFs, como por exemplo, o  $G^R$  (mudança na taxa de variação da energia liberada média da pseudo-deformação);
- Executar testes com as MAFs em um equipamento com maior capacidade de torque para acelerar a duração do teste e um que aplique ambos os modos de carregamento (uniaxial e cisalhamento), a fim de verificar se este modo de carregamento pode afetar as características de dano e a vida de fadiga das MAFs;
- Realizar mais ensaios no intuito de comparar tais resultados, aumentando o tempo de carregamento tanto no ensaio uniaxial quanto no ensaio cisalhante;
- Comparar os resultados do *Creep* Estático no Reômetro com o ensaio, por exemplo, *Double Wheel Tracker* - DWT que é um simulador que permite analisar deformações permanentes que de fato acontecem e permite assim traçar um paralelo com o que ocorre em campo.

## 7 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Babadopulos, L.F. de A. (2014). A Contribution to Couple Aging to Hot Mix Asphalt (HMA) Mechanical Characterization Under Load-Induced Damage. Dissertação (Mestrado) - Universidade Federal do Ceará.
- Bahia, H., Hanson, D.I., Zeng, M., Zhai, H., Khatri, M.A. & Anderson, R.M. (2001). Characterization of Modified Asphalt Binders in Superpave Mix Design. Nchrp Rep. 459,.
- Bernucci, L.B., Motta, L.M.G., Ceratti, J.A. & Soares, J.B. (2008). Pavimentação asfáltica. Formação Básica para Engenheiros.
- Castelo Branco, V.T.F. (2004). Caracterização de Misturas Asfálticas com o Uso de Escória de Aciaria como Agregado. Dissertação (Mestrado) - Universidade Federal do Rio de Janeiro.
- Castelo Branco, V.T.F. (2008). A unified method for the analysis of nonlinear viscoelasticity and fatigue cracking of asphalt mixtures using the dynamic mechanical analyzer. Tese (Doutorado) - Texas A&M University.
- CNT, C.N. dos T. (2016). Pesquisa CNT de Rodovias 2016: Relatório Gerencial.
- Coutinho, R.P. (2012). Utilização da Parte Fina de Misturas Asfálticas para Avaliação do Dano por Fadiga. Dissertação (Mestrado) - Universidade Federal do Ceará.
- Daniel, J. S. & Kim, Y. R. (2002). Development of a simplified fatigue test and analysis procedure using a viscoelastic, continuum damage model. In Asphalt Paving Technology: In Association of Asphalt Paving Technologists- Proceedings Technical Sessions, 71, 619–650.
- Freire, R.A. (2015). Evaluation of the Coarse Aggregate Influence in the Fatigue Damage Using Fine Aggregate Matrices with Different Maximum Nominal Sizes. Dissertação (Mestrado) - Universidade Federal do Ceará.
- Freire, R.A., F. A. L. Babadopulos, L., T. F. Castelo Branco, V. & Bhasin, A. (2017). Aggregate maximum nominal sizes' influence on fatigue damage performance using different scales. J. Mater. Civ. Eng., 29(8): 04017067.
- García, L.M. (2017). Influência da Argamassa Asfáltica na Fluência de uma Mistura Idealizada. Tese (Doutorado) - Universidade de Brasília.

- Goodrich, J. (2001). Asphaltic Binder Rheology, Asphalt Concrete Rheology and Asphalt Concrete Mix Properties. *J. Assn. Asphalt Paving Technologists*, vol.60, 80-120.
- Gudipudi, P. & Underwood, B.S. (2015). Testing and modeling of fine aggregate matrix and its relationship to asphalt concrete mix. *Transp. Res. Rec. J. Transp. Res. Board*, 2507: 120–127.
- Henning, W.G., O’Connell, R.J. & Sassellov, D.D. (2009). Tidally heated terrestrial exoplanets: viscoelastic response models. *Astrophys. J.*, 707(2): 1000–1015.
- Hintz, C. & Bahia, H. (2013). Simplification of linear amplitude sweep test and specification parameter. *Transp. Res. Rec. J. Transp. Res. Board*, 2370: 10–16.
- Hintz, C. (2012). Understanding mechanisms leading to asphalt binder fatigue. Tese (Doutorado) - University of Wisconsin – Madison.
- Hintz, C., Velasquez, R., Johnson, C., Bahia, H. (2011). Modification and Validation of the Linear Amplitude Sweep Test for Binder Fatigue Specification. *Journal of the Transportation Research Board*, vol. 1, 99-106.
- Huang, Y.H. (1993). Pavement analysis and design. Pearson Education. Upper Saddle River, NJ.
- Johnson, C. M. (2010). Estimating asphalt binder fatigue resistance using an accelerated test method. Tese (Doutorado) - University of Wisconsin-Madison.
- Karki, P. (2014). An integrated approach to measure and model fatigue damage and healing in asphalt composites. Tese (Doutorado) - The University of Texas at Austin.
- Kim, Y., Lee, H.J., Little, D.N., Kim, Y.R. (2006). A Simple Testing Method to Evaluate Fatigue Fracture and Damage Performance of Asphalt Mixtures. *J. Assn. Asphalt Paving Technologists*, vol. 75, 755-788.
- Kim, Y.R. (2006). Inelastic Behavior of Materials and Structures. Notas de Aula.
- Kim, Y.R. (2009). Modeling of Asphalt Concrete. ASCE Press. North Carolina State University.
- Kim, Y.R., Little, D.N. (1990). One-Dimensional Constitutive Modeling of Asphalt Concrete. *Journal of Engineering Mechanics*, vol. 116, 751-772.

- Kim, Y.R. & Little, D.N. (2004). Linear viscoelastic analysis of asphalt mastics. *Journal of Materials in Civil Engineering*, 16(2), 122-132.
- Kim, Y.R., & Little, D. N. (2005). Development of specification-type tests to assess the impact of fine aggregate and mineral filler on fatigue damage (FHWA/TX-05/0-1707-10). Texas Transportation Institute, Texas A & M University System.
- Kim, Y.R., Little, D. & Song, I. (2003). Effect of mineral fillers on fatigue resistance and fundamental material characteristics: mechanistic evaluation. *Transp. Res. Rec.*
- Lee, H.-J. (1996). Uniaxial constitutive modeling of asphalt concrete using viscoelasticity and continuum damage theory. Tese (Doutorado) - North Carolina State University.
- Lee, H.-J., & Kim, Y. R. (1998a). Viscoelastic constitutive model for asphalt concrete under cyclic loading. *Journal of Engineering Mechanics*.
- Lee, H.-J., & Kim, Y. R. (1998b). Viscoelastic continuum damage model of asphalt concrete with healing. *Journal of Engineering Mechanics*.
- Lee, H.-J., Daniel, J.S. & Kim, Y.R. (2000). Continuum damage mechanics-based fatigue model of asphalt concrete. *J. Mater. Civ. Eng.*, 12(May).
- Martins, A.T. (2014). Contribuição para a Validação do Ensaio de Resistência ao Dano por Fadiga para Ligantes Asfálticos. Dissertação (Mestrado) - Universidade Federal do Rio de Janeiro.
- Mello, L.G.R. (2008). A Teoria do Dano em Meio Contínuo no Estudo da Fadiga em Misturas asfálticas. Tese (Doutorado) - Universidade de Brasília.
- Momm, L. (2001). Comportamento Viscoelástico do Concreto Asfáltico. 33<sup>a</sup> Reunião Anual de Pavimentação, 471-487. Florianópolis, SC.
- Motamed, A., Bhasin, A. & Izadi, A. (2012). Fracture properties and fatigue cracking resistance of asphalt binders.
- Ng, A.K.Y. (2017). Avaliação do Comportamento ao Dano por Fadiga de Matrizes de Agregado Fino Preparadas com Ligantes Asfálticos Modificados. Tese (Doutorado) - Universidade de São Paulo – São Carlos.
- Nunes, L.C. (2017). Fadiga de misturas asfálticas descontínuas com asfalto-borracha de 4 geração. Tese de Doutorado - Universidade de Brasília.

- Pamplona, T.F. (2013). Efeito da adição de ácido polifosfórico em ligantes asfálticos de diferentes fontes. Dissertação (Mestrado) – Departamento de Engenharia de Transportes da Escola de Engenharia de São Carlos, da Universidade de São Paulo.
- Park, S. W., & Schapery, R. A. (1997). A viscoelastic constitutive model for particulate composites with growing damage. *International Journal of Solids and Structures*, 34(8), 931–947.
- Park, S. W., Kim, Y. R., & Schapery, R. A. (1996). A viscoelastic continuum damage model and its application to uniaxial behavior of asphalt concrete. *Mechanics of Materials*, 24(4), 241–255.
- Park, S.W., Kim, Y.R. (1998). Analysis of Layered Viscoelastic System with Transient Temperatures. *Journal of Engineering Mechanics*, vol. 124, 223-231.
- Park, S.W., Kim, Y.R., Schapery, R.A. (1996). Viscoelastic Continuum Damage Model and its Application to Uniaxial Behavior of Asphalt Concrete. *Mechanics of Materials*, vol.24 (4), 241-255.
- Pellinen, T. K. (2001). Investigation of the Use of Dynamic Modulus as an Indicator of Hot-Mix Asphalt Performance. Tese (Doutorado) - Arizona State University, Arizona, EUA, 803 pg.
- Pinto, S. (1991). Estudo do Comportamento à Fadiga de Misturas Betuminosas e Aplicação na Avaliação Estrutural de Pavimentos. Tese (Doutorado) - COPPE/Universidade Federal do Rio de Janeiro. Rio de Janeiro, RJ.
- Portela, E. (2011). Análise viscoelástica de materiais asfálticos considerando os efeitos da temperatura e do dano. Dissertação (Mestrado) - Universidade Federal do Ceará.
- Rodrigues, I. A. (2015). Propriedades Reológicas de Asfaltos e Mástiques Modificados com Borracha Moída de Pneus. Projeto Final em Engenharia Civil - Universidade de Brasília.
- Schapery, R. A. (1984). Correspondence principles and a generalized J integral for large deformation and fracture analysis of viscoelastic media. *International Journal of Fracture*, 25(3), 195–223.
- Schapery, R.A. (1990a). A Theory of Mechanical Behavior of Elastic Media with Growing Damage and Other Changes in Structure. *J. Mech. Phys. Solids*, vol. 38, 215-253.

- Schapery, R.A. (1990b). Simplifications in the Behavior of Viscoelastic Composites with Growing Damage. Symposium on Inelastic Deformation of Composite Materials. 193-214. New York, NY.
- Silva, H.N. (2009). Caracterização Viscoelástica Linear de Misturas Asfálticas: Operacionalização Computacional e Análise pelo Método dos Elementos Finitos. Dissertação de Mestrado, Programa de Mestrado em Engenharia de Transportes, Universidade Federal do Ceará. Fortaleza, CE.
- Silva, H.N. (2009). Caracterização viscoelástica linear de misturas asfálticas : operacionalização computacional e análise pelo método dos elementos finitos : 190.
- Soares, J.B. & Souza, F.V. (2003). Considerações sobre módulo resiliente e módulo dinâmico em misturas asfálticas com base na teoria da viscoelasticidade. XII Congr. Ibero Latinoam. Asf., : 14.
- Soares, J.B., Souza, F.V. (2002). Verificação do Comportamento Viscoelástico Linear em Misturas Asfálticas. 16º Encontro de Asfalto. Rio de Janeiro, RJ.
- Sousa, P., Kassem, E., Masad, E. & Little, D. (2012). New design method of fine aggregates mixtures and automated method for analysis of dynamic mechanical characterization data. Constr. Build. Mater., 41: 216–223.
- Souza, F.V., Soares, J.B. (2002). Previsão do Comportamento Mecânico de Misturas Asfálticas a Partir dos Resultados do Ensaio de Creep Estático. XVI Congresso de Pesquisa e Ensino em Transportes, 29-41. Natal, RN.
- Taira, C., Fabbri, G. (2001). Modelação Viscoelástica de Ensaio de Fluência Estática e Dinâmica de Misturas Asfálticas com Asfaltos Convencional e Modificado por Polímero SBS. 33ª Reunião Anual de Pavimentação, 250-265. Florianópolis, SC.
- Teixeira, V.F., Sousa, F.V., Soares, J.B. (2007). Modelagem da Vida de Fadiga e do Acúmulo de Deformações Permanentes em Pavimentos Asfálticos por Meio de um Modelo de Dano Contínuo. Revista Transportes. vol. 15 (2), 17-25.
- Theisen, K.M. (2006). Aplicação do princípio da correspondência elasto-viscoelástica para previsão de deformabilidade de misturas asfálticas : 178.
- Underwood, B., Baek, C. & Kim, Y. (2012). Simplified viscoelastic continuum damage model as platform for asphalt concrete fatigue analysis. Transp. Res. Rec. J. Transp. Res. Board, 2296: 36–45.

- Underwood, B.S. & Kim, Y.R. (2011). Experimental investigation into the multiscale behaviour of asphalt concrete. *Int. J. Pavement Eng.*, 12(4): 357–370.
- Williams, M. L.; Landel, R. F.; Ferry, J. D. (1955). The temperature dependence relaxation mechanism in amorphous polymers and other glass forming liquids. *Journal of ACS*, vol. 77, pp. 3701.
- Yussof, N. (2012). *Modelling the Linear Viscoelastic Rheological Properties of Bituminous Binders*. Tese de Doutorado. University of Nottingham, UK.