

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

**INFLUÊNCIA DA ARGAMASSA ASFÁLTICA NA FLUÊNCIA
DE UMA MISTURA IDEALIZADA**

LIOSBER MEDINA GARCÍA

ORIENTADOR: MÁRCIO MUNIZ DE FARIAS, PhD
COORIENTADOR: CARLOS A. RECAREY MORFA, Dr

TESE DE DOUTORADO EM GEOTECNIA
PUBLICAÇÃO: G.TD-134/17

BRASÍLIA / DF: JUNHO /2017

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

**INFLUÊNCIA DA ARGAMASSA ASFÁLTICA NA FLUÊNCIA DE UMA
MISTURA IDEALIZADA**

LIOSEBER MEDINA GARCÍA, MSc

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

Aprovada por:

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

Carlos Alexander Recarey Morfa, DSc (UCLV)
(COORIENTADOR)

Luiz Guilherme Rodrigues de Mello, DSc (UnB)
(EXAMINADOR INTERNO)

Lilian Ribeiro de Rezende, DSc (UFG)
(EXAMINADOR EXTERNO)

Francisco Evangelista Júnior, PhD (UnB)
(EXAMINADOR EXTERNO)

BRASÍLIA/DF, 27 de junho de 2017.

FICHA CATALOGRÁFICA

MEDINA, LIOSBER GARCÍA

Influência da argamassa asfáltica na fluência de uma mistura idealizada
[Distrito Federal] 2017

xii, 114 p., 297 mm (ENC/FT/UnB, Doutor, Geotecnia, 2017)

Tese de Doutorado - Universidade de Brasília. Faculdade de Tecnologia.

Departamento de Engenharia Civil

1. Pavimentação

2. Argamassa Asfáltica

3. Viscoelasticidade no tempo

4. Modelos numéricos heterogêneos

I. ENC/FT/UnB

II. Título (série)

REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

MEDINA, L.G. (2014). Influência da argamassa asfáltica na fluência de uma mistura idealizada. Tese de Doutorado, Publicação G.TD-134/17, Departamento de Engenharia Civil, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 114 p.

CESSÃO DE DIREITOS

NOME DO AUTOR: Liosber Medina García

TÍTULO DA TESE DE DOUTORADO: Influência da argamassa asfáltica na fluência de uma mistura idealizada

GRAU/ANO: Doutor/2017

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

Liosber Medina García

Universidade de Brasília, Secretaria de coordenação de Pós-Graduação em Geotecnia
Campus Darcy Ribeiro, Departamento de Engenharia Civil e Ambiental – Prédio SG-12
Universidade de Brasília

CEP 700.882.381-99 – Brasília/DF

SQN 411 Bl. C Apto 01 – Asa Norte

liosber.medina83@yahoo.com

DEDICATÓRIA

Dedico essa tese aos meus pais, irmão e filho, por serem minha fonte de inspiração e minha fortaleza para concluir este trabalho com sucesso.

Agradecimentos

Agradeço aos meus pais, Pablo e Nancy, pelo incentivo, dedicação e as contribuições na minha vida.

Ao meu irmão, Liosvany, que me ajudou a lutar por meus objetivos desde criança.

Ao meu filho, Erik, por ter me tornando um pai capaz de encarar desafios para proporcionar uma vida melhor a ele.

Agradeço a minha namorada, Cinthia, por sua compreensão, apoio e amor, que me ajudou a seguir com os meus objetivos de vida.

Aos orientadores, Márcio e Recarey pelo apoio, incentivo e confiança durante o desenvolvimento deste trabalho acadêmico.

Aos Professores e amigos Bonilla e Irvin pela força e apoio incondicional nos momentos difíceis.

A minha prima Janny e seu esposo Renato pelo apoio emocional.

A Eduarda e Velton pela amizade e força ofertada durante este período.

Agradeço aos amigos cubanos e brasileiros que estiveram ao meu lado nesta caminhada.

Aos pesquisadores do Infralab, Juan, Letícia, Igor Rodrigues, Juliana, Igor Amorin, Elizabeth, Nelson, Simone, Ferney, Alexandra e Robinson pelas contribuições técnicas, profissionais e ao companheirismo.

A equipe do Infralab, Dona Jô, Sr.Luís, Sr. Geraldo, Sr. Gilson e Gustavo que contribuíram nos detalhes para facilitar meu trabalho.

RESUMO

O objetivo desta pesquisa é o estudo experimental e numérico da influência da argamassa asfáltica na fluência de uma mistura idealizada. Esta argamassa é a mistura de agregados miúdos calcários dolomíticos com tamanho máximo nominal #10 (2,00mm) e um ligante asfáltico modificado por polímeros tipo PG 76-22. A campanha experimental no primeiro momento é focada na obtenção do teor de ligante ótimo para a mistura de argamassa asfáltica. Para definir o teor de ligante foram fabricados vários mini corpos de prova (MCP) com dimensões de 50mm de diâmetro e aproximadamente 35mm de altura. A fabricação destes MCPs implicou a calibração de um método de compactação estático, mostrando bons resultados na repetitividade das suas propriedades físicas e volumétricas. Estes MCPs foram submetidos a ensaios de fluência estática com o objetivo de determinar a variação das suas propriedades viscoelásticas, representadas por série de Prony, com respeito às propriedades volumétricas. É verificada através de um material idealizado a influência do volume de agregado graúdo na variação das propriedades viscoelásticas. Para atingir este objetivo foram produzidos MCPs compostos da argamassa asfáltica e esferas de aço de 12mm que simulam o agregado graúdo. Aplicando o método dos elementos finitos (MEF), são simulados os MCPs, como um meio contínuo homogêneo equivalente, cujas propriedades constitutivas são determinadas pelos parâmetros da série de Prony. Os MCPs que contêm esferas de aço são simulados como um material bifásico e trifásico. O modelo bifásico é composto de argamassa asfáltica e esferas de aço, enquanto que o modelo trifásico adiciona uma terceira fase que é o volume de vazio. Na medida que são incrementadas as fases no modelo numérico aumenta a exatidão dos resultados se comparado com os valores experimentais. Este resultado foi quantificado através da diminuição da média do erro relativo, sendo 8%, 5% e 2% para os modelos homogêneo equivalente, bifásico e trifásico, respectivamente. É analisada também a mudança no comportamento do composto em função da variação da posição do material rígido. É estudada numericamente a influência da interface entre a argamassa asfáltica e as esferas de aço. Esta interface é analisada com e sem a presença de atrito entre as superfícies, demonstrando a mudança no comportamento do composto com a variação do coeficiente de atrito. Os estudos numéricos e experimentais realizados comprovam a hipótese levantada de que o comportamento sob fluência da mistura idealizada é controlada pelos parâmetros viscoelásticos da fase representada pela a argamassa asfáltica.

ABSTRACT

The aim of this research is to carry out an experimental and numerical study of the influence of the asphaltic mortar into the fluency of an idealized mixture. This mortar is a blend of small calcareous dolomitic aggregates with maximum nominal size #10 of 2,00mm, and an asphaltic binder modified by type PG 76-22 polymers. The experimental design aimed at obtaining the optimal proportion of binder for the mixture of asphaltic mortar since the beginning. Several mini samples (MS) were prepared in order to define the binder proportion, having dimensions of 50mm of diameter and approximately 35mm of height. The fabrication of these MSs implied the calibration of a static compaction method, showing good results in the reproduction of the physical and volumetric properties. These MSs were submitted to static fluency tests with the aim of measuring the variation of their viscoelastic properties, represented by a Prony series, with respect to the volumetric properties. The influence of the volume of gross aggregate in the variation of the viscoelastic properties is verified by using an idealized material. To do so, several MSs consisting in asphaltic binder and steel spheres having diameter of 12 mm, simulating the gross aggregate, were produced. The behaviour of the MSs is simulated with the Finite Element Method (FEM), considering them as an equivalent continuum whose constitutive properties are determined by the coefficients of the Prony series. The MSs containing steel spheres are modeled as a biphasic and triphasic material. The biphasic model consists of asphaltic mortar and steel spheres, and the triphasic model contains a third phase that is the empty volume. The accuracy of the results increases as the number of phases of the numerical model increases too, when compared with the experimental values. This result was observed with a decrease of the mean relative error, which was 8%, 5% and 2% for the equivalent homogeneous, biphasic and triphasic models respectively. The changes of the mixture caused by the variation of the rigid material are also analyzed. The influence of the interface between the asphaltic mortar and the steel spheres is numerically studied. This interface is analyzed with and without the presence of friction between the surfaces, showing a change in the behaviour of the mixture with the variation of the friction coefficient. The numerical and experimental studies confirm the hypothesis made.

ÍNDICE

1	INTRODUÇÃO.....	1
1.1	Problema de pesquisa.....	3
1.2	Hipótese.....	3
1.3	Objetivo Geral.....	4
1.3.1	Objetivos Específicos:.....	4
1.4	Estrutura do trabalho.....	4
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	6
2.1	Estudos experimentais da argamassa no desempenho mecânico das misturas asfálticas.....	6
2.1.1	Dosagem da argamassa asfáltica.....	9
2.2	Modelagem constitutiva de misturas asfálticas.....	12
2.2.1	Modelos Reológicos simples.....	12
2.2.2	Outros modelos reológicos.....	13
2.3	Viscoelasticidade linear em misturas asfálticas.....	14
2.3.1	Princípio da Superposição Tempo Temperatura.....	18
2.3.2	Ajuste de dados experimentais com séries de Prony.....	19
2.3.3	Interconversão das funções de propriedades de misturas asfálticas no domínio do tempo.....	21
2.3.4	Caracterização das propriedades viscoelásticas no domínio do tempo.....	23
2.4	Modelagem numérica.....	23
2.5	O problema da escala.....	25
2.6	Estudos numéricos do comportamento de misturas asfálticas.....	27

2.6.1	Software para modelos numéricos	31
3	MATERIAIS E MÉTODOS	33
3.1	Metodologia da pesquisa	34
3.2	Caracterização dos materiais	35
3.2.1	Caracterização do Material Rígido (Esferas de Aço 12 mm)	35
3.2.2	Caracterização dos agregados	35
3.2.3	Caracterização física do ligante asfáltico.....	37
3.2.4	Caracterização Reológica dos ligantes com Reômetro de Cisalhamento Dinâmico (DSR)	40
3.2.5	Misturas asfálticas.....	44
3.2.6	Incorporação do Material Rígido	46
3.3	Ensaio de Fluência Estática (<i>Creep Compliance</i>)	49
3.4	Descrição dos modelos numéricos	51
3.4.1	Modelo constitutivo	52
3.4.2	Carregamento e condições de contorno	52
3.4.3	Análises de variáveis no modelo heterogêneo	53
4	ANÁLISE E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS EXPERIMENTAIS	55
4.1	Caracterização dos materiais	55
4.1.1	Ensaio de caracterização aos agregados.....	55
4.1.2	Ensaio de caracterização convencional dos ligantes asfálticos	56
4.1.3	Ensaio de caracterização reológica dos ligantes asfálticos	57
4.2	Calibração do método de compactação	61
4.2.1	Características dos MCP produzidos com inclusões de esferas de aço	65

4.3	Ensaio de fluência estática (<i>Creep Compliance</i>).....	66
4.3.1	Variação dos coeficientes da série de Prony em função do teor de ligante e o volume de vazio da mistura	67
4.3.2	Variação dos parâmetros da série de Prony em função do volume de material rígido.....	72
5	RESULTADOS DAS ANÁLISES NUMÉRICAS	77
5.1	Calibração dos modelos numéricos.....	77
5.2	Modelos numéricos homogêneos	80
5.3	Modelos numéricos heterogêneos	84
5.3.1	Modelos numéricos heterogêneos contínuos bifásicos	84
5.3.2	Modelos Numéricos Heterogêneos Contínuos Bifásicos. Influência da posição das esferas de aço.....	87
5.3.3	Modelos numéricos heterogêneos contínuos trifásicos.....	90
5.3.4	Modelos numéricos heterogêneos com interface	94
6	CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA PESQUISAS FUTURAS	98
6.1	Conclusões	98
6.2	Sugestões para pesquisas futuras.....	102
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	104
	APÊNDICE I	112

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 3.1 Especificações das misturas asfálticas segundo (DNIT ES 032, 2004)	36
Tabela 3.2. Ensaio de Caracterização do CAP. (Quiñones 2014 Modificado)	37
Tabela 3.3. Ensaio de Caracterização Reológica dos ligantes.	38
Tabela 3.4 Volume e distribuição do material rígido (Esferas de aço diâmetro 12 mm)	47
Tabela 4.1. Resultados dos ensaios de caracterização dos agregados	56
Tabela 4.2. Resultados dos ensaios de caracterização dos ligantes asfálticos.	57
Tabela 4.3. Resultados da recuperação e o compliâncias não recuperável para 0.1 e 3.2 kPa.	60
Tabela 4.4. Resultados da diferença percentual entre as compliâncias 0.1 e 3.2 kPa.	61
Tabela 4.5. Coeficientes das funções de ajuste linear da calibração da compactação estática	63
Tabela 4.6. Média das propriedades físicas e volumétricas das misturas produzidas variando o teor de ligante e a força de compactação.	63
Tabela 4.7. Determinação do carregamento aplicado para satisfazer as especificações do material tipo AAUQ	64
Tabela 4.8. Propriedades da mistura 9% de ligante compactada a 40kN	64
Tabela 4.9. Média das propriedades físicas e volumétricas dos MCP que incluem esferas de aço na fabricação	65
Tabela 4.10. Valores de erro da regressão para as misturas produzidas	68
Tabela 4.11. Coeficientes das funções de ajustes dos parâmetros D_i	71
Tabela 4.12. Parâmetros da série de Prony para teores de ligante de 6%, 8%, 10% e 12%	71
Tabela 4.13. Valores estatísticos do erro relativo	73
Tabela 4.14. Coeficientes da série de Prony para as misturas compostas por massa asfáltica e esferas de aço.	75
Tabela 4.15. Coeficientes das funções de ajustes dos parâmetros D_i	76

Tabela 5.1 Tipo de Elementos finitos utilizados	77
Tabela 5.2. Parâmetros da função Relaxação dos MCPs compostos de argamassa	80
Tabela 5.3. Parâmetros da série de Prony da função Relaxação para os compósitos com Aço	80
Tabela 5.4. Coeficientes das funções de ajustes dos parâmetros E_i	81
Tabela 5.5. Valores do erro relativo dos resultados dos modelos numéricos com respeito aos valores experimentais.	87
Tabela 5.6 Erro Relativo dos modelos numéricos com interfase	96
Tabela 0.1. Coeficientes das funções de ajustes dos parâmetros D_i Argamassa com 6% de Ligante	112
Tabela 0.2. Coeficientes das funções de ajustes dos parâmetros D_i Argamassa com 10% de Ligante	113
Tabela 0.3. Coeficientes das funções de ajustes dos parâmetros D_i Argamassa com 12% de Ligante	114

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1.1. Estrutura interna do Concreto Asfáltico (CA) (modificado-Kim, 2007).	1
Figura 2.1. Fases do concreto asfáltico.	11
Figura 2.2. Elementos físicos para simular os modelos mecânicos. Fonte(modificado-Koohmishi, 2013)	13
Figura 2.3 Representações gráfica das propriedades viscoelásticas. a) Módulo de Relaxação.	16
Figura 2.4. Diagrama vetorial para as funções complexas D^* e E^* (Schapery, 1978 apud Evangelista Jr, 2006)	18
Figura 2.5. Efeito isolado dos coeficientes da série de Prony. Fonte (Sousa & Soares, 2007).	20
Figura 2.6 Quadro metodológico do processo de modelagem (modificado-Recarey, 1999)	24
Figura 2.7. Relação entre as diferentes escalas e técnicas de modelação numérica. (modificado-Kim, 2007).	25
Figura 3.1. Fluxograma da Metodologia da Pesquisa	34
Figura 3.2. Granulometria Adotada para a "Massa" de agregados	36
Figura 3.3. Viscosímetro Brookfield DV-E modelo RVDVEA115.	39
Figura 3.4. Determinação da temperatura de usinagem e compactação	40
Figura 3.5. Dynamic Shear Rheometer (DSR)	40
Figura 3.6. Moldagem dos mini-corpos de prova.	45
Figura 3.7. Sequência da fabricação dos micro corpo de prova.	46
Figura 3.8. Ensaio de fluência estática na temperatura 25°C em andamento.	50
Figura 3.9. Esquema dos modelos numéricos.	51
Figura 3.10. Malhas para os modelos Bifásicos.	54
Figura 4.1. Curva mestre dos ligantes asfálticos.	58
Figura 4.2. Resultados do Ensaio LAS após RTFOT.	60
Figura 4.3. Variação do volume de vazio em função do carregamento aplicado para vários teores de ligante asfálticos.	62

Figura 4.4. Resultado experimental	66
Figura 4.5. Série de Prony para função <i>Creep Compliance</i> .	67
Figura 4.6. <i>Creep Compliance</i> para diferentes teores de ligante e volume de vazios.	69
Figura 4.7. Variação dos parâmetros da série de Prony com respeito ao volume de vazios.	70
Figura 4.8. Deslocamento versus tempo com distribuição aleatória.	74
Figura 4.9. Variação dos coeficientes D_i em função do volume de esferas.	76
Figura 5.1. Processo de convergência da malha.	78
Figura 5.2. Função Creep Compliance $D(t)$ e Relaxação $E(t)$.	79
Figura 5.3. Variação dos parâmetros E_i em função do volume de esferas.	82
Figura 5.4. Resultados do deslocamento vertical dos modelos numéricos para sólido contínuo homogêneo.	83
Figura 5.5. Comparação entre os modelos numéricos homogêneo contínuo equivalente e heterógeno bifásico para o MCP A-3-12mm.	85
Figura 5.6. Resultados dos deslocamentos verticais das simulações contínuo equivalente e heterógeno bifásico	85
Figura 5.7. Comparação dos deslocamentos experimentais com as simulações numéricas.	86
Figura 5.8. Esquema das posições aleatórias para as esferas de aço dentro do composto.	88
Figura 5.9. Deslocamento dos modelos bifásicos com distribuição aleatória as esferas de aço.	89
Figura 5.10. Resultados dos modelos bifásicos com distribuição aleatória as esferas de aço.	89
Figura 5.11. Deslocamento no tempo dos modelos bifásicos com distribuição aleatória as esferas de aço.	90
Figura 5.12. Resultados dos modelos numéricos considerando o volume de vazios da argamassa.	91
Figura 5.13. Resultado do análises numérico do diâmetro dos vazios.	92

Figura 5.14. Esquema de distribuição do vazio e resultados do deslocamento em escala de cores do MCP A-15-12mm ORG	93
Figura 5.15. Resultados dos modelos numéricos trifásicos a	94
Figura 5.16. Resultados numéricos do deslocamento no tempo variando o coeficiente de atrito MCP A-3-12mm.	95
Figura 5.17. Resultados numéricos do deslocamento variando o coeficiente de atrito.	96
Figura 5.18. Resultados numéricos do deslocamento no tempo variando o coeficiente de atrito MCP A-15-12mm ORG.	97
Figura 0.1. Variação dos parâmetros da série de Prony com respeito ao volume de vazios teor de ligante 6%.	112
Figura 0.2. Variação dos parâmetros da série de Prony com respeito ao volume de vazios teor de ligante 10%.	113
Figura 0.3. Variação dos parâmetros da série de Prony com respeito ao volume de vazios teor de ligante 12%.	114

LISTA NOMENCLATURA E ABREVIACÕES

AASHTO	American Association of State Highway and Transportation Officials
AAUQ	Areia Asfalto Usinada a Quente
ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
ALE	Distribuição aleatória de esferas de aço
apud	Citado por
ASTM	American Society for Testing and Materials
CAM	Modelo de Christensen Anderson and Marasteanu
CAP	Cimento Asfáltico de Petróleo
CBUQ	Concreto Betuminoso Usinado a Quente
cm	Centímetro
cm ²	Centímetro quadrado
DMT	Massa específica máxima teórica
DNER	Departamento Nacional de Estradas de Rodagem
DNIT	Departamento Nacional de Infraestrutura de Transportes Difração
DMA	Dynamics Mechanical Analysis
DSR	Dynamic Shear Rheometer
EM	Especificação de Material
ES	Escola Politécnica da Universidade de São Paulo
et al.	e outros
GPa	Giga Pascal
INFRALAB	Laboratório de Infraestrutura
LAS	Linear Amplitude Sweep
kgf	Quilograma força
kN	Quilo Newton
kPa	Quilo Pascal
LMP/UFC	Laboratório de Mecânica dos Pavimentos da Universidade Federal do Ceará
MAE	Média do erro absoluto
MCP	Mini Corpo de Prova
ME	Método de Ensaio
mm	Milímetros
MPa	Mega Pascal
MSCR	Multiple Stress Creep and Recovery
NBR	Norma Brasileira
PG	Performance Grade
R ²	Coefficiente de correlação linear
RBV	Relação betume-vazios
RTFOT	Rolling Thin Film Oven Test
RMSE	Root Mean Squared Error
rpm	Revoluções por minuto
Sp	spindle
Superpave	Superior Performing Asphalt Pavements
UnB	Universidade de Brasília

VAM
VCB
VECD
V_v

Vazios de agregado mineral
Vazios cheios de betume
Viscoelastic Continuum Damage
Volume de vazios

LISTA DE SÍMBOLOS

a_T

Fator de deslocamento da curva mestra

C_i

Coefficientes experimentais da curva característica

cP

Centipoise

Da

Dano

Df

dano na ruptura

D(t)

Creep Compliance

D₀

Termo independente do tempo na Serie de Prony para Creep Compliance

$|D^*|$

Fluência complexa

$|D'|$

Fluência de armazenamento

$|D''|$

Fluência de perda

e_{rel}

Erro realtivo

E

Modulo de Young

E(t)

Módulo de relaxação

E*

Módulo de complexo

E'

Módulo de armazenamento

E''

Módulo de perda

$|E^*|$

Módulo dinâmico

E_∞

Termo independente do tempo na Serie de Prony para Relaxação

G(t)

Módulo de Cisalhamento no tempo

G*

Módulo cisalhante complexo

$|G^*|$

Módulo dinâmico cisalhante

K(t)

Módulo de volumétrico no tempo

t

Tempo

t_r

Tempo de carregamento na temperatura de referência

Y_i

Valor exato estimador

Ŷ_i

Valor da regressão ou estimado

°C

Graus Celsius

α

Coefficiente da lei de evolução do dano

β

Parâmetro da curva sigmoidal

ε

Deformação

ε₀

Amplitude de deformação

δ

Ângulo de fase

λ

Parâmetro do modelo CAM

ω

Frequência angular

ω_r

Frequência angular reduzida

τ_i

ρ_i

ν

Tempos de retardação

Tempos de relaxação

Coefficiente de Poisson

CAPÍTULO I

1 INTRODUÇÃO

O pavimento é uma estrutura de múltiplas camadas com espessuras finitas, nas quais, tradicionalmente, a qualidade (resistência e rigidez) do material de construção que as compõe decresce com a profundidade. Os pavimentos asfálticos são compostos, no mínimo, por uma camada de concreto asfáltico na superfície e por uma camada de base, geralmente granular.

Na Figura 1.1, mostra-se que as misturas asfálticas são materiais heterogêneos complexos compostos de vazios (ar), cimento asfáltico de petróleo (CAP) e agregados. Denomina-se “mástique” à mistura de ligante asfáltico e materiais finos (ou filer), em geral, considerados como partículas que passam na peneira n° 200, isto é, grãos com tamanho nominal inferior a 75 microns. A distribuição dessas três fases e suas interações definem as propriedades mecânicas dos concretos asfálticos (CA) e contribuem, significativamente, na capacidade de carga e a durabilidade dos pavimentos asfálticos (Zezelew, 2008).

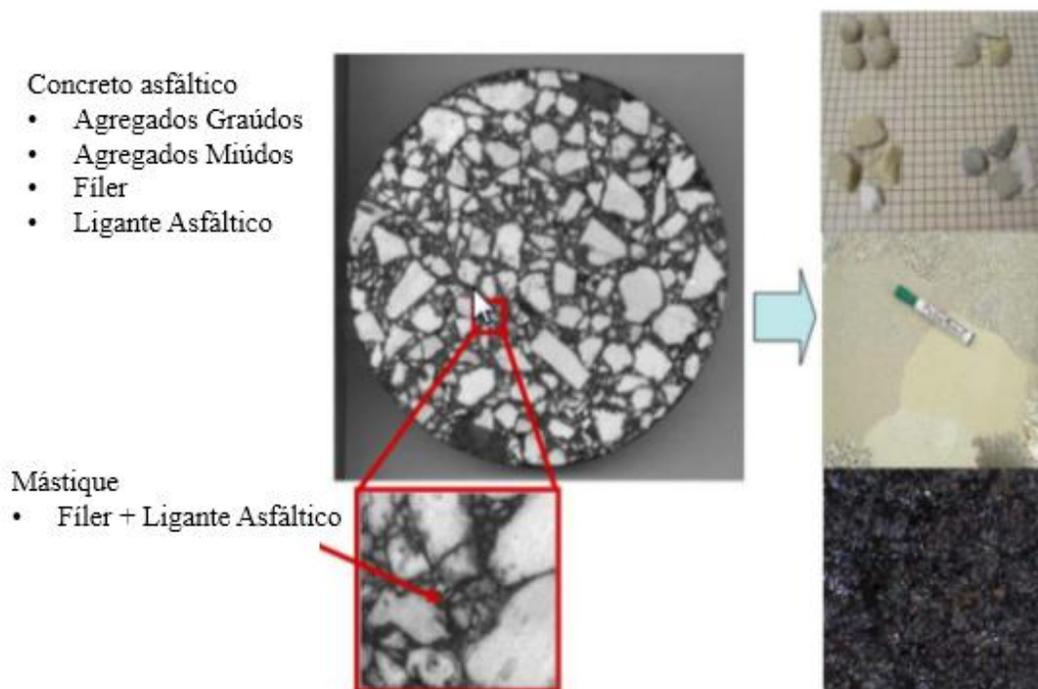


Figura 1.1. Estrutura interna do Concreto Asfáltico (CA) (modificado-Kim, 2007).

A capacidade de carga de concreto asfáltico advém principalmente do atrito por intertravamento e contato agregado-agregado. O mástique desempenha o papel de manter a cimentação das partículas agregadas em conjunto e preencher os vazios entre as partículas. A interação vazios-mástique-agregado é altamente complexa e afeta o comportamento de deformação permanente dos pavimentos. Assim, a microestrutura do concreto asfáltico da camada de revestimento tem um papel significativo no desempenho dos pavimentos.

De acordo com Kim (2009), as patologias de um pavimento podem ser categorizadas fundamentalmente em dois grupos principais: trincas e deformações permanentes. As deformações e a propagação de trincas nas misturas asfálticas são afetadas por fatores tais como taxa de carregamento, tempo de carregamento, período de repouso, temperatura, estado de tensões, modo de carregamento, o envelhecimento e a umidade. As trincas e fissuras podem ser provocadas por efeitos térmicos ou por fadiga.

As fissuras e deformações permanentes são fenômenos inerentes às escalas menores. O trincamento está relacionado aos fenômenos de microfissuração na mistura asfáltica e a concentração de tensões nas interfaces agregado-ligante, enquanto que o desenvolvimento de deformações permanentes está associado à dissipação de energia provocada pelo comportamento viscoelástico do ligante e pelo acúmulo de microtrincas. Dessa forma, se por um lado, a redução da fração volumétrica de ligante asfáltico na mistura reduz a susceptibilidade à deformações permanentes; o aumento na fração volumétrica de agregados pétreos aumenta a susceptibilidade ao trincamento.

No entanto, em comparação com outros materiais de engenharia, uma característica importante das misturas asfálticas é a natureza complexa e arbitrária de sua composição, o que torna difícil correlacionar as propriedades dos componentes com o comportamento do composto. Segundo os autores Liu et al. (2011), existe um amplo debate sobre a interpretação da relação entre os agregados e o ligante asfáltico. São identificadas três diferentes maneiras de estabelecer as relações entre três fases componentes das misturas asfálticas: (1) agregados graúdos, miúdos e fíler mineral compõem a primeira, a segunda fase é composta pelo ligante asfáltico e a terceira corresponde aos vazios; (2) a primeira fase corresponde aos agregados graúdos e miúdos, a segunda fase é composta da mistura de fíler mineral e ligante asfáltico (mástique asfáltico) e a terceira corresponde igualmente aos vazios; (3) a primeira fase é composta unicamente pelos

agregados graúdos, a segunda fase corresponde à mistura de agregados finos, fíler mineral e ligante asfáltico e a terceira novamente corresponde aos vazios. É interessante que, no caso da terceira relação a segunda fase é equivalente as misturas tipo areia asfalto (AAUQ) produzidas no Brasil. Os autores Kim et al. (2003), Kim et al. (2010), Castelo Branco (2008), Aragão et al. (2011) Vasconcelos et al. (2011), Coutinho (2012), Izadi (2012), You et al. (2012), Nabizadeh (2015) e Nabizadeh et al. (2017) estudam a influência desta fase no desempenho mecânico nas misturas asfálticas denominam a mistura composta também por agregados miúdos, fíler mineral e ligante asfáltico como Matriz de Agregados Finos (MAF). Ante a grande discussão sobre a nomenclatura da mistura de agregados finos, fíler e ligante asfáltico, para o caso desta pesquisa, decidiu-se denominá-la de argamassa asfáltica. Aragão et al. (2011), Kim & Aragão (2013), Im et al. (2014) e Aragão et al. (2017) estudam a desde o ponto de vista numérico e experimental a influencias das misturas asfálticas finas no desempenho mecânico de concretos asfálticos.

1.1 Problema de pesquisa

A partir das potencialidades da modelagem numérica em várias escalas, pretende-se estudar o comportamento das misturas asfálticas e comparar estas simulações com ensaios de laboratório com o fim de estabelecer relações entre as propriedades viscoelásticas e as propriedades físicas e volumétricas da mistura asfáltica.

Sendo assim, o problema estudado se refere em como determinar a influência da argamassa asfáltica sobre o comportamento viscoelástico no domínio do tempo de misturas asfálticas idealizadas, tendo por base ensaios de fluência estática e a sua modelação numérica?

1.2 Hipótese

A Hipotese da pesquisa é considerar que a partir das potencialidades de modelos numéricos comparados com ensaios de laboratório é possível verificar a influência da argamassa asfáltica e suas propriedades físicas e volumétricas no desempenho viscoelástico no domínio do tempo de misturas asfálticas idealizadas.

1.3 Objetivo Geral

O objetivo geral da tese é determinar a influência das propriedades físicas da argamassa asfáltica na fluência estática de um material idealizado que simula misturas asfálticas a partir de modelos numéricos em 3D e de ensaios de laboratório.

1.3.1 Objetivos Específicos

Como objetivos específicos, tem-se:

- Determinar, através de ensaios de fluência estática, a influência das propriedades volumétricas da argamassa asfáltica no comportamento viscoelástico no tempo de um material idealizado.
- Realizar simulações numéricas dos ensaios de laboratório do material idealizado como um corpo homogêneo contínuo equivalente, utilizando o método de elementos finitos (MEF).
- Realizar simulações numéricas dos ensaios de laboratório do material idealizado, assumindo um corpo heterogêneo de várias fases e utilizando o método de elementos finitos (MEF).
- Analisar, através dos modelos numéricos, a influência da composição do material idealizado no seu comportamento viscoelástico no tempo.

1.4 Estrutura do trabalho

O trabalho é estruturado em seis capítulos conforme descrito:

- Capítulo 1: Apresenta uma breve introdução ao tema em estudo, a metodologia da pesquisa composta pelo problema de pesquisa, a hipótese, e os objetivos.
- Capítulo 2: Neste capítulo é analisado o estado da arte sobre a influência da porção fina no comportamento de misturas asfálticas. São estudadas algumas premissas da modelação numérica em misturas asfálticas assim como teorias da viscoelasticidade linear no domínio no tempo.
- Capítulo 3: Descrevem-se os critérios, normas de execução, aparelhos utilizados, e materiais empregados na execução dos experimentos de laboratório. São estabelecidos também os critérios na geração dos modelos numéricos.

- Capítulo 4: Apresentam-se e discutem-se os resultados obtidos nos ensaios de laboratório, estabelecendo-se relações entre o desempenho viscoelástico no tempo e as propriedades volumétricas tanto da argamassa asfáltica como da mistura do material idealizado.
- Capítulo 5: Apresentam-se e discutem-se os resultados obtidos com os modelos numéricos, verificando a influência das propriedades volumétricas do material idealizado no seu desempenho viscoelástico no domínio do tempo.
- Capítulo 6: Detalham-se as conclusões obtidas a partir dos ensaios de laboratório e os modelos numéricos realizados, além de sugestões para pesquisas futuras.

CAPÍTULO II

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Neste capítulo é analisado o estado da arte sobre a influência da porção fina no desempenho mecânico de misturas asfálticas. Citam-se os principais estudos experimentais e numéricos com este escopo e que tenham interesse direto para a tese

2.1 Estudos experimentais da MAF no desempenho mecânico das misturas asfálticas

De acordo com Liu et al. (2011), o desempenho geral da mistura asfáltica é significativamente impactado pelas distribuições espaciais de seus constituintes. Em geral, os principais desafios do projeto de mistura asfáltica atualmente estão baseados na compreensão de três aspectos fundamentais: (1) o impacto das propriedades dos materiais componentes; (2) a influência das percentagens volumétricas ou de peso dos componentes; (3) o impacto de métodos de compactação da mistura, como compactação giratória e compactação de campo. Vale ressaltar que os métodos tradicionais de projeto de mistura asfáltica se concentraram nas propriedades da mistura, sem considerar como contribuem individualmente os materiais componentes nas propriedades do composto. O escopo desta pesquisa centra-se na influência da porção fina (argamassa asfáltica) na fluência estática de misturas asfálticas, já que de acordo com vários pesquisadores Kim et al. (2003), Kim et al. (2010), Masad et al. (2008), Izadi (2012), Nabizadeh (2015) essa fase exerce um papel substancial nas características e posterior desempenho dos concretos asfálticos.

Estudos desenvolvidos fundamentalmente na universidade de Texas A&M propõem procedimentos experimentais a serem realizados na porção fina da mistura, já que esta fase tem uma estrutura interna relativamente mais uniforme em comparação com os concretos asfálticos (KIM et al., 2003; ZOLLINGER, 2005; CASTELO BRANCO, 2008; MASAD et al., 2008; VASCONCELOS et al., 2011; SOUSA et al., 2013)

A influência da porção fina (MAF) em problemas relacionados fundamentalmente ao dano por fadiga e a propagação de trincas em misturas asfálticas e estudado por Kim et al. (2003), Castelo Branco (2008), Vasconcelos et al. (2011), Coutinho (2012), Izadi (2012) e Nabizadeh (2015).

Kim et al. (2003) realizaram vários testes dinâmicos usando o *Dynamic Shear Rheometer* (DSR) em amostras cilíndricas de areia e asfalto misturadas com aglutinantes puros, mástiques ou ambos para estimar características viscoelásticas e comportamento de fadiga. A pesquisa de Zollinger (2005) centra na avaliação da susceptibilidade de agregados e asfaltos ao dano de umidade através da compreensão dos micromecanismos que influenciam a ligação adesiva entre agregados e asfalto, assim como a resistência e durabilidade coesiva do aglutinante. A susceptibilidade a danos causados pela umidade é avaliada usando medidas de energia superficial e *Dynamics Mechanical Analysis* (DMA).

Masad et al. (2008) apresentam um método para caracterizar a resistência à fadiga da porção fina da mistura de asfalto usando também o (DMA). O método baseia-se na identificação dos diferentes mecanismos de dissipação de energia durante a fissuração por fadiga que estão relacionados com as mudanças no ângulo de fase, na rigidez e o desenvolvimento de deformação permanente durante o processo de danos causados pela fadiga. Para verificar esse método foram analisadas três misturas em diferentes amplitudes de tensão/deformação. O carregamento de baixa amplitude foi utilizado para determinar as propriedades dos materiais viscoelásticos lineares, enquanto o carregamento de alta amplitude é usado para determinar as propriedades viscoelásticas não-lineares e a energia dissipada associada ao dano.

Karki (2010) estudou numericamente e com um enfoque micromecânico misturas de matriz de agregados finos, determinando também as propriedades mecânicas através de testes de cisalhamento de torção oscilatória em barras cilíndricas de misturas. Esse estudo provou mais uma vez que a matriz de agregados finos, mas não apenas o ligante, é responsável pelas propriedades viscoelásticas do concreto asfáltico. Os resultados também mostraram que é necessário determinar experimentalmente as propriedades elásticas dos agregados para prever com precisão o módulo dinâmico. O modelo numérico não abordou questões como anisotropia e heterogeneidade da matriz agregada fina e agregados graúdos o que propiciou que os resultados não sejam exatamente iguais aos experimentais.

Freire et al. (2011) avaliaram a influência do Tamanho Máximo Nominal (TMN) dos agregados miúdos na resistência ao trincamento de misturas asfálticas. A partir da dosagem de um Concreto Asfáltico (CA), foram dosadas três MAFs com diferentes TMNs. Para maiores valores de TMNs, menores teores de ligante asfáltico foram obtidos. As MAFs foram submetidas a ensaios

de fratura em semicírculo, a fim de medir a energia dissipada durante o trincamento, em duas temperaturas: 15 e 25°C. Os resultados indicaram que, para 15°C, quanto menor o TMN, maior foi a resistência ao trincamento das misturas asfálticas. Para 25°C, acredita-se que outros mecanismos de dano ocorreram simultaneamente, dificultando a hierarquização das misturas asfálticas pelo TMN.

Izadi (2012) caracterizou quantitativamente a microestrutura tridimensional do ligante asfáltico dentro da matriz de agregado fino de uma mistura de asfalto e comparou a influência do teor do aglutinante, gradação de agregados grosseira e agregados finos nessa microestrutura. Os resultados obtidos com ajuda de tomografia computadorizada de raios-X, indicam que a gradação dos agregados fino tem a maior influência do grau de anisotropia, enquanto que a gradação do agregado grosseiro tem a maior influência na direção da anisotropia do mástique asfáltico dentro da matriz agregada fina.

O estudo de Im et al (2014) apresenta esforços experimentais e numéricos para caracterizar propriedades de fratura de modo-I (tipo abertura) e modo-II (tipo deslizante) de uma mistura MAF. Os testes de flexão semicircular foram integrados com um sistema de correlação de imagem digital e método de elementos finitos estendidos (XFEM). Os resultados mostram que a dureza da fratura em modo II é bem diferente da dureza da fratura em modo I (aproximadamente três vezes maior que o modo I), indicando que as características de fratura dependem do modo e devem ser incluídas no projeto estrutural de pavimentos asfálticos.

Nabizadeh (2015) avaliou os danos viscoelásticos de fadiga e as características de deformação permanente para misturas que contêm cerca de 65% de revestimento de asfalto fresado, realizando testes de cisalhamento de torção oscilatória de barras cilíndricas de MAF e usando um analisador mecânico dinâmico. Além disso, nesse estudo investiga-se uma ligação entre as características de desempenho da mistura de concreto asfáltico e sua fase MAF correspondente. Os resultados dos testes da fase MAF foram, geralmente, bem associados com os resultados do teste de concreto de asfalto e eles descreveram que a fase MAF poderia fornecer informações básicas para prever o comportamento da mistura de concreto asfáltico.

Apesar do desenvolvimento dos estudos citados anteriormente, ainda existem algumas dúvidas relacionadas ao procedimento de dosagem desse tipo de misturas. Isto se deve, principalmente, à falta de normatização de um método ou à inexistência de um procedimento que

gere MAFs com características (volume de vazios, teor de ligante, Tamanho Máximo Nominal - TMN do agregado) semelhantes à parte fina da mistura completa que essas representam (Coutinho, 2012).

2.1.1 Dosagem da argamassa asfáltica

Diversos métodos de dosagem para a porção fina das misturas asfálticas têm sido desenvolvidos, sendo o proposto por Kim et al. (2003) o primeiro nesse sentido. Esse método fixa uma percentagem de 8% de ligante independentemente das características dos materiais componentes (CAP agregado fino e fíler). Com esse valor arbitrário pretendesse obter uma espessura de filme constante de ligante de aproximadamente 10 μ m. A mistura de ligante e agregados finos passante na peneira #16 (1,18mm) foi compactada estaticamente num molde fabricado especialmente para esses fins.

Por outro lado o método desenvolvido por Castelo Branco (2008) tem a peculiaridade de que a proporção dos agregados miúdos e do fíler utilizada é equivalente às encontradas nos concretos asfálticos correspondentes. Amostras cilíndricas de diâmetro de 150mm e altura de 90mm são confeccionadas e compactadas em um Compactador Giratório Superpave (CGS), em seguida são extraídas com uma serra copo corpos de prova de 50mm de altura e 12mm de diâmetro que são as amostras ensaiadas no DSR.

O método semiempírico proposto por Karki (2010) determina a massa de ligante que recobre os agregados finos, retirando do total da mistura a massa de ligante que envolve os agregados graúdos. Vale ressaltar que a divisão entre agregados graúdos e miúdos para este trabalho achasse também na peneira #16 (1,18mm). Essas massas de ligantes são obtidas através das relações entre as superfícies específicas dos agregados que compõem o concreto asfáltico correspondente. Dentre as simplificações adotadas, destacam-se a adoção de uma espessura de filme de ligante arbitrária (12 μ m) e a consideração de que os vazios de superfície dos agregados são preenchidos de forma que o agregado passe a apresentar um determinado valor de volume efetivo (tomado como a média entre o volume real e o volume aparente). Com esse método em um concreto asfáltico com teor de ligante igual a 6,0%, Karki (2010) obteve teor de 8,2% de ligante para a porção fina correspondente.

Sousa et al. (2013) propõem um método no qual a proporção dos agregados finos que compõem a MAF é mantida igual aquele encontrado para a curva granulométrica da mistura asfáltica correspondente. No método, realiza-se uma separação experimental da porção fina, passante na peneira #16 (menor do que 1,18mm), da porção graúda e determina o teor de ligante presente na porção fina, usando vários procedimentos de laboratório. Esse método tem como limitante a necessidade de utilização de uma estufa de ignição, equipamento que não é comumente encontrado em laboratórios de misturas asfálticas no Brasil e, por este motivo, não se aprofunda na descrição do método.

No Brasil, a maior parte das pesquisas desenvolvidas utilizando MAFs usa a peneira #10 (2,00mm) como peneira de corte, devido ao fato de a peneira #16 (1,18mm) não pertencer à série de peneiras normatizadas no Brasil. A peneira #10, utilizada no Brasil tem a abertura de malha mais próxima da peneira americana normalmente utilizada para este propósito (Coutinho et al., 2010 apud Freire et al., 2011).

Coutinho (2012) propõe um método empírico simples para dosagem de amostras de MAF, baseado nos ensaios de granulometria de agregados graúdos e miúdos (DNER-ME 035-95) e de extração de ligante (DNER-ME 053-94). Outro aspecto importante a ressaltar é que a definição de agregados fino corresponde a diâmetros menores que # 10 (2,00mm). A partir do peneiramento da mistura solta e relações de massa é obtido o teor de ligante que envolve a porção fina. Este método é comparado pelo autor com os propostos por Kim et al. (2003), Castelo Branco (2008) e Karki (2010), e os resultados dos quatro métodos estão em uma faixa de 8 a 16% de teor de ligante. Freire et al. (2017) estudaram vários projetos de mistura MAF com o intuito de identificar o mais parecido com misturas completas de asfalto em termos de características de dano. Utilizaram o abordagem de *viscoelastic continuum damage* para fazer essas comparações. Os resultados mostram que o MAF produzido com um tamanho agregado máximo de 2,00 mm têm tendências de evolução de dano semelhantes a misturas de CBUQ com um tamanho agregado máximo de 12,50 mm.

Tendo em vista esse debate decidiu-se nesta pesquisa dosar as misturas de argamassa asfáltica com uma composição granulométrica correspondente à faixa B, segundo a norma do DNIT 032/ 2004 para misturas tipo Areia Asfalto Usinado a Quente (AAUQ) e com um TMN de 2,00mm. Utilizar esta faixa granulométrica na dosagem da argamassa asfáltica permite ter

parâmetros de especificações das propriedades físicas, já que, não existe documento normativo respeito MAFs no contexto Brasileiro. Por outro lado, o teor de ligante asfáltico é determinado a partir da superfície específica dos agregados, utilizando a equação de Duriez como será mostrado no Capítulo 3. Na Figura 2.1 são mostradas as três fases de um concreto asfáltico considerando como os componentes: os vazios preenchidos com ar, os agregados graúdos e a argamassa asfáltica, definida como uma mistura de ligante e agregados com tamanho máximo nominal de 2,00mm.

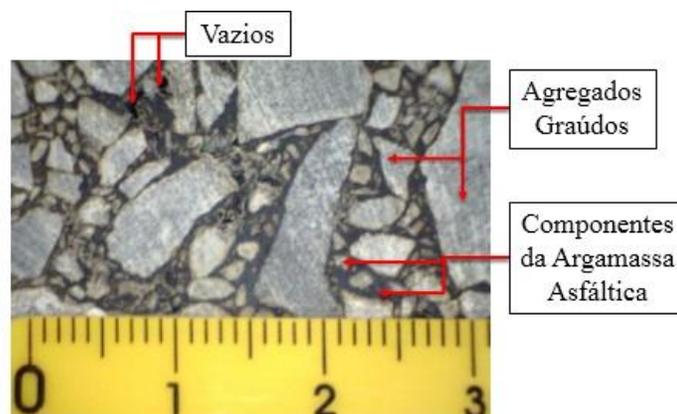


Figura 2.1. Fases do concreto asfáltico.

A maioria dos trabalhos até aqui analisados tem como linha comum de desenvolvimento o fato de estudarem fundamentalmente a influência da porção fina da mistura no comportamento na fadiga dos concretos asfálticos correspondentes. É importante lembrar que o escopo desta pesquisa é a influência da argamassa asfáltica na fluência de misturas asfálticas. Para atingir este objetivo serão produzidas amostras que simulam o concreto asfáltico como um material idealizado, com dimensões próprias para este fim. Como antecedente desta pesquisa encontra-se o trabalho de Raab et al. (2012), onde avaliou-se a influência do intertravamento dos agregado sobre a resistência ao cisalhamento entre duas camadas, combinando diferentes tamanhos agregados. Raab et al. (2012) usaram um material modelo composto de asfalto e de agregados idealizados, representados por esferas de aço. Nesse estudo, investigou-se a questão de como o tamanho da esfera e/ou uma combinação de diferentes tamanhos influenciam na resistência ao cisalhamento. Entre os resultados obtidos mostrou-se que é possível detectar diferentes comportamentos de ligação, dependendo das combinações de esferas de aço. A decisão de usar agregados graúdos,

substituídos por esferas, teve como objetivo facilitar a descrição geométrica desta fase nos estudos numéricos usando o Método dos Elementos Finitos (FEM) e futuras análises com base no Método dos Elementos Discretos (DEM).

2.2 Modelagem constitutiva de misturas asfálticas

Numerosos estudos experimentais mostram que a resposta de misturas asfálticas depende de fatores como a temperatura e a velocidade de aplicação da carga (KIM et al., 2003; BERNUCCI et al., 2008; ARAGÃO et al., 2010 e FREIRE et al., 2011).

O material asfáltico é caracterizado por apresentar deformações reversíveis (elásticas) e irreversíveis (plásticas e viscosas). Ao longo dos anos, têm-se desenvolvido modelos constitutivos, aplicando formulações próprias dos meios contínuos para a simulação e a previsão do comportamento do material asfáltico.

O estudo constitutivo de misturas asfálticas é abordado em várias escalas de modelagem. Na escala macro têm sido utilizados modelos elásticos (lineares e não lineares), viscoelásticos e viscoplásticos. Pela própria natureza desses materiais, os modelos elásticos, geralmente, não descrevem adequadamente seu comportamento. Na literatura especializada é referenciado o emprego de modelos constitutivos viscoelásticos e visco-elasto-plásticos para descrever o desempenho das misturas asfálticas. Por outro lado, para modelos baseados na mecânica do meio discreto (DEM), são utilizados modelos constitutivos de contato, que conectam elementos físicos (partículas ou grãos) com molas e amortecedores em série ou paralelo. Esses elementos são empregados para descrever o comportamento do contato nas direções normal e tangencial.

2.2.1 Modelos Reológicos simples

Os materiais viscoelástico (MVEs) possuem as propriedades elásticas do sólido e o comportamento viscoso de um fluido (Huang, 1993). Em um material viscoelástico o comportamento depende do tempo da aplicação do carregamento. Muitos modelos mecânicos simulam a viscoelasticidade. Segundo Gonzales (2011), os modelos mecânicos ou analógicos pretendem assemelhar a resposta do material betuminoso a um modelo complexo, definido através da combinação de elementos simples para os quais é conhecida sua resposta. Em relação ao asfalto, o modelo reológico pode ser feito com a combinação de molas com resposta elástica e

amortecedores com resposta viscosa. Os modelos mais simples são a combinação de só uma mola e só um amortecedor, como ilustrado na Figura 2.2. O modelo de Maxwell é a combinação de uma mola e um amortecedor conectados em série. Quando a conexão é feita em paralelo obtém-se o modelo de Kelvin. Ambos os modelos - Maxwell e Kelvin - podem ser generalizados com justaposição de cadeias de Maxwell ou uma série de modelos de Kelvin.

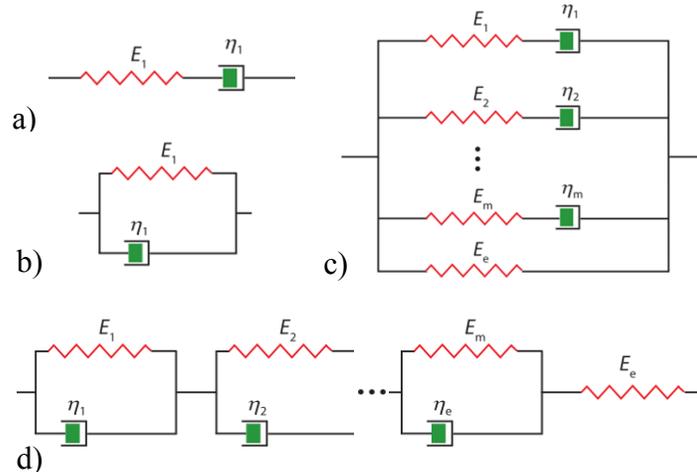


Figura 2.2. Elementos físicos para simular os modelos mecânicos. a) Modelo de Maxwell. b) Modelo de Kelvin. c) Modelo de Maxwell generalizado. d) Modelo de Kelvin generalizado.

Fonte(modificado-Koohmishi, 2013)

2.2.2 Outros modelos reológicos

Outros modelos reológicos incluindo molas não lineares, entre outros aspectos, são encontrados na literatura (Benedetto & Olard, 2009). Os modelos reológicos, em geral, são utilizados em misturas asfálticas por que seu desempenho depende do tempo. Estes modelos são baseados em um enfoque macroscópico e não descrevem totalmente os fenômenos que ocorrem em nível de microescala, os quais são a causa principal dos danos que ocorrem nos concretos asfálticos. Portanto, são necessários mais estudos em múltiplas escalas (Macro-Micro) com a finalidade de melhorar os modelos constitutivos referidos anteriormente.

A componente recuperável da deformação pode ser modelada com formulações visco-elásticas e as irrecuperáveis com um modelo visco-plástico, baseado na teoria da viscoplasticidade de Perzyna (1966). Masad et al. (2011b) implementaram formulações baseadas na viscoplasticidade na simulação de deformações permanentes em misturas asfálticas. Em

determinadas condições de carregamento produzem-se microfissuras e degradação das propriedades da mistura. Esses fenômenos não podem ser reproduzidos pelos modelos referidos, sendo necessária uma formulação baseada em um modelo de dano contínuo.

Schapery (1999) demonstra que a deformação total pode ser decomposta em componentes visco-elástica e visco-plástica. Este modelo, ainda hoje, é muito utilizado para prever a evolução do dano em materiais asfálticos. De acordo com Gonzales (2011), esse modelo possui algumas limitações, por só prever o dano por tração e a componente viscoelástica não levar em consideração a temperatura ou nível de tensões.

2.3 Viscoelasticidade linear em misturas asfálticas

Várias pesquisas como as de Evangelista Jr. et al. (2005), Evangelista Jr. (2006), Collop et al. (2007), Silva et al. (2008) e (Kim, 2013) mostram a importância de considerar o comportamento viscoelástico das misturas asfálticas, devido ao efeito do comportamento do ligante no material compósito. Segundo Amaral (2000), a aplicação da hipótese de comportamento elástico linear é considerada aceitável, quando o tempo de duração do carregamento for relativamente baixo e a temperatura de serviço do pavimento for relativamente baixa (inferior a 25°C). Quando a temperatura de serviço do pavimento for relativamente alta, a parcela elástica das deformações torna-se desprezível, principalmente sob a ação de cargas estáticas de longa duração, sendo necessária a adoção de modelos mais complexos.

As principais funções que podem ser utilizadas para caracterizar o comportamento viscoelástico linear das misturas asfálticas são o módulo de relaxação $E(t)$, a "compliance" ou *creep compliance* $D(t)$, o módulo complexo E^* e ângulo de fase δ . De acordo com Souza & Soares (2002) e Kim (2009), essas propriedades são obtidas a partir de duas formas de carregamento diferentes: carregamento constante para o caso das funções no domínio do tempo, $E(t)$ e $D(t)$, e carregamento harmônico para as funções no domínio da frequência (E^* e δ). Para ligantes asfálticos utiliza-se, geralmente, o carregamento harmônico para o qual o material é caracterizado pelo módulo complexo cisalhante G^* e o ângulo de fase δ . Para misturas asfálticas, no entanto, é comum a utilização de carregamento constante, sendo o material caracterizado pela função fluência no tempo (*Creep Compliance*), definida como:

$$D(t) = \frac{\varepsilon(t)}{\sigma} \quad (2.1)$$

onde $D(t)$ é função fluência, $\varepsilon(t)$ é deformação em função do tempo, e σ é tensão constante aplicada

As características viscoelásticas também são representadas pela função deformação no tempo (módulo de relaxação), dada pela equação:

$$E(t) = \frac{\sigma(t)}{\varepsilon} \quad (2.2)$$

onde $E(t)$ é Modulo de Relaxação, $\sigma(t)$ é tensão em função do tempo e ε é a deformação constante aplicada.

Para carregamento uniaxial e condições isotérmicas as relações tensão-deformação são dadas pelas integrais de convolação de Boltzmann, sendo a deformação dependente do histórico de tensão e vice-versa.

$$\sigma(t) = \int_0^t E(t-\tau) \frac{\partial \varepsilon}{\partial \tau} \partial \tau \quad (2.3)$$

$$\varepsilon(t) = \int_0^t D(t-\tau) \frac{\partial \sigma}{\partial \tau} \partial \tau \quad (2.4)$$

onde τ é a variável de integração. Substituindo ε no lado direito da primeira equação e depois de varias transformações resulta na equação relativa a $D(t)$ e $E(t)$ a seguir:

$$1 = \int_0^t E(t-\tau) \frac{\partial D(t)}{\partial \tau} \partial \tau \quad (2.5)$$

O modelo generalizado de Maxwell é formado por uma mola e n elementos Maxwell conectados em paralelo. O módulo de relaxação é dado pela equação conhecida como série de Prony ou Dirichlet:

$$E(t) = E_\infty + \sum_{i=1}^n E_i e^{-\left(\frac{t}{\rho_i}\right)} \quad (2.6)$$

onde $E(t)$ é Módulo de Relaxação, E_∞ é termo independente do tempo da série Prony, E_i e ρ_i são termos da série Prony. Para representar a função fluência é usado comumente o modelo generalizado de Kelvin ou modelo de Voigt, o qual consiste em uma mola, um amortecedor e n elementos Voigt conectados em série:

$$D(t) = D_0 + \sum_{i=1}^n D_i \left[1 - e^{-\left(\frac{t}{\rho_i}\right)} \right] \quad (2.7)$$

onde $D(t)$ é Creep compliance, D_0 é termo independente do tempo da série Prony, D_i e τ_i são termos da série Prony e n é número de termos da série Prony.

Comumente, os resultados experimentais das propriedades viscoelásticas são mostrados em escala log-log. A evolução no tempo dessas propriedades compreende desde o estado vítreo (“Glassy”), passando por uma etapa de transição até o comportamento borracha (“Rubbery”) entende-se pelo platô inicial, região de transição e platô final respectivamente na Figura 2.3.

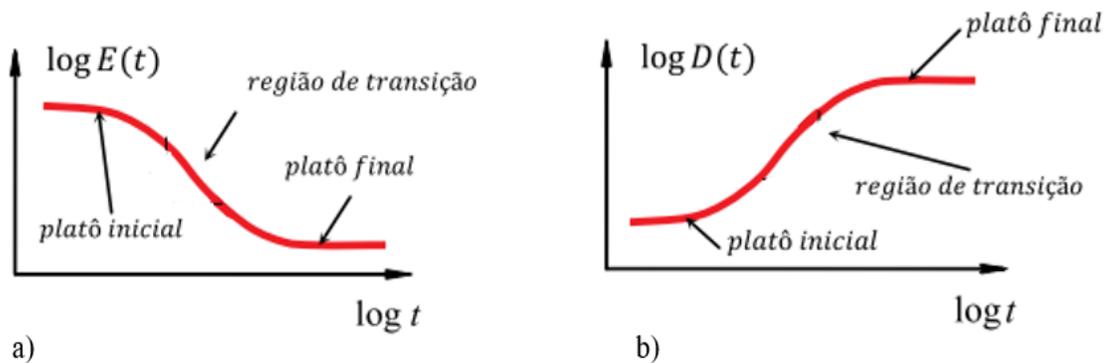


Figura 2.3 Representações gráfica das propriedades viscoelásticas. a) Módulo de Relaxação.

b) Creep compliance. (Fonte: modificado-(Silva, 2009))

É necessário muito tempo de observação para conseguir uma percepção aceitável das etapas, na maioria dos materiais viscoelásticos. Em particular, o estado vítreo do material, nas misturas asfálticas, corresponde a intervalos de tempo reduzidos, da ordem de 10^{-4} a 10^{-3} segundos. Após tempos de observação mais elevados, a parcela viscosa do material começa a ficar mais pronunciada, resultando no trecho de transição. Esse trecho de transição requer, dependendo do material, diversas décadas logarítmicas de tempo para a sua completa manifestação. Para o caso de materiais asfálticos, após um tempo de observação da ordem de 10^4 a 10^5 segundos, a região de transição é menos evidente, resultando em um trecho de curva que se aproxima de um platô final

(Ferry, 1980, apud Silva, 2009). Do ponto de vista experimental não é comum realizar observações dessa ordem de tempo. Existem métodos analíticos que possibilitam simplificar este processo, realizando observações em tempos mais curtos e em diferentes valores de temperaturas.

As propriedades reológicas dos materiais viscoelásticos podem ser determinadas no domínio da frequência sob condições harmônicas de carregamento. Esses tipos de solicitações são bastante importantes na caracterização dos materiais viscoelásticos pelo fato de permitirem uma caracterização acelerada. Se um material viscoelástico linear é submetido a um carregamento senoidal do tipo:

$$\sigma = \sigma_0 \text{sen}(\omega t) \quad (2.8)$$

onde σ_0 é a tensão inicial aplicada e ω é a frequência angular, a deformação resultante para um estado estável (*steady state*) e definida pela Equação 2.9. A deformação é uma resposta senoidal:

$$\varepsilon = \varepsilon_0 \text{sen}(\omega t - \delta) \quad (2.9)$$

onde ω é também a frequência angular para uma amplitude de deformação ε_0 e um δ é o ângulo de fase que representa a defasagem entre o carregamento (σ) e a deformação (ε). Para um material puramente elástico $\delta = 0^\circ$, enquanto para um material viscoso ideal $\delta = 90^\circ$. A razão entre as amplitudes da tensão e deformação definem o valor absoluto do módulo de relaxação complexo $|E^*|$ e da função fluência complexa $|D^*|$, respectivamente.

$$|E^*| = \frac{\sigma_0}{\varepsilon_0} \quad (2.10)$$

$$|D^*| = \frac{\varepsilon_0}{\sigma_0} \quad (2.11)$$

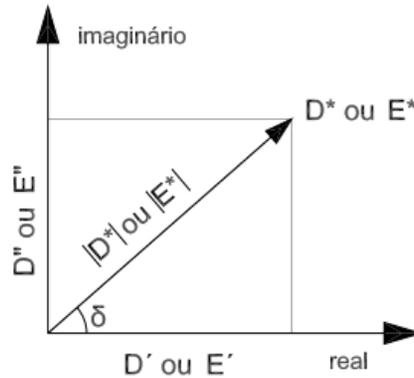


Figura 2.4. Diagrama vetorial para as funções complexas D^* e E^* (Schapery, 1978 apud Evangelista Jr, 2006)

As componentes de $|E^*|$ e $|D^*|$ podem ser entendidas com ajuda do diagrama da Figura 2.4. As componentes imaginária e real do módulo de relaxação complexo e da função fluência complexa podem ser determinadas com o ângulo de fase como mostrado a seguir:

$$|E'| = \frac{\sigma_0 \cos(\delta)}{\varepsilon_0} \quad (2.12)$$

$$|E''| = \frac{\varepsilon_0 \sin(\delta)}{\sigma_0} \quad (2.13)$$

$$|D'| = \frac{\varepsilon_0 \cos(\delta)}{\sigma_0} \quad (2.14)$$

$$|D''| = \frac{\sigma_0 \sin(\delta)}{\varepsilon_0} \quad (2.15)$$

2.3.1 Princípio da Superposição Tempo Temperatura

O comportamento mecânico da maioria dos materiais viscoelásticos é suscetível aos efeitos da temperatura. O Princípio da Superposição Tempo Temperatura (PSTT) estabelece que as propriedades reológicas obtidas para um intervalo de tempo a uma dada temperatura podem ser correlacionadas com outras, obtidas em temperaturas diferentes através de uma translação paralela no eixo do tempo, o que possibilita a formação de uma Curva Mestre para uma dada temperatura

de referência. O termo fator de translação horizontal define quanto vai se trasladar ou deslocar no eixo horizontal uma propriedade com relação à temperatura de referência.

Existem várias formas de determinar o fator de deslocamento sendo as equações de Arrhenius e Williams-Landel-Ferr as comumente utilizadas por pesquisadores Park et al. (1996), Schapery & Park (1999), Park & Kim (2001), Medeiros & Soares (2005), Kim (2009) e Silva (2009). Os conceitos podem ser aplicados analogamente caso as propriedades reológicas estejam referidas no domínio da frequência. No caso desta pesquisa, os ensaios foram feitos a uma temperatura constante de 25° C e a Curva Mestre foi formada com só uma observação nesta temperatura de referência para os ensaios de fluência estática. No entanto, é utilizada a construção da curva mestre na caracterização dos ligantes asfálticos utilizados na produção da argamassa asfáltica. A construção das curvas mestres, tanto para o módulo complexo como para o ângulo de fase, será descrita mais detalhadamente no Capítulo 3.

2.3.2 Ajuste de dados experimentais com séries de Prony

Existem vários métodos para ajustar as séries de Prony. Entre os métodos comumente usados, encontra-se o Método da Colocação desenvolvido por Schapery (1961), segundo Huang (1993), no qual para valores de tempos de relaxação ou retardação (τ_i ou ρ_i) são calculados valores de D_i e E_i por meio da resolução de um sistema de equações. A quantidade de equações do sistema deve ser igual ao número de elementos da série de Prony. De acordo com Huang (1993), para conseguir ajustes razoáveis dos dados experimentais, é preciso, no mínimo, sete elementos na série Prony. No entanto, Chen (2009) obteve os melhores resultados na simulação numérica do comportamento de um pavimento asfáltico, usando um modelo constitutivo viscoelástico com 18 elementos da série de Prony, para a camada de concreto asfáltico. Por outro lado, Souza (2010) explica que séries que oscilam entre 7 a 11 elementos mostram resultados satisfatórios para ajustar os resultados do ensaio *Creep*.

O tamanho da série de Prony é determinado pela escala da variável tempo “t” devido à influência de somente duas décadas logarítmicas para cada termo da série como demonstrado na Figura 2.5. Visando determinar a quantidade de termos da série, calcula-se a margem de variação de “t”, subtrai-se entre as potências de dez do maior e do menor tempo em notação científica e acrescenta-se um (01) ao resultado (Sousa & Soares, 2007).

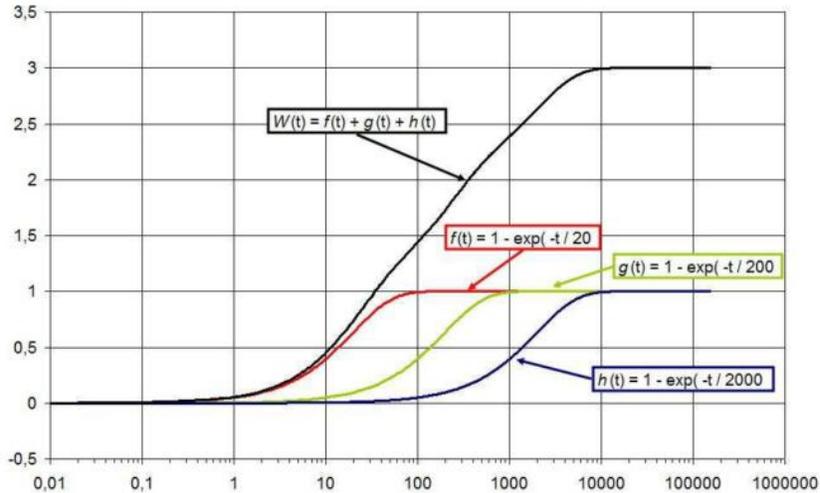


Figura 2.5. Efeito isolado dos coeficientes da série de Prony. Fonte (Sousa & Soares, 2007).

Segundo Schapery (1982), apud Medeiros & Soares (2005) e Sousa & Soares (2007), os tempos τ_i ou ρ_i escolhidos podem ser separados por uma década logarítmica, como nota-se na Figura 2.5, ocorrem nestes intervalos. Este método é utilizado por Souza (2005; 2010), porém pode gerar instabilidades numéricas, as quais resultam em termos dependentes negativos, ao ser utilizado para ajustar dados com uma significativa variabilidade. Para evitar isto, tem sido proposto o uso combinado com uma pré-suavização dos dados experimentais. Com o intuito de reduzir a instabilidade numérica foi proposto por Park & Kim (2001) realizar a pré-suavização dos dados experimentais com uma série de lei de potência modificada, demonstrando a eficácia da abordagem com exemplos numéricos. No entanto, em âmbito nacional, é usado o Método da Colocação por Mínimos Quadrados Linear (MQL). Nesta técnica de MQL é usada uma regressão que permite fazer estimativas do nível de significância dos parâmetros estimados, portanto é mais robusta. Para o caso do Módulo de Relaxação $E(t)$, após a definição da função de mínimos quadrados e derivação em relação às constantes de tempo (ρ_i , no caso), chega-se à seguinte equação (Silva, 2009):

$$\sum_{i=1}^N \sum_{k=1}^M e^{\rho_i} e^{\frac{-t_k}{\rho_j}} E_i = \sum_{k=1}^M (E(t_k) - E_\infty) e^{\frac{-t_k}{\rho_j}} \quad (i=j=1, \dots, N; k=1, \dots, M) \quad (2.16)$$

A equação a seguir explica como obter os termos dependentes da função fluência $D(t)$ pelo método da colocação por mínimos quadrados lineares.

$$\sum_{i=1}^N \sum_{k=1}^M \left(1 - e^{-\frac{t_k}{\tau_j}}\right) \left(1 - e^{-\frac{t_k}{\tau_i}}\right) D_j = \sum_{k=1}^M (D(t_k) - D_0) \left(1 - e^{-\frac{t_k}{\tau_i}}\right) \quad (i=j=1, \dots, N; k=1, \dots, M) \quad (2.17)$$

Esse método, bem como o método original, tem como principal desvantagem que alguns parâmetros podem resultar negativos no processo de regressão, o que fisicamente não é possível.

Outro método para ajustar os valores experimentais por série de Prony foi desenvolvido por Evangelista Jr. (2006), através de um algoritmo de minimização dos erros entre a função experimental e a regredida que é usado de conjunto com o método de Colocação. Apesar de ser desenvolvido na regressão da função *Creep Compliance* $D(t)$, este método tem a vantagem de ser aplicável para qualquer das funções viscoelásticas analisadas anteriormente.

2.3.3 Interconversão das funções de propriedades de misturas asfálticas no domínio do tempo

Como já foi descrito, a propriedade viscoelástica comumente usada para descrever o comportamento das misturas asfálticas no domínio do tempo é a fluência $D(t)$, obtida do ensaio de *Creep* estático. O ensaio de *Creep* é um ensaio relativamente simples e está descrito em detalhes no item 3.1.4. Segundo Kim (2009), o ensaio de módulo de relaxação não é muito utilizado em misturas asfálticas por conta de dificuldades operacionais. Por exemplo, o teste precisa de um nível súbito de deformação, o que geralmente resulta em níveis de tensão extremadamente elevados e que requer um equipamento especial de alta capacidade. Além disso, do ponto de vista físico, o ensaio de fluência descreve melhor as condições a que está submetida a mistura asfáltica durante sua vida útil. Por conseguinte, muitas vezes, é necessário obter $E(t)$ através de interconversão a partir de $D(t)$ ou $G^*(\omega)$.

2.3.3.1 Interconversão da série de Prony

Vários métodos aproximados de interconversão entre as funções de relaxamento e de fluência estão disponíveis na literatura. Park & Kim (1999) e Kim (2009) referem-se, cronologicamente, às principais relações entre as propriedades viscoelásticas no domínio do tempo. A relação mais simples é a Quase Elástica, $E(t)D(t) \cong 1$, para $t > 0$. Segundo Chen (2009), esta relação não é muito aceita para vários materiais viscoelásticos e só pode ser utilizada como indicador da viscoelasticidade de um material, na medida em que o material seja mais elástico. No trabalho de

Castelo Branco (2008) a função do módulo de relaxação é interconvertida a *Creep Compliance* usando a relação quase elástica e a relação baseada em uma lei de Potência. Esses resultados são comparados e demonstra-se que ambos têm diferenças pouco significativas. As leis de Potências para $E(t)$ e $D(t)$ são mostradas nas expressões 2.18 e 2.19, assim como a relação entre estas duas propriedades é expressada na equação 2.20.

$$E(t) = E_1 t^{-n} \quad (2.18)$$

$$D(t) = D_1 t^n \quad (2.19)$$

$$E(t) D(t) = \frac{\sin \pi n}{\pi n} \quad (2.20)$$

$$n = \left| \frac{d \log F(\tau)}{d \log \tau} \right|_{\tau=t} \quad (2.21)$$

onde n é a inclinação da função experimental representada em escala log-log.

No trabalho de Park & Kim, (1999) além de mostrar outras relações de interconversão existentes é proposto uma relação aproximada entre $D(t)$ e $E(t)$ em termos de n termos de um tempo equivalente $t^* \equiv \alpha t$. As relações são representadas pelas equações:

$$D(t) = \frac{1}{E(\alpha t)} \quad (2.22)$$

$$E(t) = \frac{1}{D\left(\frac{t}{\alpha}\right)} \quad (2.23)$$

$$\alpha = \left(\frac{\operatorname{sen} n \pi}{n \pi} \right)^{1/n} \quad (2.24)$$

O trabalho desenvolvido por Park & Schapery (1999) estabelece a possibilidade de realizar o processo de interconversão entre as funções viscoelásticas no domínio do tempo através da solução de um sistema de equações simples, conhecendo as constantes da série de Prony E_i e ρ_i ou D_i e τ_i e especificando as constantes de tempo alvo. Esta forma de interconverter as funções viscoelásticas transientes foi utilizado com sucesso nos trabalhos de Silva (2009) e Fernández et al. (2009, 2011). Esse método não funciona sempre já que na resolução deste sistema de equações podem resultar em valores negativos o que não tem sentido físico.

O método resulta na resolução de um sistema de equações lineares, as quais constituem uma vantagem do ponto de vista da implementação computacional. Por esse motivo, vários pesquisadores criaram ferramentas computacionais que permitem fazer o ajuste da série de Prony e a interconversão entre as propriedades dos materiais viscoelásticos. O programa VISCOlab™, por exemplo, é uma ferramenta desenvolvida pela empresa Multimechanics e foi projetado para facilitar o tratamento de propriedades viscoelásticas lineares de materiais. O programa permite o ajuste das funções baseando-se nas séries de Prony e pelo método da colocação. Além disso, permite realizar a interconversão de funções a partir de dados experimentais. No âmbito brasileiro, o Laboratório de Mecânica dos Pavimentos da Universidade Federal do Ceará (LMP/UFC), desenvolveu a ferramenta Viscotool que permite fazer os ajustes das propriedades por série de Prony e a interconversão das funções viscoelásticas no domínio do tempo. As características desse programa e exemplos de sua aplicação, podem ser encontrada nos trabalhos de Silva et al. (2008).

2.3.4 Caracterização das propriedades viscoelásticas no domínio do tempo.

O ensaio de Função Fluência $D(t)$ é usado para a caracterização viscoelástica das misturas asfálticas devido a sua relativa simplicidade. O ensaio de fluência por compressão uniaxial estática consiste, em linhas gerais, na aplicação de cargas de compressão estática e de valores constante, em corpos-de-prova, por um período de tempo predeterminado sob condições de temperatura padronizada, mantida constante ao longo do ensaio (Amaral, 2000). Esse ensaio pode ser realizado de forma estática ou dinâmica e serve para quantificar o potencial da mistura em desenvolver deformações permanentes e proporcionar uma análise comparativa em termos de resistência mecânica à deformação permanente para diferentes misturas asfálticas. No ensaio de fluência estática, a carga aplicada é mantida constante e medem-se os deslocamentos que ocorrem no corpo de prova ao longo do tempo.

2.4 Modelagem numérica

A modelagem de um problema real é um processo que passa por várias etapas com características diferentes, como representado na Figura 2.6. Esta revisão focará na etapa relativa aos métodos de solução, que podem ser analíticos ou numéricos, já que esse é um dos aspectos mais polêmicos quando se lida com um problema. O modelo matemático e as equações

governantes muitas vezes se traduzem em termos de equações diferenciais, as quais são muito difíceis de resolver por meio de métodos analíticos tradicionais, tornando-se necessário recorrer a soluções numéricas baseadas em processos de aproximação de funções (Zienkiewicz & Taylor, 2004).

A modelagem de problemas da engenharia segue um quadro lógico, exemplificado na Figura 2.6, independente da escala do trabalho. Nesse quadro, são relacionados o Problema Real, o Modelo Físico, o Modelo Matemático, os Métodos de Solução (Analíticos e Numéricos), os Métodos de Planejamento, a Análise dos Resultados e a proposta final de Solução do Problema. Este quadro tem caráter cíclico, uma vez que ao final do processo deve ser feita uma comparação dos resultados do processo e do comportamento do problema físico real (Recarey, 1999).

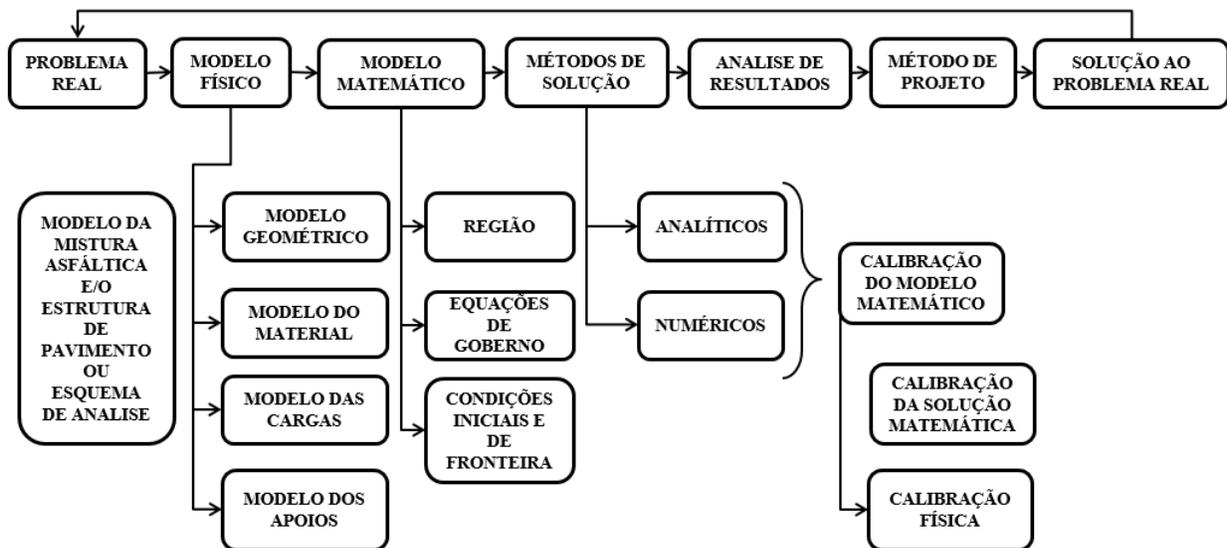


Figura 2.6 Quadro metodológico do processo de modelagem (modificado-Recarey, 1999)

Esta metodologia pode ser aplicada sem levar em conta a escala de modelagem, o que resulta na utilização de vários métodos numéricos para solucionar o problema. Geralmente, para nível de macro-escala são empregados métodos baseados nos princípios da mecânica do meio contínuo, tais como: Método das Diferenças Finitas (MDF), Método dos Elementos Finitos (MEF), Método dos Volumes Finitos (MVF) e Método dos Elementos de Contorno (MEC). Para o nível de micro-escala são empregadas formulações numéricas baseadas na mecânica de meios discretos, como o Método dos Elementos Discretos (DEM e XDEM).

2.5 O problema da escala

A faixa de aplicabilidade de um modelo numérico está diretamente relacionada com a escala de observação, como é descrito nas técnicas de modelagem apresentadas na Figura 2.7. O diagrama enfatiza a escolha da escala de definições utilizadas nas análises. A partir do ponto em que ocorrem os fenômenos de localização, tais como as fissuras, o material já não pode ser totalmente tratado como contínuo. Portanto, a maioria dos modelos contínuos tem dificuldades na consideração da natureza discreta de ruptura do material de uma forma natural. Alternativamente, foram desenvolvidos modelos discretos como a dinâmica molecular ou método dos elementos discretos (DEM), em que um sólido contínuo é substituído por um compósito descontínuo de partículas discretas. Isto permite a quebra de ligações entre as partículas (se estivessem inicialmente ligadas), e os meios para manipular a reconexão das superfícies abertas (Kim, 2007).

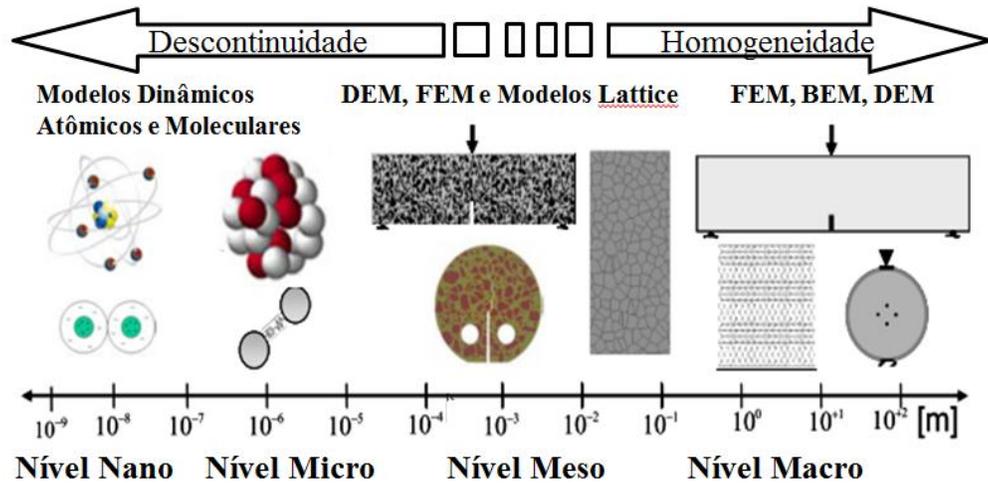


Figura 2.7. Relação entre as diferentes escalas e técnicas de modelação numérica. (modificado-Kim, 2007).

Dois abordagens gerais em mecânica podem ser usadas para modelar as mudanças no comportamento tensão-deformação do concreto asfáltico: uma abordagem micromecânica e uma abordagem contínua. Na abordagem do contínuo, ou mecânica dos danos continuados, o corpo danificado é representado como um contínuo homogêneo em uma escala que é muito maior do que os tamanhos das fissuras. Os modelos de dano contínuo fornecem uma abordagem viável para a modelagem eficiente do comportamento mecânico macroscópico de materiais com danos distribuídos sem a necessidade de descrições explícitas de cinética de evolução microestrutural

(Park et al., 1996). Os modelos baseados na mecânica do dano partem dos princípios da mecânica do meio contínuo e descrevem a degradação do material utilizando variáveis que modificam os parâmetros da matriz constitutiva em função do nível de esforço. Esta abordagem descreve de alguma maneira o que ocorre em nível de microescala nas misturas asfálticas. Os parâmetros de dano possuem um embasamento matemático com respaldo físico em função da variação da curva de tensão–deformação do material, mas não existem estudos que relacionem os fenômenos que ocorrem fisicamente na escala micro com a variação com o desempenho dos materiais na escala macro.

Por outro lado, na abordagem micromecânica, os efeitos que geram os danos são descritos por parâmetros geométricos microscópicos, tais como o tamanho da microfissura, orientação, densidade e outros aspectos. Estes parâmetros são avaliados através de uma lei de evolução microestrutural apropriada (na escala de contato entre partículas), tal como a lei de crescimento da microfissura. Portanto, com simplificações e premissas adequadas, a abordagem micromecânica pode fornecer informações sobre a relação constitutiva macroscópica para modelar, de forma mais realista, a degradação progressiva das propriedades mecânicas dos sólidos (Park et al., 1996).

O DEM é apropriado para simular o comportamento mecânico de um material granular composto de partículas discretas que podem estar ligadas ou não. Um esquema numérico explícito é utilizado para simular eficientemente a interação complexa de processos dinâmicos entre partículas e pode ser facilmente utilizado para compreender o comportamento micromecânico do material em qualquer fase do processo de simulação. A utilização de um esquema numérico explícito permite simular a interação não-linear de um grande conjunto de partículas que exibem instabilidade física, sem excessivas exigências de memória. A interação entre as partículas é monitorada, contato por contato, e o movimento das partículas é rastreado (Cundall & Strack, 1979).

Os modelos numéricos utilizados para simular o comportamento dos concretos asfálticos incluem a abordagem contínua e a micromecânica, além de modelos híbridos. Estes esquemas de modelagem são utilizados por vários investigadores para caracterizar de forma eficaz o comportamento mecânico dos materiais asfálticos, sob diferentes condições de carga e de ensaio. Os métodos numéricos baseados em contínuo incluem o Método dos Elementos Finitos (MEF), o método de volumes finitos (FVM) e Método dos Elementos de Contorno (MEC). Esses modelos

permitem prever a resposta em termos de tensão e deformação macroscópica do material, assumindo a continuidade dos deslocamentos. Por outro lado, os modelos de micromecânica permitem deslocamentos finitos e rotações de partículas para simular as interações complexas dentro do pacote granular.

Além disso, têm-se testado modelos de comportamento das misturas asfálticas, utilizando esquemas de modelagem híbridos, combinando o contínuo e abordagem micromecânica, visando prever eficazmente as respostas dos materiais. Recentemente, as técnicas de modelagem e simulação FEM-DEM foram implementadas para caracterizar as propriedades de misturas asfálticas sob ampla faixa de temperatura e condições de ensaio de laboratório (Dai et al., 2006).

2.6 Estudos numéricos do comportamento de misturas asfálticas

Muitos estudos, partindo de abordagens diversas, tentam analisar os fenômenos que desencadeiam as principais patologias nas misturas asfálticas. Soares (2002) apresenta uma abordagem numérica baseada na Teoria da Mecânica da Fratura, na qual considera-se a heterogeneidade do material, sendo o ligante e os agregados tratados separadamente. As simulações realizadas são verificadas e calibradas por meio de ensaios simples e convencionais. É discutida a utilização de uma abordagem multi-escala, na qual o dano observado na forma de propagação de trincas na escala local pode ser considerado numa escala global compatível com o pavimento real. Trata-se também a formação e propagação de trincas em ensaios de compressão diametral, considerando o material como um meio contínuo e fazendo a modelagem dos ensaios com uma técnica de elementos finitos.

Hadi & Bodhinayake (2003) incorporam propriedades realistas dos materiais das camadas do pavimento e da carga de tráfego em movimento, na análise de pavimentos asfálticos, usando o método dos elementos finitos. Como um passo preliminar, foram feitas medições de campo em uma estrutura de pavimento submetida a cargas cíclicas. A análise foi realizada utilizando o programa ABAQUS com o pavimento submetido a carregamentos estáticos e cíclicos, considerando também as propriedades das camadas do pavimento com modelos linear e não-linear. Os resultados indicam que os deslocamentos sob carga cíclica quando os materiais são considerados não-lineares são mais próximos dos valores medidos em campo.

Searcy (2004) e Souza & Soares (2005) descrevem um modelo computacional multi-escala aplicado à simulação de ensaios comumente usados em misturas asfálticas, quais sejam, os ensaios

de compressão diametral e de fadiga por flexão em viga. Para o caso de compressão diametral, os resultados numéricos apresentaram concordância com os resultados observados experimentalmente. Para o caso de carregamento cíclico, não foi feita uma comparação com experimentos, mas os resultados numéricos mostram a capacidade do modelo em simular qualitativamente os fenômenos de trincamento por fadiga e acúmulo de deformações permanentes. Esse artigo apresenta ainda um programa de elementos finitos, para a modelagem de pavimentos asfálticos. O cálculo é realizado em duas etapas: a primeira consiste em modelar o comportamento elástico do pavimento em 2D, utilizando modelos elásticos não-lineares, para determinar o campo de tensão no pavimento. Em seguida, as trajetórias de tensão são obtidas e usadas para calcular as deformações permanentes e os deslocamentos, utilizando uma superfície de plastificação, tipo Drucker-Prager. É apresentada, ainda, uma aplicação para a previsão das deformações permanentes de pavimentos experimentais com uma base granular não coesiva, ensaiado no simulador LCPC (Chazallon et al., 2009).

Segundo Sadd et al. (2004), a estrutura do concreto de asfáltico pode ser descrita como um sistema de partículas cimentadas. O comportamento de um material ante um carregamento está fortemente relacionado com a transferência de carga local entre as partículas agregadas, e isso é tomado como resposta microestrutural. Esse comportamento do material foi simulado usando uma técnica de elementos finitos, construída para simular a resposta micromecânica do sistema agregado/aglutinante. O modelo incorporou uma rede de elementos de armação especiais com uma matriz de rigidez desenvolvida para prever a transferência de carga entre partículas cimentadas. A matriz de rigidez foi criada a partir de uma solução de elasticidade aproximada do campo de esforço e deslocamento em uma camada de cimentação entre pares de partículas. Uma abordagem de mecânica de danos foi incorporada com esta solução, o que levou à construção de um modelo capaz de prever comportamentos inelásticos tipicamente encontrado em misturas asfálticas. Essa teoria foi implementada dentro software ABAQUS para realizar simulações de espécimes de laboratório específicos. A verificação experimental da resposta elástica incluiu testes em sistemas especiais de partículas cimentadas, que permitiram a medição detalhada de deslocamentos agregados e rotações usando imagens de vídeo e análise computacional. As simulações são comparadas com os resultados experimentais com resultados favoráveis.

Evangelista (2006) apresenta a formulação e implementação de um algoritmo para a solução da equação de equilíbrio dinâmico em meios viscoelásticos lineares com base no Método da Aceleração Média Constante da família de algoritmos de Newmark. O algoritmo foi implementado em um código utilizando o MEF. As simulações realizadas fornecem informações sobre três parâmetros usados no projeto de pavimentos: deslocamentos verticais no topo da camada superficial asfáltica; tensão de tração no fundo da camada superficial asfáltica e tensão de compressão no topo do subleito.

Dai (2011) apresenta modelos de elementos finitos micromecânicos (FE) 2D e 3D para prever as propriedades viscoelásticas, incluindo o módulo dinâmico e o ângulo de fase dos materiais à base de agregados (usando um exemplo de mistura de asfalto). A microestrutura interna de misturas de asfalto foi capturada com técnicas de tomografia computadorizada de tomografia computadorizada (TC). As amostras digitais 2D e 3D foram criadas com a reconfiguração das imagens de superfície horizontal digitalizadas e a malha foi gerada com a localização de pixels de imagem dentro de cada agregado e matriz de asfalto. O modelo FE micromecânico foi realizado incorporando a microestrutura capturada e as propriedades ingredientes (matriz de asfalto viscoelástico e agregados elásticos). O modelo Maxwell generalizado foi aplicado para a matriz de asfalto viscoelástico com parâmetros calibrados a partir da análise de regressão não linear dos dados do teste de laboratório. As simulações de FE baseadas em deslocamento foram conduzidas para a compressão uniaxial sob carga cíclica sinusoidal. Em geral, o módulo dinâmico previsto e o ângulo de fase dos modelos micromecânicos 2D e 3D foram comparados de forma favorável com dados de teste de laboratório dos espécimes de mistura de asfalto. A simulação 3D com amostras digitais gerou melhores previsões do que os modelos 2D. Esses resultados indicam que os modelos micromecânicos desenvolvidos da FE têm a capacidade de prever com precisão as propriedades viscoelásticas globais dos concretos asfálticos.

Vale et al. (2011) estudam a ação dos veículos pesados na avaliação do comportamento do pavimento, considerando a carga dos veículos pesados modelada de forma mais aproximada da real, nomeadamente, considerando os sulcos dos pneus e a variação não uniforme da pressão de contato pneu-pavimento. Neste trabalho é modelado um pavimento típico no qual são aplicadas diferentes configurações de carga, sendo obtido o estado de tensão/deformação gerado no pavimento. A modelagem numérica do pavimento foi realizada utilizando um modelo elástico

linear e elementos finitos em três dimensões, desenvolvidos para analisar a influência de um veículo pesado possuindo uma configuração de pneus duplos com 245 mm de largura. Nesse estudo, foram consideradas duas configurações de distribuição de pressões de contato, com as seguintes pressões totais: 700, 800, 900, 1200 e 1500 kPa. Com base nos resultados obtidos, os autores observam diferenças significativas no estado de tensão/deformação do pavimento, principalmente próximo à superfície.

Ambassa et al. (2013) introduzem um método original para a identificação dos parâmetros viscoelásticos de materiais betuminosos. Os efeitos de cargas de pneus sobre a degradação do pavimento também foram avaliados. Uma lei viscoelástica com o modelo generalizado Kelvin-Voigt foi incorporada no código FE Cast3M, o qual foi utilizado para estimar o comportamento mecânico de camadas betuminosas. As estruturas foram modeladas em 3D usando o código FE Cast3M. Os resultados obtidos indicam que o conceito de projeto baseado em fadiga por flexão em camadas betuminosas é insuficiente para prever realisticamente a degradação de uma estrutura de pavimento betuminoso. O fenômeno de cisalhamento em interfaces betuminosas também deve ser levado em conta, como foi revelado pelos resultados de simulação para a degradação de duas estruturas de pavimento.

Koohmishi (2013) estuda a resposta de uma estrutura de pavimento utilizando os Softwares ABAQUS e KENLAYER, com os modelos visco-elásticos de Maxwell e Kelvin, respectivamente, para as camadas asfálticas e ainda um modelo elástico linear para o resto das camadas da estrutura. Neste trabalho conclui que o uso do modelo visco-elástico aplicado na camada de concreto asfáltico tem um efeito significativo na previsão da resposta do pavimento e recomenda o uso de múltiplas tecnologias numéricas e modelos viscoelásticos na hora de projetar estruturas.

Kim & Aragão (2013) apresentam um modelo de microestrutura computacional para prever o comportamento relacionado à fratura de misturas betuminosas heterogêneas e viscoelásticas. Além da consideração das características geométricas complexas e do comportamento viscoelástico da mistura, este estudo implementa um modelo de zona coesiva dependente da taxa de carregamento no programa de ABAQUS, sob a forma de uma sub-rotina de elemento personalizada pelo usuário (UEL). Para validar o modelo, desenvolvem-se programas experimentais para insumos e saídas do modelo e realizam-se simulações microestruturais de uma amostra de mistura de duas fases. Os resultados da simulação do modelo concordam bem com os

resultados dos testes. Os resultados apresentados neste artigo implicam que um modelo numérico de microestrutura, como a aqui proposto, pode ser uma ferramenta eficiente para estimar os efeitos das variáveis de projeto em pequena escala no desempenho geral da mistura com economias significativas em custos e tempo experimentais.

Uma abordagem integrada combinando testes experimentais e simulações numéricas foi aplicada para caracterizar propriedades de fratura de uma mistura de agregados finos (MAF). Para isso, os testes experimentais foram simulados usando um modelo computacional baseado no método de elementos finitos que foi incorporado com viscoelasticidade material e fratura de zona coesiva. Os parâmetros de fratura de zona coesiva força e energia de fratura foram determinados com um processo de calibração até conseguir uma boa representação numérica do ensaio experimental. Os resultados indicaram que diferentes propriedades de fratura a baixas temperaturas podem ser obtidas a partir de simulações de um único teste, independentemente da geometria da amostra ou configuração de carregamento (Aragão et al., 2014).

Dai & You (2007) realizam um estudo comparativo para a previsão da rigidez e a fluência estática da mistura asfáltica através de modelos micromecânicos de elementos finitos (MEF) e de elementos discretos (DEM). A mistura asfáltica é composta por agregados graúdos ligados entre si por mástique asfáltico composto de finos, agregados finos e ligante asfáltico. A simulação com elementos finitos é realizada no software ABAQUS e integra uma UMAT (*User material subroutine*) que combina elementos contínuos com propriedades viscoelásticas para o mástique e elementos de corpo rígidos para cada agregado.

2.6.1 Software para modelos numéricos

Para a modelagem numérica do comportamento das misturas asfálticas em escala macro neste trabalho é usado o programa ABAQUS, um software comercial de elementos finitos de propósito geral altamente sofisticado, projetado principalmente para modelar o comportamento de sólidos e estruturas sob carregamento aplicado externamente. O programa inclui recursos para modelagem geométrica com uma ampla biblioteca de elementos para análises estáticas e dinâmicas com pequenas e grandes deformações, usando relações constitutivas lineares e não lineares. Sua base teórica mecânica e computacional é atualizada e bem explicada e programa é amplamente utilizado na indústria e no trabalho de pesquisa acadêmica.

Ressalta-se que os modelos numéricos utilizados para simular problemas físicos precisam ser submetidos a um processo de calibração, independentemente do método. No caso do Método dos Elementos Finitos, esse processo de calibração inclui o estudo de sensibilidade de malha, ou seja, a determinação do melhor tipo de elemento finito e a quantidade adequada de elementos para simular o problema com uma faixa de erro aceitável. Mesa & Álvarez (2011) propõem um método geral para o processo, o qual garante um refinamento adequado da malha e do tipo de elemento. Em linhas gerais, esse processo consiste em avaliar os resultados de uma variável de resposta em um modelo numérico levando em conta a quantidade, tipos de elementos finitos e o tempo de cálculo.

CAPÍTULO III

3 MATERIAIS E MÉTODOS

Neste capítulo são explicitados os materiais e os principais métodos utilizados para o desenvolvimento da pesquisa. É importante esclarecer que o material utilizado neste trabalho é composto de duas fases: 1) material rígido (esferas de aço de 12 mm de diâmetro) e 2) material viscoelástico composto pela mistura de agregados miúdos, finos, fíler e ligante asfáltico. O objetivo de utilizar esferas de aço como material rígido é simular as frações de agregado graúdo dentro de uma mistura tipo CBUQ. O tamanho do diâmetro de 12mm é definido devido a que tamanhos inferiores dificultam a manipulação na fabricação dos corpos de prova. Com os agregados, é definida uma composição granulométrica correspondente à faixa B, segundo a norma do DNIT 032/ 2004 para misturas tipo Areia Asfalto Usinado a Quente (AAUQ). A finalidade de utilizar este tipo de misturas para a segunda fase é estabelecer valores de referência no que se refere a propriedades físicas de misturas asfálticas estabelecidos na norma DNIT 032/ 2004. No trabalho é chamada de massa a fase correspondente ao material viscoelástico. Os agregados usados são: calcários dolomíticos, de utilização frequente no Distrito Federal para preparação de misturas asfálticas, e o ligante asfáltico modificado por polímeros com nome comercial STYLINK classificado como PG 76-22 Tipo 60/85, fornecido pela Empresa Centro Oeste Asfaltos SA. Outro ponto a ser destacado, é a redução das dimensões do corpo de prova. Os corpos de prova utilizados têm um diâmetro de 50 mm e uma altura de aproximada de 34 mm e sendo compactados com aplicação de um carregamento estático constante. A escolha dessa redução de tamanho é motivada por várias razões que serão abordadas a seguir:

- reduzir o diâmetro do cilindro para não atingir o limite da célula de carga de 50 kN;
- controlar a disposição do material rígido;
- atenuar as dificuldades na obtenção da distribuição granulométrica, como descrito por Rodrigues (2015);

Esses corpos de provas, denominados mini corpo de prova (MCP), foram submetidos ao ensaio de fluência estática, tendo como finalidade o estudo das propriedades viscoelásticas no domínio do tempo, expressa pela função Fluência $D(t)$.

3.1 Metodologia da pesquisa

A Figura 3.1, a seguir, esquematiza a metodologia empregada para a realização da pesquisa para posteriormente desenvolver mais extensamente cada um dos itens.

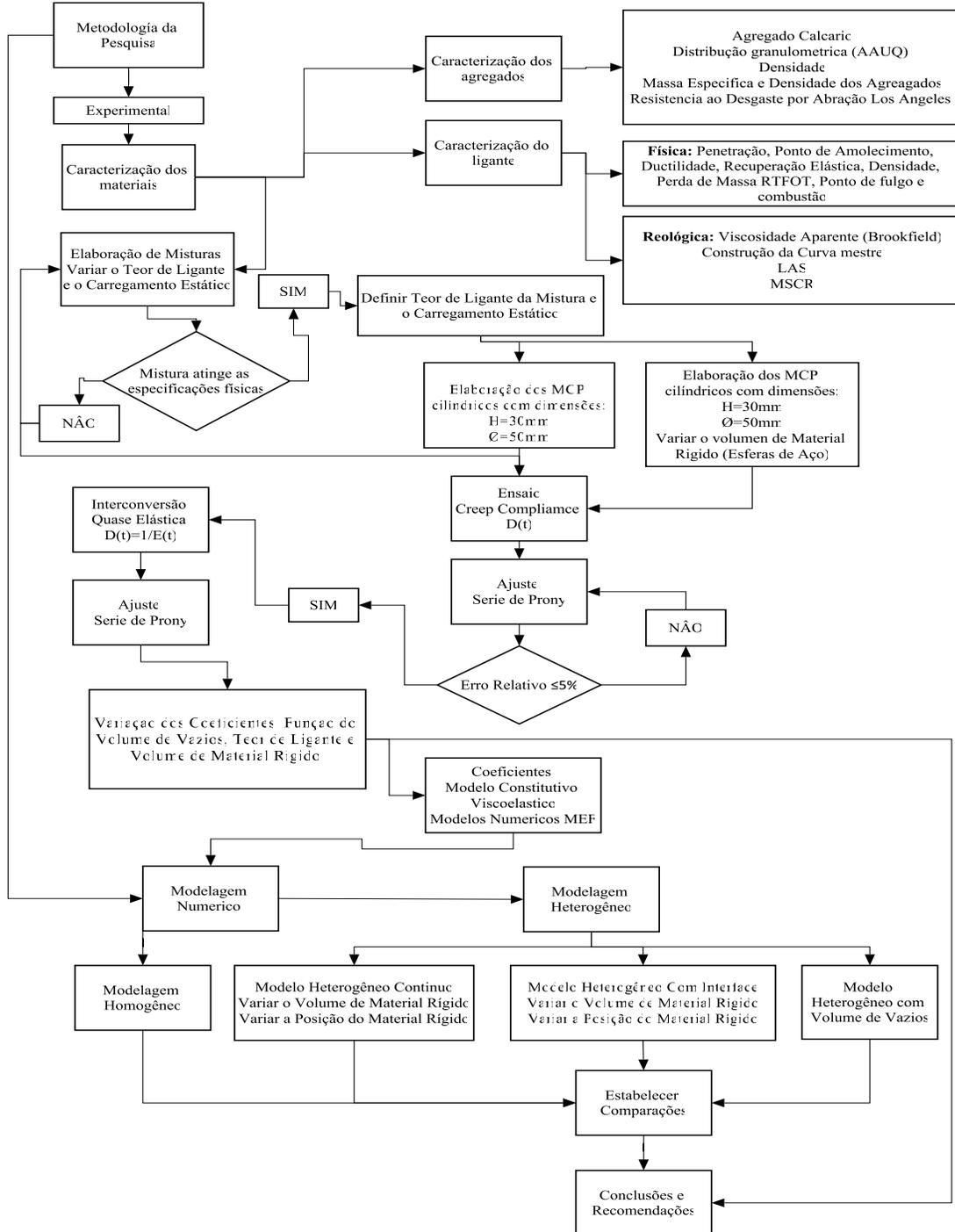


Figura 3.1. Fluxograma da Metodologia da Pesquisa

3.2 Caracterização dos materiais

Descreve-se, a seguir, as principais propriedades e características das esferas de aço, agregados, e ligantes empregados na fabricação dos MCP. Como foi enunciado anteriormente, os agregados utilizados são calcários dolomíticos tipicamente usados no Distrito Federal. A distribuição granulométrica, densidade e outras propriedades são referidas no trabalho desenvolvido por Rodrigues (2015). Neste trabalho, descrevem-se as propriedades destes agregados, assim como o comportamento sob fluência estática (*Creep Compliance*) de misturas asfálticas tipo AAUQ. Embora o ligante utilizado por Rodrigues (2015) seja diferente, o trabalho constitui um ponto de referência a ser levado em consideração na hora da redução do tamanho dos corpos de prova.

3.2.1 Caracterização do Material Rígido (Esferas de Aço 12 mm)

O material rígido empregado nesta pesquisa é composto por esferas de aço carbono de 12mm de diâmetro, comercializadas e distribuídas pela empresa Multiesferas LTDA. As esferas tem uma densidade de 7.91 g/cm^3 e uma dureza de 58 a 64 HRC na escala de dureza Rockwell. Este é um método de medição direta da dureza, sendo um dos mais utilizados em indústrias. O número de dureza Rockwell deve ser seguido pelo símbolo HR, com um sufixo que indique a escala utilizada que, no caso de aço temperado, é a letra C.

3.2.2 Caracterização dos agregados

Como referido anteriormente, a composição granulométrica dos agregados correspondente à faixa B, segundo a norma do DNIT 032/ 2004, com um tamanho nominal de 2,00 mm. As especificações dos limites da faixa granulométrica e das propriedades físicas das misturas estão listadas na Tabela 3.1.

Na Figura 3.2 é explicitada a curva granulométrica adotada para confeccionar a mistura asfáltica dos MCP. Os valores adotados para cada porcentagem de material passante são o ponto médio das especificações na mostradas Tabela 3.1. É importante explicar que o material original foi britado em várias ocasiões para se conseguir encaixar sua granulometria nestas especificações. Este procedimento de britagem é explicado detalhadamente no trabalho de Rodrigues (2015).

Tabela 3.1 Especificações das misturas asfálticas segundo (DNIT ES 032, 2004)

DESIGNAÇÃO E TAMANHO NOMINAL DOS AGREGADOS				
Designação	A	B	Tolerâncias	
Tamanho Nominal	4,75 mm	2,00 mm		
Peneiras	Porcentagem em massa, passando			
Serie ASTM	Abertura (mm)			
(3/8 pol.)	9,5 mm	100	-	-
(n° 4)	4,75 mm	80-100	100	± 5%
(n° 10)	2,00 mm	60-95	90-100	± 4%
(n° 40)	0,42 mm	16-52	40-90	± 4%
(n° 80)	0,18 mm	4-15	10-47	± 4%
(n° 200)	0,075 mm	2-10	0-7	± 3%
Emprego	Revestimento	Revestimento		
Teor de Asfalto. % sobre o total da mistura	6,0-12,0	7,0-12,0	± 0,3%	
Volume de Vazios, %	3,0-8,0			
Relação Betumes/ vazios, %	65-82			

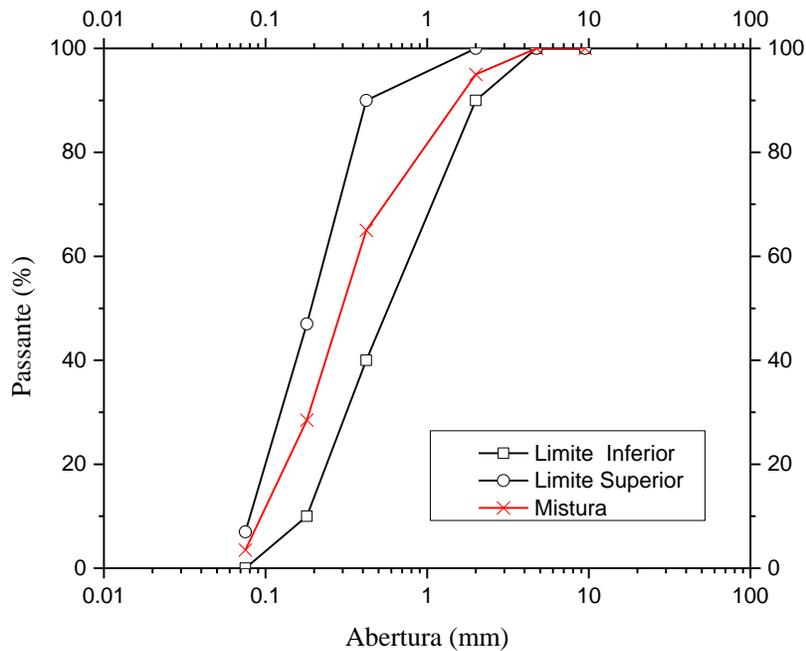


Figura 3.2. Granulometria Adotada para a "Massa" de agregados

Os ensaios de densidade para os agregados miúdos foram realizados de acordo com a norma DNER-ME 194/98. Para o caso do filer a massa específica foi determinada de acordo com

a norma DNER-ME 85/94. Outras propriedades usadas na caracterização física dos agregados foram determinadas com os ensaios: angularidade do agregado miúdo (ASTM C1252, 2003), resistência ao desgaste por abrasão Los Angeles (DNER-ME 035, 1998) e equivalente de areia (DNER-ME 054, 1997).

3.2.3 Caracterização física do ligante asfáltico

O ligante asfáltico PG 76-22 é um ligante modificado pela adição de polímeros elastômeros. Segundo os fornecedores (Betunel Indústria e Comércio Ltda, 2010), seu diferencial se dá graças à utilização de tecnologia de modificação patenteada com base na soldagem química entre as fases asfáltica e polimérica.

A caracterização do ligante foi dividida em ensaios físicos convencionais e ensaios de caracterização reológica. No caso dos ensaios de caracterização convencional, foram estabelecidos como referência e como mera comparação os valores do CAP 50-70. A Tabela 3.2 mostra os ensaios realizados com este fim.

Tabela 3.2. Ensaios de Caracterização do CAP. (Quiñones 2014 Modificado)

ENSAIO	NORMA
Penetração (100g, 5s, 25°C)	ME 003 (DNER ME 003, 1999)
Ponto de Amolecimento	ME 247(DNER, 1994)
Ductilidade a 25°C	ME 163 (DNER ME 163/, 1998)
Ponto de fulgor e combustão	ME 148(DNER, 1994)
Recuperação elástica a 25°C	ME 382 (DNIT, 2010)
Densidade de material betuminoso	ME 193(DNER ME 193/, 1996)

No entanto, no caso da caracterização reológica, foram realizados os ensaios mostrados na Tabela 3.3 tanto para o ligante modificado por polímeros como para o ligante CAP 50-70 também fornecido pela referida empresa. A finalidade deste estudo é avaliar o desempenho e as propriedades do ligante modificado, tomando como referência os valores do CAP convencional. Com a exceção do ensaio de Viscosidade Rotacional (Brookfield), a preparação das amostras para caracterizar a reologia dos ligantes é realizada após o envelhecimento a curto prazo. De acordo

com os critérios da Norma ASTM D 2872-04, esse processo de envelhecimento é simulado no ensaio *Rolling Thin-Film Oven Test* (RTFOT).

Tabela 3.3. Ensaios de Caracterização Reológica dos ligantes.

ENSAIO	NORMA
Viscosidade Rotacional (Brookfield)	(ASTM D4402, 2002)
LAS (<i>Linear Amplitude Sweep</i>)	(AASHTO TP 101-14, 2014)
MSCR (<i>Multiple Stress Creep and Recovery</i>)	(ASTM D7405, 2010)
Construção de curva mestre 25°C	-

3.2.3.1 Envelhecimento em estufa de filme rotativo (RTFOT)

O ligante asfáltico foi envelhecido utilizando uma estufa de filme rotativo (Rolling Thin Film Oven Test – RTFOT). Conforme a norma ASTM D 2872-04, esse método simula o envelhecimento a curto prazo que o material pode sofrer durante a usinagem. Nesse ensaio, 35 g de ligante asfáltico foram depositados dentro de um recipiente de vidro típico e continuamente girado durante 85 minutos a uma temperatura de 163 °C. Em seguida, foram resfriados à temperatura ambiente e posteriormente pesados para determinação da perda de massa.

3.2.3.2 Viscosidade Rotacional (Brookfield)

A curva viscosidade-temperatura é empregada para estimar as temperaturas de usinagem e de compactação da massa asfáltica. As viscosidades dos ligantes asfálticos foram determinadas utilizando o viscosímetro Brookfield DV-E modelo RVDVEA115, acoplado a um controlador de temperatura THERMOSEL. O ensaio foi realizado na faixa de temperaturas de 135 a 177 °C, aumentando em intervalos de 5°C. A velocidade de rotação do viscosímetro é fixada em 20 rpm (rotações por minuto) com objetivo de manter os critérios da norma ASTM D4402/02. A Figura 3.3 mostra o viscosímetro utilizado na determinação da viscosidade.



Figura 3.3. Viscosímetro Brookfield DV-E modelo RVDVEA115.

De acordo com o manual de projeto de misturas asfálticas do Superpave (Asphalt Institute 1995), a temperatura apropriada para usinagem é aquela na qual o ligante asfáltico apresenta uma viscosidade de $0,17 \pm 0,02$ Pa.s, enquanto que a temperatura de compactação é aquela em que o ligante asfáltico apresenta uma viscosidade de $0,28 \pm 0,03$ Pa.s. Esses valores são tradicionalmente aplicados a CAPs puros e têm sido utilizados também na determinação das temperaturas de usinagem e de compactação dos materiais modificados.

A Figura 3.4 mostra a aplicação dessa recomendação para o ligante convencional CAP 50/70. No entanto essa recomendação é inconveniente ser aplicada para o ligante modificado, já que, as temperaturas necessárias para atender os valores de viscosidades de mistura e compactação são altas se comparadas com as especificadas pelo fornecedor. Outra possibilidade é a aplicação da especificação 5.4.6.4 da norma DNER-ES 385/99, que propõe como temperatura recomendável para a compactação da mistura 140°C acrescida de 3°C para cada 1% de polímero: $140^{\circ}\text{C} + 3^{\circ}\text{C}/1\%$ polímero, mas, diante da dificuldade de conhecer a percentagem de polímero utilizada na modificação deste ligante, foram usadas como temperaturas de usinagem e compactação as recomendadas pelo fornecedor. As temperaturas de usinagem e compactação, utilizadas para o asfalto modificado, encontram-se nas faixas de 162 a 168°C e 140 a 146°C , respectivamente.

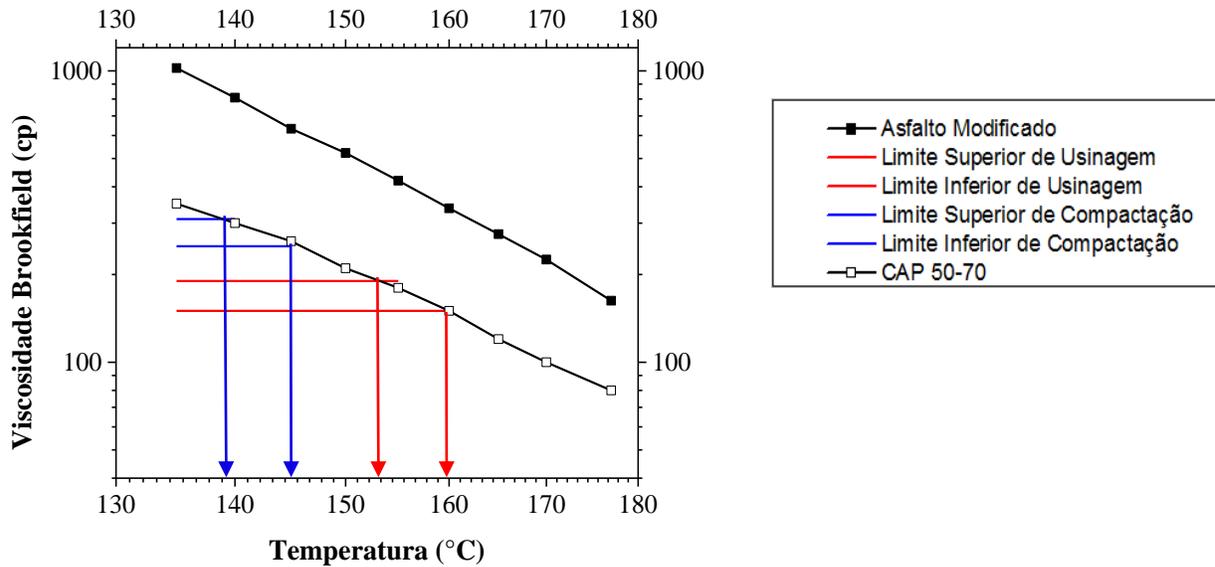


Figura 3.4. Determinação da temperatura de usinagem e compactação

3.2.4 Caracterização Reológica dos ligantes com Reômetro de Cisalhamento Dinâmico (DSR)

Com objetivo de caracterizar os parâmetros reológicos dos ligantes asfálticos CAP 50-70 e o ligante modificado, é utilizado um Reômetro de Cisalhamento Dinâmico (*Dynamic Shear Rheometer*) modelo Smartpave 102 comercializado e distribuído pela empresa Anton Paar. Como mostrado na Figura 3.4, as amostras têm diâmetro de 8 e 25mm em função das especificações de temperatura e tipo de ensaio a ser realizado.



Figura 3.5. *Dynamic Shear Rheometer* (DSR) **a)** Modelo: SmartPave 102. **b)** Placas e amostras de 8 e 25 mm.

3.2.3.3 Construção de curva mestre dos ligantes asfálticos

Para a construção da curva mestre é aplicado o princípio da superposição tempo-temperatura característico dos materiais viscoelásticos para uma temperatura de referência que neste caso será de 25°C. Amostras de ligante de 8mm de diâmetro e 2mm de espessura foram submetidas a uma varredura de frequência de 0,1 a 100 rad/s. Nesse ensaio foram obtidas as isócronas das propriedades módulo complexo de cisalhamento (G^*) e o ângulo de fase (δ) em uma faixa de temperatura de 15 a 40°C a intervalos de 5°C. A curva mestre do módulo complexo pode ser modelada matematicamente por uma função sigmoideal. A função sigmoideal e o fator de deslocamento (Shif fator) são definidos pelas expressões:

$$\text{Log}|G^*| = \mu + \frac{\alpha}{1 + \exp(\beta + \gamma \cdot \text{Log}(t_r))} \quad (3.1)$$

$$a(T) = \frac{t}{t_r} = \frac{\omega_r}{\omega} \quad (3.2)$$

$$\text{Log}(a(T)) = a.T^2 + b.T + c \quad (3.3)$$

onde μ, β, α e γ são coeficientes da função sigmoideal, t é o tempo de carregamento em uma temperatura de interesse, t_r é o tempo reduzido de carga à temperatura de referência, $a(T)$ fator de translação e a, b e c são coeficientes do polinômio de segunda ordem.

O processo de obter as variáveis definidas nas Equações 3.1 à 3.3 foi realizado por meio do método dos mínimos quadrados, utilizando uma planilha eletrônica desenvolvida por Mello (2008).

Baseado nessa planilha foi desenvolvida uma similar para a construção da curva mestre do ângulo de fase. Embora a curva mestre do ângulo de fase seja construída com o modelo de Christensen Anderson and Marasteanu (CAM) o fator de deslocamento utilizado corresponde com o explicado anteriormente neste item. Segundo Yusoff et al., (2012) e Bayane et al., (2017) o modelo CAM é efetivo no ajustes da curva tanto para as frequências baixas como para as superiores.

$$\delta(\omega) = \frac{90}{\left[1 + \left(\frac{\omega}{\lambda}\right)^\beta\right]} \quad (3.4)$$

onde β, λ são coeficientes da modelo e ω é a frequência reduzida.

3.2.3.4 Ensaio *Linear Amplitude Sweep* (LAS)

O ensaio *Linear Amplitude Sweep* (LAS) foi desenvolvido por Johnson (2010) com o objetivo de quantificar a fadiga em ligantes asfálticos usando um processo de curta duração. O ensaio é realizado utilizando a geometria de placas paralelas de 8 mm de diâmetro, com a espessura (*gap*) de 2 mm entre as placas em uma temperatura de 25°C. Este ensaio é dividido em duas etapas: inicialmente é realizada uma varredura de frequência de 0,1 – 30Hz, a uma amplitude de deformação de 0,1% e, imediatamente, uma varredura de amplitude de deformação a uma amplitude de 0,1 – 30% de deformação, a uma frequência fixa de 10Hz levando o material até a fratura.

O ensaio LAS é baseado na teoria de VECD (*ViscoElastic Continuum Damage*) onde o o dano acumulado é calculado para cada incremento pela Equação 3.5:

$$Da(t) = \sum_{i=1}^N \left[\pi \gamma_0^2 (C_{i-1} - C) \right]^{\frac{\alpha}{1+\alpha}} (t_i - t_{i-1})^{\frac{1}{1+\alpha}} \quad (3.5)$$

onde:

$Da(t)$ é o dano acumulado em determinado numero de ciclos,

$C(t) = \frac{|G^*(t)|}{|G^*|_{inicial}}$, representa a integridade do material,

$|G^*|$ é o módulo complexo cisalhante, em MPa;

N é o número de ciclos;

γ_0 é a deformação cisalhante inicial;

t é o tempo de ensaio, em segundos.

Para cada ponto em um dado tempo t , os valores de $C(t)$ e $Da(t)$ são armazenados (é assumido que C em $Da(0)$ é igual a 1, e que $Da(0)$ é igual a zero). A relação entre $C(t)$ e $Da(t)$ esta dada pela Equação 3.6:

$$C_{(t)} = C_0 - C_1 (Da)^{C_2} \quad (3.6)$$

onde C_0 é igual a 1, o valor inicial de C , e C_1 e C_2 são coeficientes da curva ajustada obtidos pela linearização equação:

$$\log(C_0 - C(t)) = \log(C_1) + C_2 \log(Da(t)) \quad (3.7)$$

C_1 é calculado como o anti-log da interseção e C_2 é calculado como a inclinação da linha formada por $\log(C_0 - C(t))$ versus $\log(Da(t))$. Para o cálculo de ambos C_1 e C_2 , os dados que correspondem a valores de dano menores que 10 são ignorados.

O valor de $Da(t)$ na ruptura, D_f , é definido como o valor de $Da(t)$ que corresponde à redução do valor inicial de $|G^*|$, que ocorre na tensão cisalhante de pico. O valor de D_f é calculado pela expressão 3.8:

$$D_f = \left(\frac{C_0 - C_{\text{tensão_de_Pico}}}{C_1} \right)^{\frac{1}{C_2}} \quad (3.8)$$

3.2.3.5 Ensaio *Multiple Stress Creep and Recovery* (MSCR)

A recuperação MSCR é utilizada para avaliar a resposta elástica retardada do ligante de asfalto (Asphalt Institute, 2010). Na realização desse ensaio, foi utilizada a geometria de 25 mm de diâmetro com um *gap* de 1 mm entre as placas paralelas. De acordo com o estabelecido na norma ASTM D7405 2010, a amostra é sujeita a um carregamento constante 1s e seguido de repouso durante 9s. Este processo é repetido em dez ciclos a uma tensão de 0,1 kPa, seguido por dez ciclos a uma tensão de 3.2 kPa para as temperaturas de ensaio de 52, 58 e 64°C. O ensaio resulta em 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) $J_{nr,diff}$, 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, de modo que as deformações do material passam a ser normalizadas pelo valor da tensão. 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.

3.2.5 Misturas asfálticas

Como referido na introdução do capítulo, o material utilizado neste trabalho é composto de uma fase rígida coberta por uma matriz asfáltica. A estimativa do teor de ligante da massa é determinada a partir da superfície específica da granulometria da mistura dos agregados, como expressado pela equação de Duriez.

$$S = \frac{0,17G + 0,33g + 2,3A + 12a + 135f}{100} \quad (3.9)$$

onde S é a superfície específica em m²/kg;

G é a percentagem retida na # 9,5 mm;

g é a percentagem que passa na # 9,5 e fica retida na # 4,8 mm;

A é a percentagem que passa na # 4,8 e fica retida na # 0,297 mm;

a é a percentagem que passa na # 0,297 e fica retida na # 0,075 mm;

f é a percentagem que passa na # 0,075 mm.

Com a superfície específica é calculada o teor provável de CAP T_{ca} em relação à massa de agregado pela equação 3.10:

$$T_{ca} = mS^{1/5} \quad (3.10)$$

m é o módulo de riqueza (variando entre 4,00– 4,50) para misturas tipo AAUQ.

Com o resultado desse teor de ligante, pretende-se atender as especificações das propriedades físicas para misturas asfálticas tipo AAUQ da norma (DNIT 032, 2004).

Os MCP foram compactados estaticamente em moldes de aço recobertos com um material isolante térmico (lã de vidro) com objetivo de diminuir a variação da temperatura. O carregamento estático foi aplicado durante um período de 5 minutos numa prensa marca Humbolt Master Loader Hm 3000. Na Figura 3.5, são mostrados os moldes utilizados na fabricação dos MCP e o método de compactação.

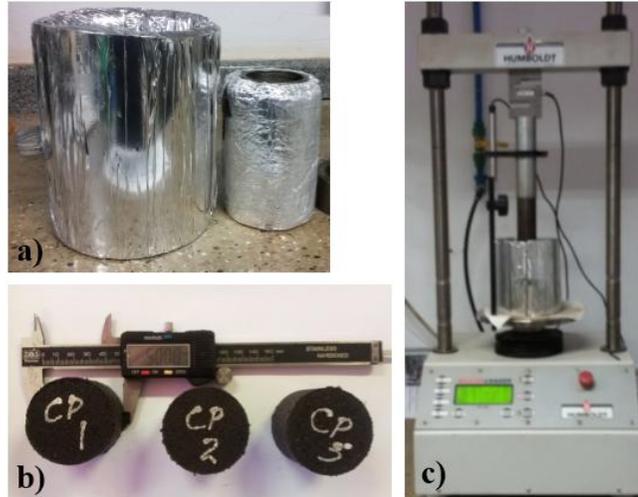


Figura 3.6. Moldagem dos mini-corpos de prova. **a)** Moldes recobertos com material isolante térmico. **b)** Corpos de prova de dimensões reduzidas (MCP). **c)** Compactação estática em andamento na prensa Humbolt

Com a finalidade de usar repetidamente esse método de compactação, foi preciso estabelecer parâmetros de calibração no que se refere à magnitude do carregamento aplicado e à velocidade do deslocamento. Tomando-se como base a faixa de valores de teor de CAP esperado para misturas tipo AAUQ (ver Tabela 3.1), foram elaboradas misturas com vários teores de ligante na faixa de 6 a 12% variando em intervalos de 2%. Para cada um desses teores foram aplicadas diferentes magnitudes de carregamentos (10, 20, 25, 30 e 35 kN), resultando em curvas de variação do volume de vazio (V_v) em função do carregamento aplicado. É importante esclarecer que para cada teor de ligante e magnitude de carregamento foram elaborados três corpos de prova. Esse procedimento permite estimar o teor de ligante e o carregamento a ser aplicado para obter determinado volume de vazio na massa a ser produzida. Depois de compactado, deixa-se o MCP esfriar na temperatura ambiente para serem desmoldados e determinadas suas propriedades físicas correspondentes: massa específica aparente (G_{mb}), massa específica teórica (DMT ou G_{mm}), Volume de vazio (V_v), volume de vazios nos agregados minerais (VAM), vazios cheios com betume (VCB) e a relação betume-vazios (RBV). A partir da variação dessas propriedades, foi possível obter a variação das funções viscoelásticas como descrito no Capítulo 4.

As propriedades viscoelásticas do composto, massa asfáltica-material rígido, também variam em função do volume de material rígido incorporado. Para provar esta afirmação foram

moldados conjuntos de MCPs com várias quantidades e distribuições de esferas de aço. Igualmente para esses compostos foram determinadas as propriedades físicas referidas no parágrafo anterior.

3.2.6 Incorporação do Material Rígido

O objetivo de incorporar material rígido de maior volume é ter uma ideia da contribuição da argamassa no comportamento de concretos asfálticos. O uso de esferas de aço é definido pela sua forma que facilita a simulação numérica, seja via MEF ou DEM. Os resultados poderão ser utilizados no futuro para estudos que utilizem teorias mais elaboradas de *up.scaling* e homogeneização.

A fabricação desse micro corpo de prova é relativamente simples. Consiste em depositar camadas de massa asfáltica de espessura constante dentro do molde, e, logo em seguida, com ajuda de pinças, são colocadas as esferas de aço que em seguida são cobertas com as camadas superiores de argamassa. A sequência da construção destes MCPs com esferas de aço é exemplificada na Figura 3.7 com a exceção do processo de compactação.

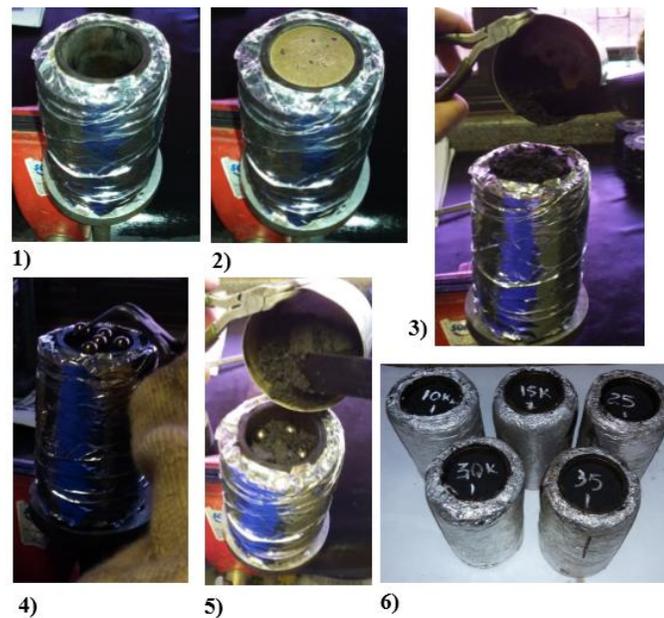
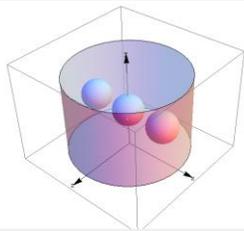
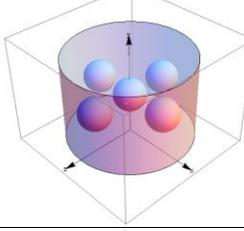
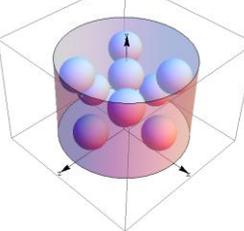
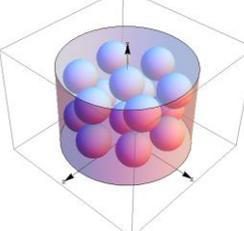


Figura 3.7. Sequência da fabricação dos micro corpo de prova.

Para a identificação dos MCPs que contém esferas de aço, é estabelecido um código, por exemplo: o MCP codificado como A-3-12mm (1) significando que contém aço pela adição da letra

A, seguido da quantidade de esferas e do diâmetro das mesmas em milímetros e, por último, entre parênteses o número da amostra. Para cada ensaio, foi realizado um mínimo de três repetições. Na Tabela 3.4 é mostrado um esquema da distribuição das esferas de aço dentro do MCP.

Tabela 3.4 Volume e distribuição do material rígido (Esferas de aço diâmetro 12 mm)

Diâmetro (mm)	Quantidade	Volume respeito ao MCP (%)	Esquema da Disposição
12	3	5	
12	5	8	
12	10	16	
12	15	25	
12	20	33	Distribuição aleatória

A massa específica aparente da mistura asfáltica compactada (G_{mb}) é determinada pela expressão com a utilização da balança hidrostática e com os critérios de ensaio estabelecidos pela Norma ASTM D 2726 (2002):

$$Gmb = \frac{M_s}{M_s - M_{sub}} \quad (3.11)$$

Onde:

M_s é a massa seca do corpo de prova

M_{sub} é a massa submersa em água

Por outro lado, a massa específica máxima teórica (DMT ou Gmm) é calculada em misturas asfálticas pela expressão:

$$DMT = \frac{100}{\frac{\%a}{d_{CAP}} + \frac{\%f}{d_f} + \frac{\%am}{d_{am}} + \frac{\%ag}{d_{ag}}} \quad (3.12)$$

Onde:

DMT densidade máxima teórica da mistura;

% a é o teor de ligante na mistura;

% f é a percentagem de fíler na mistura;

% am é a percentagem de agregado miúdo na mistura;

% ag é a percentagem de agregado graúdo na mistura;

d_{CAP} é a densidade real de ligante;

d_f é a densidade real de fíler;

d_{am} é densidade real do agregado miúdo e

d_{ag} é densidade real do agregado graúdo.

É importante esclarecer que a argamassa asfáltica é considerada como uma mistura tipo AAUQ e, por tanto, na expressão anterior foi descartada a parcela correspondente ao agregado graúdo. No entanto, no caso da mistura com esferas de aço, considera-se a densidade real e a percentagem desse material. O volume de vazios e demais índices volumétricos são calculados pelas seguintes expressões:

$$V_v = \frac{DMT - Gmb}{DMT} 100 \quad (3.13)$$

$$VCB = \frac{Gmb * \%a}{d_{CAP}} \quad (3.14)$$

$$VAM = V_v + VCB \quad (3.15)$$

$$RBV = \frac{VCB}{VAM} \quad (3.16)$$

Onde:

VCB é o volume de vazios com betume;

VAM é o volume de vazios do agregado mineral;

RBV é a relação betume/vazios;

%a é a porcentagem de asfalto na mistura;

d_{CAP} é a densidade real do ligante.

Uma vez determinadas estas propriedades, é realizado o ensaio de fluência estática ou *Creep Compliance* com a finalidade de estudar a variação das propriedades viscoelásticas no domínio do tempo para todas as misturas executadas.

3.3 Ensaio de Fluência Estática (*Creep Compliance*)

Para todos os MCPs produzidos, foram realizados ensaios de compressão axial numa temperatura de 25°C, aproximadamente, com aplicação de uma carga estática numa tensão de 100kPa (1 kgf/cm²) durante 01 (uma) hora. Em seguida, o corpo de prova permanecem durante 15 minutos em fase de descarregamento, a fim de verificar o retorno elástico da mistura. Ao final do ensaio de fluência estática, pretendeu-se obter os valores de deformações uniaxiais em função do tempo de aplicação da carga. Assim, dividindo-se as deformações pela tensão constante aplicada, tem-se a função de fluência $D(t)$. Na Figura 3.7 é mostrado o ensaio em andamento.



Figura 3.8. Ensaio de fluência estática na temperatura 25°C em andamento.

Com a obtenção da função fluência $D(t)$, foram determinados os coeficientes da série de Prony pelo Método da Colocação por Mínimos Quadrados Linear (MQL). A partir da relação Quase Elástica, $E(t)D(t) \cong 1$, para $t > 0$, é obtida a função Relaxação $E(t)$ e os coeficientes da sua respectiva série de Prony utilizando também o próprio método MQL.

Com o propósito de avaliar os ajustes realizados na função Fluência (Compliance) foram determinadas algumas medidas de erro para uma das médias dos MCP produzidos. As medidas de erro utilizadas foram a média do erro absoluto (MAE), *Root Mean Squared Error* (RMSE), o erro relativo expressado em percentagem assim como os erros máximos e mínimos também expressados em percentagem. O erro relativo é a percentagem da relação entre da raiz da somatória dos quadardos do erro é:

$$e_{rel} = \frac{\sqrt{\sum_{i=1}^N (Y_i - \hat{Y})^2}}{\sqrt{\sum_{i=1}^N Y_i}} \cdot 100 \quad (3.17)$$

onde Y_i é o valor exacto ou experimental, \hat{Y} é o valor da regressão e N é o numero totalde de datos analisados.O valor da RMSE é determinado pela expressão:

$$RMSE = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^N (Y_i - \hat{Y})^2} \quad (3.18)$$

3.4 Descrição dos modelos numéricos

Os modelos numéricos usados nesta pesquisa visam descrever o comportamento do material viscoelástico no domínio do tempo a partir da simulação do ensaio de fluência estática considerando as particularidades próprias do problema. Para atingir este objetivo, foi utilizado o software de elementos finitos ABAQUS CAE e são modelados em 3D os MCPs com as dimensões aproximadas de 34mm de altura e 50mm de diâmetro. Empregaram-se basicamente duas abordagens para modelar o mesmo fenômeno e estabelecer comparações. Foi modelado o mesmo ensaio como um corpo homogêneo, sem considerar o volume do material rígido (esferas de aço), e como um corpo heterogêneo, levando em consideração o volume e posição do material rígido. Nos dois casos, o modelo é composto de um cilindro onde podem estar embutidas ou não as esferas de aço e uma placa rígida onde são aplicados os carregamentos como ilustra a Figura 3.8.

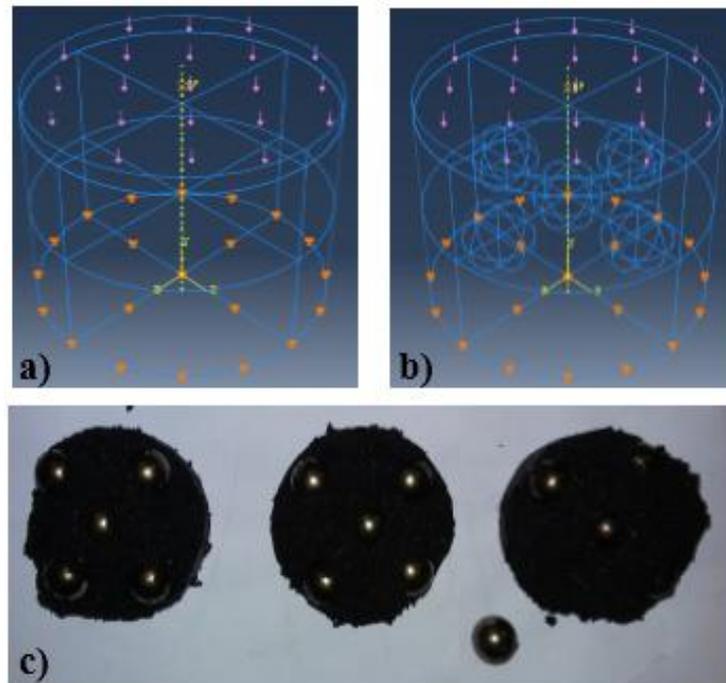


Figura 3.9. Esquema dos modelos numéricos. **a)** Modelo numérico do MCP Homogêneo **b)** Modelo numérico heterogêneo correspondente a um MCP codificado A-5-12mm. **c)** Micro corpos de provas após ensaiados e cortados para verificar a posição das esferas de aço.

3.4.1 Modelo constitutivo

O modelo elástico-linear é utilizado para as esferas de aço com um módulo de rigidez $E=210$ GPa e um coeficiente de Poisson de 0,3 com o objetivo de tornar o material rígido em comparação com a massa que as recobre. Este modelo constitutivo será usado na abordagem heterogêneo. Para a argamassa, foi utilizado um modelo viscoelástico linear, cujos parâmetros constitutivos são dependentes da série de Prony da função $E(t)$, tanto no caso homogêneo como heterogêneo. A aplicação das técnicas de ajustes apresentadas nas seções anteriores possibilita a obtenção dos coeficientes que caracterizam o modelo de viscoelástico. Têm-se, dessa forma, todas as constantes relacionadas à função módulo de relaxação para uma temperatura de referência T constante. Considerando que o material tem um comportamento viscoelástico linear isotrópico,, as relações são análogas às de materiais linear-elásticos isotrópicos:

$$G(t) = \frac{E(t)}{2(1+\nu)} \quad (3.19)$$

$$K(t) = \frac{E(t)}{3(1-2\nu)} \quad (3.20)$$

$G(t)$: Módulo de Cisalhamento no tempo

$K(t)$: Módulo de volumétrico no tempo

ν : Coeficiente de Poisson, considerado constante no tempo

Entretanto, no software ABAQUS, o formato de entrada desses parâmetros é ligeiramente diferente, e o modelo constitutivo viscoelástico baseia-se em uma série de Prony normalizada para a função de módulo de cisalhamento ou módulo volumétrico no tempo (Kong & Yuan, 2010).

3.4.2 Carregamento e condições de contorno

A seguir é detalhada a forma e magnitude dos carregamentos e as condições de contorno. Objetivando simular as condições do ensaio, os carregamentos foram aplicados sobre uma placa de rigidez infinita (tipo *Shell*), a qual se une ao cilindro através de um contato rígido tipo *Tie*. O carregamento foi aplicado em dois passos (*Steps*) tipo viscoelástico com abordagem tanto implícita como explícita, o que permite realizar análises no domínio do tempo. Foi aplicado, inicialmente,

um carregamento estático de 5 kPa durante um período de 10 segundos para simular a acomodação inicial e contato da placa, em seguida aplica-se outro com uma magnitude de 100 kPa por um período de 3600 segundos.

As condições de contorno foram estabelecidas na base do cilindro, restringindo o deslocamento e permitindo o giro nos eixos X,Y,Z. É importante indicar que esses aspectos foram mantidos para todos os modelos numéricos, sejam homogêneos ou heterogêneos. Outra consideração relevante é que todos os resultados dos modelos numéricos propostos são submetidos a um processo de convergência de malha que será abordada com mais detalhe no Capítulo 4.

3.4.3 Análises de variáveis no modelo heterogêneo

A principal vantagem do uso de modelos heterogêneos é a possibilidade de simular e estudar fenômenos de natureza física, dificilmente considerados pelos modelos homogêneos. Nesse sentido, foi analisada a influência da variação de alguns parâmetros físicos como o volume de vazio, o volume e a distribuição das esferas de aço e o possível atrito gerado na interface esfera de aço-massa asfáltica.

Devido à carência de imagens de tomografia, raios X e outras técnicas de tratamento de imagens para conhecer a distribuição e o formato do volume de vazios, foram estabelecidas algumas premissas: o volume de vazio é representado por esferas de diâmetro constante e a distribuição se realiza aleatoriamente dentro do domínio. Nesse particular foram investigados o diâmetro e a disposição dos vazios.

Com o objetivo de avaliar a influência da posição das esferas de aço no desempenho da mistura, foram efetuadas simulações com posições diferentes da original executado no laboratório. Esta verificação é realizada considerando duas possíveis situações: (1) a massa asfáltica e a esfera de aço estão totalmente ligadas e (2) existe atrito entre estas duas fases do material. Para estudar o primeiro cenário, o modelo foi composto de só uma parte, em que numa malha contínua se juntam os elementos que formam as geometrias das esferas de aço e da massa, respectivamente. A segunda condição constitui, por si só, vários casos de estudo, sendo examinados diversos modelos onde se modifica o tipo de interface. Os modelos de interface são considerados sempre na direção normal, como um *Hard Contact*, que não permite que as geometrias se sobreponham; não obstante, na direção tangencial, são testados modelos sem atrito e com coeficiente de atrito (*Penalty*). Para

esse tipo de modelos, as esferas e a massa devem ser partes independentes e com malhas próprias. A Figura 3.9 mostra as principais diferenças de forma nas malhas de elementos finitos utilizadas.

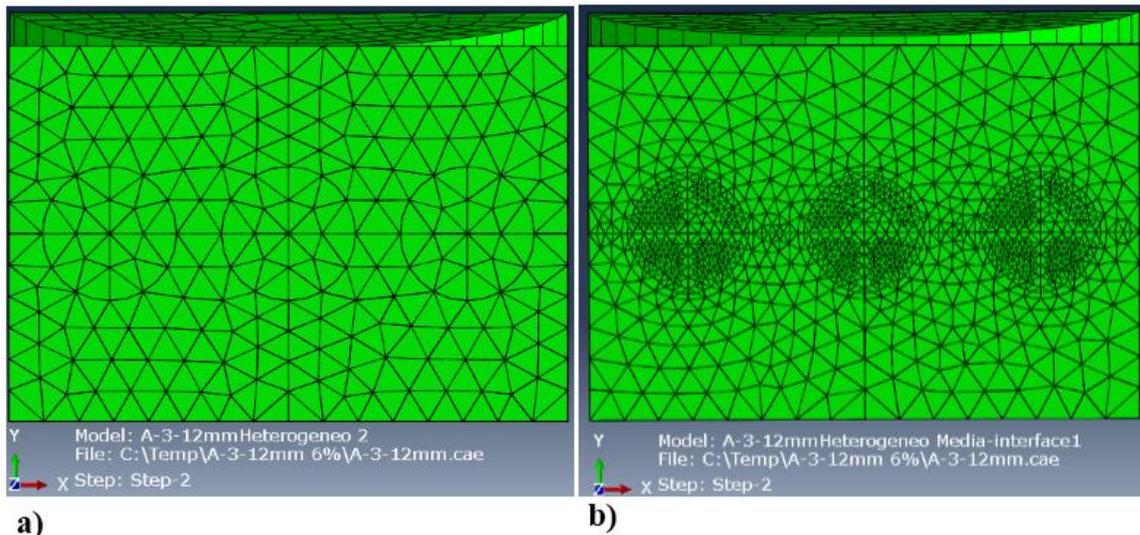


Figura 3.10. Malhas para os modelos Bifásicos. **a)** Modelo numérico heterogêneo de malha contínua. **b)** Modelo numérico heterogêneo com interface entre os materiais.

É relevante afirmar que as condições de volume de vazio e interface não foram modeladas unidas devido ao alto custo computacional associado à quantidade de elementos finitos necessários para gerar a malha e a não linearidade gerada pelas condições de contato entre os materiais.

CAPÍTULO IV

4 ANÁLISE E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS EXPERIMENTAIS

No correr deste capítulo são analisados os diferentes resultados obtidos na pesquisa. Os mesmos são divididos, de acordo com o fluxograma mostrado no capítulo anterior, em duas partes: resultados correspondentes a campanha experimental e os alcançados através de simulações numéricas. Os ensaios foram realizados no laboratório de Infraestrutura Rodoviária (Infralab) da Universidade de Brasília (UnB).

4.1 Caracterização dos materiais

Neste item são mostrados os resultados experimentais da caracterização dos materiais e dos compósitos de interesse na pesquisa. Os experimentos foram divididos em ensaios de caracterização dos materiais componentes da argamassa asfáltica, ensaios de calibração do método de compactação e ensaios de fluência estática para todos os mini corpos de prova (MCP) produzidos. Os MCP foram classificados de acordo com a magnitude de volume de vazio, teor de ligante, distribuição e volume de material rígido.

4.1.1 Ensaios de caracterização aos agregados

Os resultados dos ensaios para o agregado calcário, mostrados na Tabela 4.1, encontram-se em conformidade dos parâmetros exigidos pelas normas brasileiras. Ao analisar os resultados da Tabela 4.1 devem ser consideradas algumas particularidades relativas aos valores limites de algumas propriedades dos agregados usados na produção da argamassa. Objetivando caracterizar o material da maneira mais exata possível, os resultados dos ensaios de abrasão Los Angeles e durabilidade em sulfato de magnésio foram comparadas com especificações da Norma DNIT 031 ES (2006), porque não existem valores especificados na referida a Norma DNIT 032 (2004) para misturas tipo AAUQ. O resultado obtido no ensaio de desgaste à abrasão Los Angeles do material empregado foi de 21%. Devido à granulometria do material em estudo, foi avaliada a fração correspondente à graduação D da norma DNIT 031 ES (2006), apresentado, assim, valores de desgaste satisfatórios, segundo o especificado na citada norma. O valor da durabilidade em sulfato

de magnésio obtido para o agregado calcário foi de 4,2% satisfazendo assim à especificação ES 031(DNIT, 2006), que sugere como valor máximo uma perda de 12%.

Tabela 4.1. Resultados dos ensaios de caracterização dos agregados

Ensaio de caracterização	Método de ensaio	U/M	Limites/ Especificações (DNIT 032, 2004)	Resultado
Equivalente de Areia	DNER-ME 054, 1997	%	$\geq 55\%$	68
Resistencia ao desgaste por abrasão Los Angeles	(DNER-ME 035, 1998)	%	$\leq 50\%$	21
Durabilidade em sulfato de magnésio	(DNER-ME 089, 1994)	%	$< 12\%$	4,2
Agregado miúdo - determinação de densidade real	(DNER-ME 084, 1995)	g/cm ³	-	2,75
Filer mineral - Massa especifica	(DNER-ME 085, 1994)	g/cm ³	-	2,88

A verificação da contaminação das partículas por material argiloso foi determinada com o ensaio de equivalente de areia ME 054 (DNER, 1997), expressando o valor da relação entre a altura de agregados e a altura de finos em suspensão numa solução. Assim, quanto maior a altura de finos em suspensão, menor o valor do equivalente de areia e, portanto, mais contaminado o agregado. O resultado obtido no agregado é de 68% atendendo as especificações da norma. Finalmente foram determinadas as densidades dos agregados, parâmetros indispensáveis na dosagem do teor ótimo de projeto para as misturas asfálticas, obtendo-se magnitudes similares a estudos realizados no Infralab e que utilizam esse materiais na produção de misturas asfálticas.

4.1.2 Ensaios de caracterização convencional dos ligantes asfálticos

As propriedades convencionais dos ligantes asfálticos além de serem importantes na análise das especificações próprias do material, auxiliaram em conjunto com a caracterização reológica, a escolha do ligante para produzir as misturas de estudo neste trabalho. A Tabela 4.2 exhibe os valores obtidos na caracterização dos ligantes CAP 50/70 e o ligante modificado por polímeros. São mostrados também os métodos e as especificações de cada ensaio realizado.

Os ensaios de caracterização convencional para ligantes asfálticos conferem ao ligante modificado um patamar superior de qualidade se comparado com o CAP 50/70. Todos os

resultados são superiores, por exemplo: o ligante modificado é um ligante mais “duro” expressado no resultado da penetração, assim como também é menos susceptível a influência da temperatura como mostram os resultados do ponto de amolecimento. A susceptibilidade a influência da temperatura pode ser avaliada também pela perda de massa durante o envelhecimento a curto prazo simulado pelo ensaio RTFOT, na medida que este valor seja menor, o ligante é menos susceptível aos efeitos da temperatura sendo justamente o caso do ligante modificado em comparação com o CAP 50/70. Outra referência de importância para este trabalho, é a diferença notável que existe no valor de recuperação elástica sendo de 90 % para o caso do ligante modificado por polímeros contra apenas 7% no CAP 50/70 convencional.

Tabela 4.2. Resultados dos ensaios de caracterização dos ligantes asfálticos.

Ensaio	U/M	Limites		Resultados		Métodos Execução
		CAP 50-70 DNIT 095/06	PG 76-22 Tipo 60/85	CAP 50-70	PG 76-22 Tipo 60/85	
Densidade	g/cm ³			1,002	1,012	DNER ME 193/96
Penetração (100g, 5s, 25°C)	0,1mm	50-70	40-70	56	45	DNER ME 003/99
Ponto de Amolecimento	°C	≥46	60, mín.	48	65	DNER ME 247/94
Ductilidade a 25°C, mín	cm	≥60	≥60	>100	>100	DNER ME 163/98
Ponto de fulgor	°C	>235	>235	320	346	DNER ME 148/94
Ponto de Combustão	°C			380	395	DNER ME 148/94
Recuperação elástica a 25°C, 20 cm	%		85 mín.	7	90	DNER ME 163/98
Viscosidade Brookfield						NBR 15184-04
a 135°C, Sp 21, 20 rpm	cP	141, mín.	3000, máx.	350	1022	
a 150°C, Sp 21, 20 rpm	cP	50, mín.	2000, máx.	210	520	
a 177°C, Sp 21, 20 rpm	cP	30-150	1000, máx.	80	162	
Efeito do calor e do ar (RTFOT) a 163° C, 85 min						ASTM D 2872-04
Varição em massa, máx	% massa	0,5 máx.	0,5 máx.	0,19	0,14	

4.1.3 Ensaio de caracterização reológica dos ligantes asfálticos

Os ensaios de caracterização reológica foram realizados com o emprego de um reômetro de cisalhamento dinâmico (DSR) para caracterizar o comportamento viscoso e elástico dos ligantes

asfálticos. Os ligantes CAP 50/70 puro e o STLYNK são ensaiados após envelhecidos com o objetivo de verificar e comparar suas propriedades reológicas. Com essas finalidades foram apresentados os resultados da construção das curvas mestres do módulo de cisalhamento complexo $|G^*|$ e ângulo de fase (δ) o ensaio de LAS e o Ensaio MSCR.

4.1.3.1 Construção de curva mestre

A representação do comportamento reológico do material através curva mestre é muito utilizada. As propriedades reológicas são representadas para uma única temperatura de referência dentro de um espectro de frequências ou de tempos de carregamento. As curvas mestras do módulo de cisalhamento dinâmico $|G^*|$ para os ligantes CAP 50/70 e o STLYNK são mostradas na Figura 4.2, para a condição pós-RTFOT e uma temperatura de referência de 25°C. Esse valor de temperatura corresponde à utilizada nos ensaios de fluência das misturas elaboradas. Para produzir os resultados na citada temperatura é utilizado um espectro que está entre 15 a 40°C.

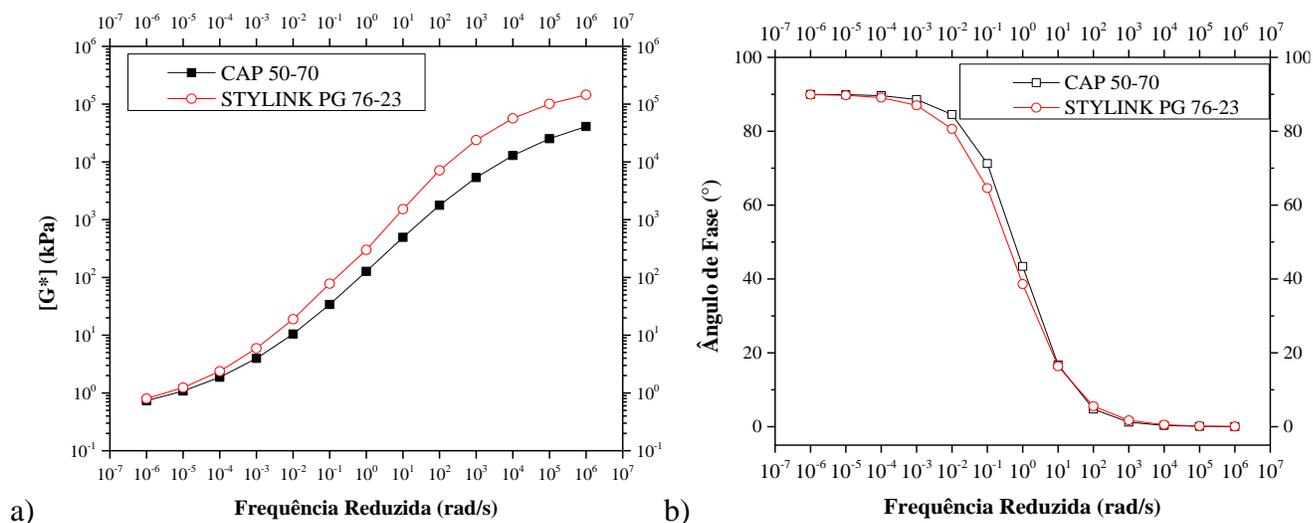


Figura 4.1. Curva mestre dos ligantes asfálticos. a) Módulo de cisalhamento dinâmico (G^*). b) Ângulo de fase (δ)

A Figura 4.1(a) apresenta a variação da rigidez dos ligantes asfálticos envelhecidos a curto prazo em função da frequência. Os resultados mostram que para baixas frequências ou altas temperaturas o desempenho, em termos de rigidez, do ligante modificado é praticamente igual ao do CAP 50/70. Isso sugere que o ligante CAP 50/70 é a base utilizada na produção do ligante

modificado por polímeros. Para baixas temperaturas ou altas frequências o asfalto modificado apresenta maior módulo complexo G^* , o que pode indicar menores deformações totais. Entretanto a Figura 4.1(b) apresenta a curva mestre do ângulo de fase (δ) que é construída como o mesmo *Shift Factor* utilizado na construção da curva mestre para o módulo dinâmico $|G^*|$ mas com o modelo CAM. Como mostrado na Figura 4.1(b), o ligante modificado tem um ângulo de fase ligeiramente menor que o CAP50/70, aproximando a componente elástica do módulo complexo. Esse comportamento é mais visível para as frequências que correspondem a temperatura de referência, no caso 25°C coincidindo ainda com a temperatura definida para os ensaios de fluência.

4.1.3.2 Ensaio LAS (*Linear Amplitude Sweep*)

Este ensaio de varredura de amplitude (LAS) é um ensaio acelerado de fadiga em que se avalia a tolerância do material ao processo de carregamento cíclico. Embora as misturas produzidas não sejam ensaiadas até a ruptura, os resultados do ensaio são uma comparação da susceptibilidade a fadiga dos ligantes de estudo.

A Figura 4.2 (a) mostra a comparação das curvas de tensão cisalhante versus deformação cisalhante em uma temperatura de 25°C para os ligantes analisados. Esses resultados demonstram que apesar do ligante CAP 50/70 apresentar maior valor de tensão cisalhante na ruptura, tem um comportamento mais frágil após a ruptura se comparado com o ligante modificado. Os valores de tensão cisalhante tendem a 0Pa para taxa de deformação de 20% e 30% respectivamente, demonstrando assim a afirmação anterior.

Por outro lado, na Figura 4.2(b) são explicitadas as curvas características que mostram a evolução do dano nos ligantes estudados. Os resultados mostram que o ligante convencional é mais suscetível ao dano que o ligante modificado. As curvas características mostram para a mesma diminuição da integridade (C) o parâmetro de dano (Da) acumulado do CAP 50/70 é menor se comparado com o ligante modificado por polímeros, sugerindo uma relação entre a perda de integridade e o comportamento frágil do CAP 50/70 mostrado na curva tensão-deformação cisalhante da Figura 4.2(a).

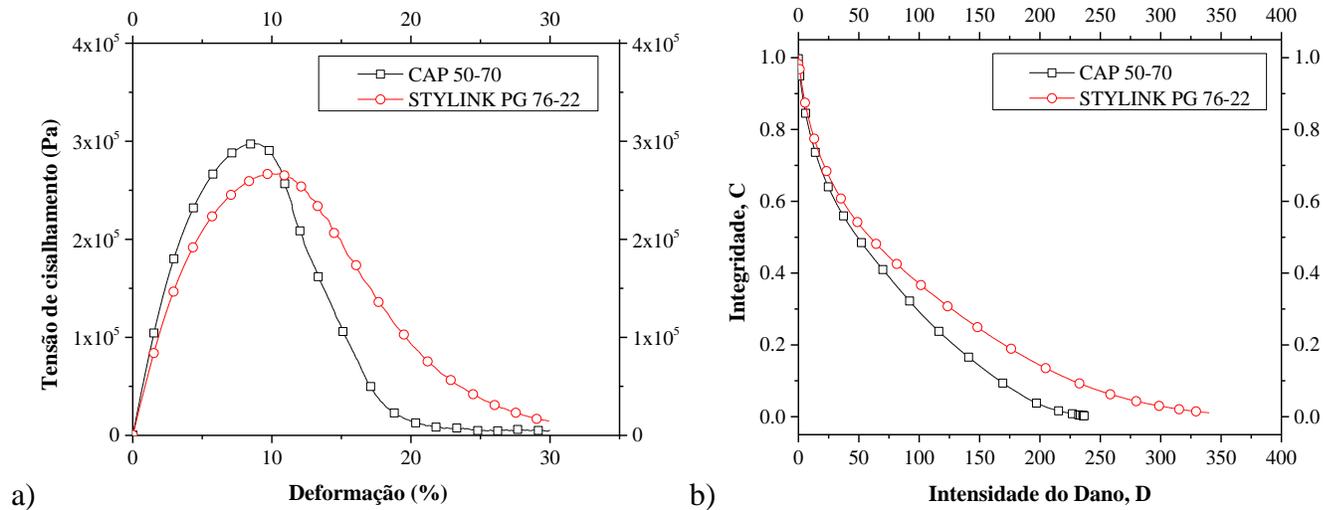


Figura 4.2. Resultados do Ensaio LAS após RTFOT. a) Curva tensão deformação. b) Curva característica do dano.

4.1.3.3 Multiple Stress Creep and Recovery (MSCR)

Os resultados do ensaio MSCR são apresentados nas Tabelas 4.3 e 4.4. É importante esclarecer que os ensaios foram realizados só nas temperaturas de 46, 52 e 58°C, pois para temperaturas superiores a 58°C, o CAP 50/70 não mostrou recuperação elástica retardada. Outro ponto a ser considerado com respeito às temperaturas do ensaio é o fato de que a caracterização reológica dos ligantes analisados foi realizada unicamente para estabelecer uma comparação a respeito do seu desempenho.

Tabela 4.3. Resultados da recuperação e o compliâncias não recuperável para 0.1 e 3.2 kPa.

Ligante asfáltico	Recuperação 0,1kPa (%)			Recuperação 3,2kPa (%)		
	46°C	52°C	58°C	46°C	52°C	58°C
CAP 50/70	15,4	9,76	4,61	11,58	4,14	0,86
Modificado	76,84	73,31	69,74	66,33	63,09	46,69
Ligante asfáltico	Compliâncias 0,1kPa (kPa-1)			Compliâncias 3,2kPa (kPa-1)		
	46°C	52°C	58°C	46°C	52°C	58°C
CAP 50/70	0,19	0,57	1,4	0,2	0,63	1,54
Modificado	0,04	0,12	0,27	0,06	0,17	0,52

Tabela 4.4. Resultados da diferença percentual entre as compliâncias 0.1 e 3.2 kPa.

Ligante asfáltico	$J_{nr, diff}$ (%)		
	46°C	52°C	58°C
CAP 50/70	5,24	9,52	9,09
Modificado	33,33	29,41	48,08

Ao analisar as Tabelas 4.3 e 4.4 conclui-se evidentemente que a adição de polímeros elastômeros faz do ligante modificado um material com maior potencial de recuperação elástica e menos susceptível a desenvolver deformações permanentes. Entretanto, a sensibilidade à tensão e o grau de não-linearidade da resposta reológica ($J_{nr, diff}$) se mostra também maior para o ligante asfáltico modificado. Essas potencialidades desde o ponto de vista da recuperação elástica determinam a escolha do ligante modificado na produção da argamassa, objeto de estudo neste trabalho.

4.2 Calibração do método de compactação

Como foi explicitado no capítulo anterior, a compactação estática da massa asfáltica requer um processo de calibração, referente à aplicação da magnitude e velocidade de carregamento. A propriedade física das misturas compactadas utilizada como variável de calibração é o Volume de Vazios com ar (Vv). Esse processo foi realizado para os teores de ligante 6, 8, 10 e 12% e com magnitudes de carregamento de 10, 20, 25, 30 e 35 kN. Esses valores de teor de ligante correspondem à faixa determinada segundo a superfície específica dos agregados utilizados na produção da mistura. A finalidade da análise desses resultados foi a definição de um teor de ligante para produzir a argamassa asfáltica a ser empregada como material viscoelástico visando atender às especificações da norma DNIT 032 (2004). A seguir são ilustrados os resultados desse processo esclarecendo que a velocidade de deslocamento vertical da base da prensa é constante e igual a 10 mm/min. Outras velocidades maiores foram testadas durante o processo de calibração da prensa, mas os resultados obtidos não demonstraram influência significativa na obtenção da variável de controle (Vv) e, por tanto, foram desconsideradas. A Figura 4.3 mostra para os diferentes teores de ligante a variação do volume de vazios nas misturas compactadas com as referidas magnitudes de carregamentos e uma linha de tendência linear. Para cada carregamento foram realizadas três replicas de ensaio.

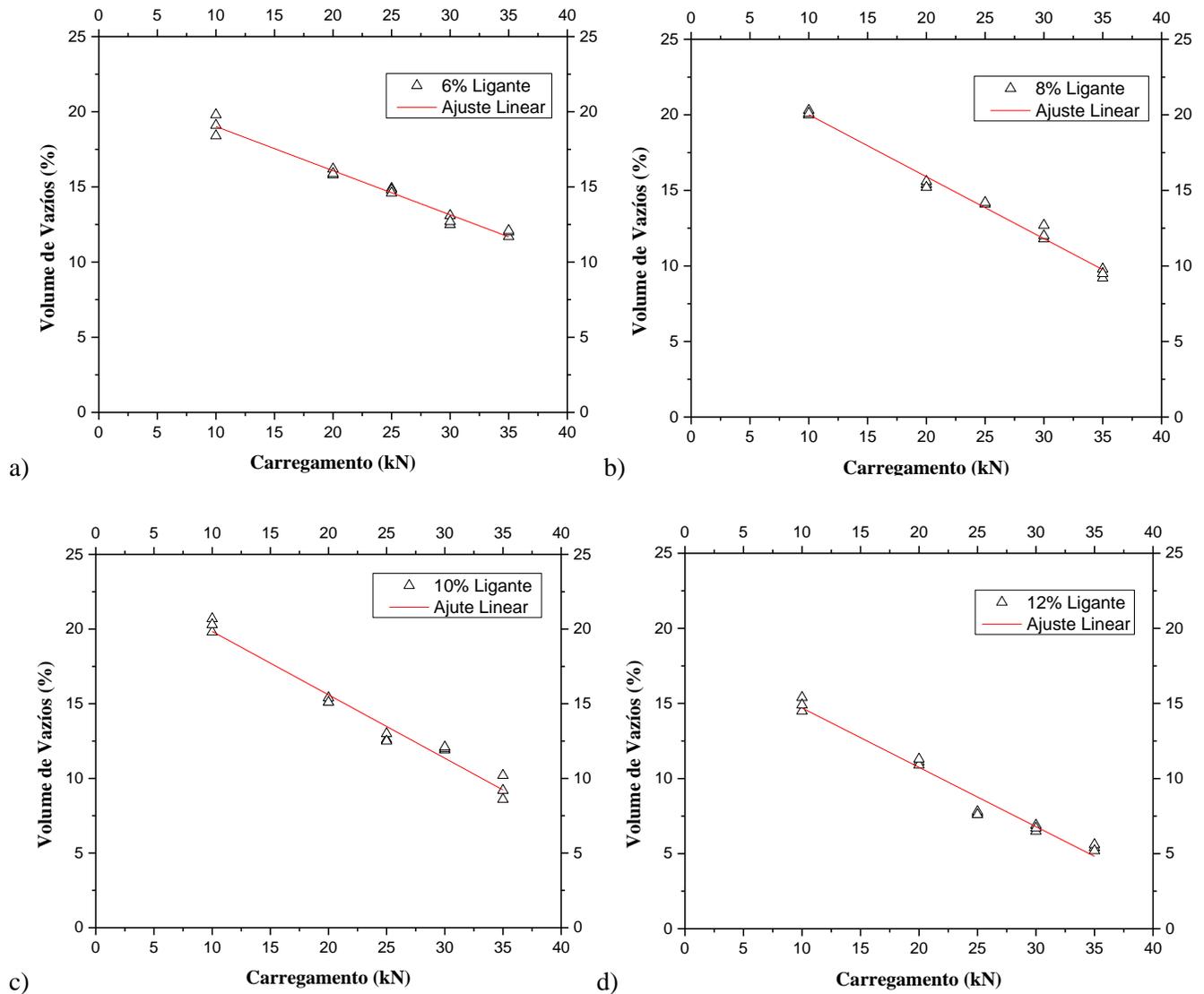


Figura 4.3. Variação do volume de vazio em função do carregamento aplicado para vários teores de ligante asfálticos. a) Argamassa com teor de 6% de ligante. b) Argamassa com teor de 8% de ligante. c) Argamassa com teor de 10% de ligante. d) Argamassa com teor de 12% de ligante

O volume de vazio e sua dependência do carregamento aplicado é caracterizado por uma função linear tipo $Vv = a + bx$ para todos os teores de ligantes analisados e onde o eixo x representa o valor da força aplicada. Na Tabela 4.5 são mostrados os valores médios do volume de vazio obtido em todos os teores de ligante e para cada magnitude de carregamento aplicada, assim como os coeficientes a, b e R^2 obtidos para cada uma das funções ajustadas. Enquanto, a Tabela 4.6 mostra os resultados das propriedades físicas e volumétricas das misturas produzidas com diferentes teores de ligante.

Tabela 4.5. Coeficientes das funções de ajuste linear da calibração da compactação estática

Teor de ligante (%)	Volume de Vazio (Média)					Coeficientes da Função Vv		R ²
	10kN	20kN	25kN	30kN	35kN	a	b	
6	19,1	16,0	14,9	12,8	11,9	21,95	-0,29	0,98
8	20,2	15,5	14,1	12,8	9,5	24,12	-0,41	0,99
10	20,2	15,2	12,8	12,0	9,7	24,10	-0,42	0,97
12	14,9	11,0	7,7	6,7	5,4	18,65	-0,40	0,96

Tabela 4.6. Média das propriedades físicas e volumétricas das misturas produzidas variando o teor de ligante e a força de compactação.

Teor de Ligante 6%						Teor de Ligante 8%				
Força (kN)	10	20	25	30	35	10	20	25	30	35
DMT (g/cm ³)	2,496	2,496	2,496	2,496	2,496	2,421	2,421	2,421	2,421	2,421
Gmb (g/cm ³)	2,019	2,097	2,125	2,178	2,201	1,933	2,045	2,081	2,112	2,191
Vv (%)	19,1	16	14,9	12,8	11,8	20,2	15,5	14,1	12,8	9,5
VCB (%)	11,97	12,43	12,59	12,91	13,01	15,28	16,17	16,45	16,7	17,32
VAM (%)	31,09	28,43	12,43	12,59	13,05	35,45	31,69	30,51	29,46	26,82
RBV (%)	38,53	43,72	45,82	50,27	52,46	43,1	51,01	53,92	56,74	64,59
Teor de Ligante 10%						Teor de Ligante 10%				
Força (kN)	10	20	25	30	35	10	20	25	30	35
DMT (g/cm ³)	2,350	2,350	2,350	2,350	2,350	2,283	2,283	2,283	2,283	2,283
Gmb (g/cm ³)	1,875	1,993	2,049	2,069	2,121	1,941	2,031	2,106	2,130	2,159
Vv (%)	20,2	15,2	12,8	12,0	9,7	14,9	11,0	7,7	6,7	5,4
VCB (%)	18,52	19,69	20,24	20,44	20,96	23,02	24,08	24,97	25,25	25,59
VAM (%)	38,74	34,89	33,04	32,39	30,68	45,44	40,61	36,58	35,31	33,75
RBV (%)	47,82	56,43	61,27	63,11	68,33	66,27	72,39	78,58	80,80	83,78

A partir dos resultados dos gráficos da Figura 4.3 e da Tabela 4.6 verifica-se que o teor de ligante e o carregamento aplicado influem determinantemente na diminuição de volumes de vazios da argamassa asfáltica. Avaliando a função de volume de vazio correspondente ao 6% de ligante, verifica-se que não é possível usar este teor para produzir as misturas desejadas, pois para alcançar os limites de especificação de volume de vazio (3% - 8%) estabelecidos pela norma DNIT 032 (2004), deve ser aplicado um carregamento maior à capacidade instalada na prensa utilizada. Por outro lado, as misturas associadas ao teor de 12% de ligante são muito susceptíveis a deformação, devido às altas relações de betume/vazios provocado precisamente pelo alto conteúdo de ligante

da mistura. A seguir, na Tabela 4.7, são determinados os valores de carregamento necessários para atingir as especificações considerando os teores de ligantes utilizados.

Tabela 4.7. Determinação do carregamento aplicado para satisfazer as especificações do material tipo AAUQ

Teor de ligante (%)	Volume de Vazio (%)					
	3	4	5	6	7	8
	Força (kN)					
6	64,6	61,1	57,7	54,3	50,9	47,5
8	51,5	49,0	46,6	44,1	41,7	39,3
10	49,7	47,3	45,0	42,6	40,2	37,9
12	39,6	37,1	34,5	32,0	29,5	27,0

Prosseguindo com essa metodologia, optou-se por elaborar uma mistura cujo volume de vazios, tivera aproximadamente um valor de 7% próximo ao centro da faixa de 3 a 8%. Com essa finalidade, optou-se por utilizar 9% de ligante e uma força de compactação de 40kN, mostrando os valores das propriedades físicas obtidas na Tabela 4.8.

Tabela 4.8. Propriedades da mistura 9% de ligante compactada a 40kN

Amostra	MCP 1	MCP 2	MCP 3	Média
Peso seco (g)	144,6	145,9	151,7	147,40
Peso submerso (g)	79,3	79,8	83,1	80,83
DMT (g/cm ³)	2,385	2,385	2,385	2,385
Gmb (g/cm ³)	2,214	2,207	2,211	2,211
Vv (%)	7,1	7,4	7,3	7,29
VCB (%)	19,69	19,63	19,67	19,66
VAM (%)	26,84	27,08	26,94	26,95
RBV (%)	73,37	72,50	73,00	72,96

Dessa forma, conclui-se que o método de compactação proposto pode ser utilizado com sucesso e que as funções de volume de vazios encontradas são confiáveis para prever os efeitos do carregamento e o teor de ligante nas propriedades físicas das misturas. Os resultados dos ensaios para MCP executados com 9% de ligante foram utilizados como padrão no estudo da influência do volume de material rígido na fluência no tempo de misturas asfálticas. No próximo item são mostrados os valores médios das propriedades físicas e volumétricas para os MCP elaborados também com esferas de aço. Esses foram misturados utilizando a argamassa composta pelos

agregados miúdos e finos e um teor de 9% de ligante e compactados com a aplicação de uma força de 40kN.

4.2.1 Características dos MCP produzidos com inclusões de esferas de aço

Com objetivo de reproduzir o efeito das frações miúdas e finas no comportamento viscoelástico de misturas asfálticas foram produzidos MCP com esferas de aço. O uso destas esferas pretende representar a fração graúda das misturas asfálticas. Por outro lado, o emprego das esferas permitiu o controle da geometria da fase rígida assim como sua posição dentro do corpo de prova, simplificações importantes na hora de realizar os modelos numéricos. A seguir são listadas as propriedades físicas e volumétricas das misturas com esferas de aço. Um aspecto a ressaltar é que na determinação da DMT considerou-se a densidade e a percentagem do aço como um elemento a mais na Expressão 3.4 do Capítulo 3. A Tabela 4.9 exhibe as propriedades dos MCP que incluem esferas de aço em sua fabricação. A partir desses resultados, comprovam-se que com o método de compactação e o teor de ligante utilizado, é possível conseguir misturas cujos parâmetros físicos e volumétricos atingem as especificações da Norma DNIT 032 (2004).

Tabela 4.9. Média das propriedades físicas e volumétricas dos MCP que incluem esferas de aço na fabricação

Amostra	A-3-12mm	A-5-12mm	A-10-12mm	A-15-12mm	A-20-12mm
Volume de aço (%)	5	8	16	25	33
Massa de aço (%)	15	24	40	50	68
DMT (g/cm ³)	2,671	2,868	3,341	3,837	4,295
Gmb (g/cm ³)	2,466	2,652	3,078	3,548	3,923
Vv (%)	7,68	7,53	7,87	7,53	8,66
VCB (%)	21,93	23,58	27,37	31,55	34,89
VAM (%)	29,61	31,12	35,25	39,09	43,55
RBV (%)	74,08	75,80	77,67	80,73	80,11

Examinando o volume de vazios das misturas executadas sem material rígido e as que incluem até um volume de 25% de material rígido, se observa que não existe variação considerável desse parâmetro, o que valida o método de compactação utilizado. Outro motivo que propicia a pouca variação entre os valores do volume de vazio para os MCP até com 25 % de esferas é o método de controle da disposição das esferas. Nesses MCP, as esferas foram dispostas

manualmente garantindo ser envolvidas pela argamassa asfáltica e evitando o contato direto entre as esferas de aço. No entanto, nas amostras MCP A-20-12mm, com volume de 33% de material indeformável o volume de vazio é aproximadamente 1% maior. Esse comportamento pode ser explicado pela junção de dois fatores: 1) o volume de material rígido ocupa a terceira parte do volume total, impossibilitando assim uma boa compactação; 2) a disposição das esferas não é controlada e se supõe que existem contato entre elas limitando assim a compactação da massa que as envolve.

4.3 Ensaio de fluência estática (*Creep Compliance*)

Como referido no capítulo anterior, as propriedades viscoelásticas no domínio do tempo foram avaliadas experimentalmente através do ensaio de fluência estática (*Creep Compliance*). Esses resultados da fluência foram determinados a partir do deslocamento no tempo medido. Na Figura 4.4 (a) é apresentado o deslocamento no tempo dos ensaios realizados a MCP compostos de argamassa com 9 % de ligante e volume de 7.3%. A fluência $D(t)$ e os valores da relaxação $E(t)$, inversa de $D(t)$, são mostrados na Figura 4.4 (b).

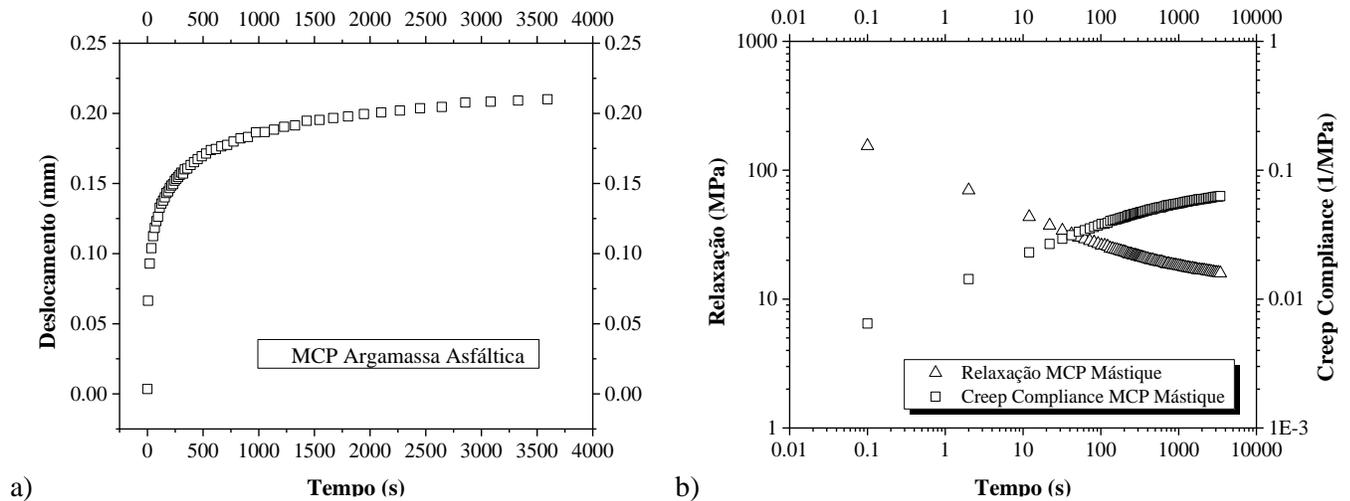


Figura 4.4. Resultado experimental a) Curva de deslocamento versus tempo. b) Curvas de fluência $D(t)$ e a relaxação $E(t)$.

4.3.1 Variação dos coeficientes da série de Prony em função do teor de ligante e o volume de vazio da mistura

Nesta seção são tratados os resultados obtidos do ajuste da série de Prony da função *Creep Compliance* $D(t)$ e da função de relaxação $E(t)$ considerada como a inversa de $D(t)$. Como referido no item 2.3.4 da revisão bibliográfica, o método para obtenção da série de Prony foi o Método da Colocação por Mínimos Quadrados Linear (MQL), sendo importante lembrar que a influência de cada termo da série é somente de duas décadas logarítmicas. Com o objetivo de estabelecer relações entre os parâmetros da série são fixados, para todos os ajustes realizados, os tempos de retardação (τ_i) em 1, 10, 100 e 1000 segundos. Na Figura 4.5 (a) é apresentado, como exemplo, a regressão realizada para a média das misturas produzidas com 8% de ligante e com um volume de vazios de 9.5%. Ressalta-se que a média do erro relativo para todos os ajustes encontra-se em uma faixa que está na ordem de 0,3% a 3%. Dessa forma, considera-se os ajustes independentemente da magnitude dos coeficientes estejam corretos.

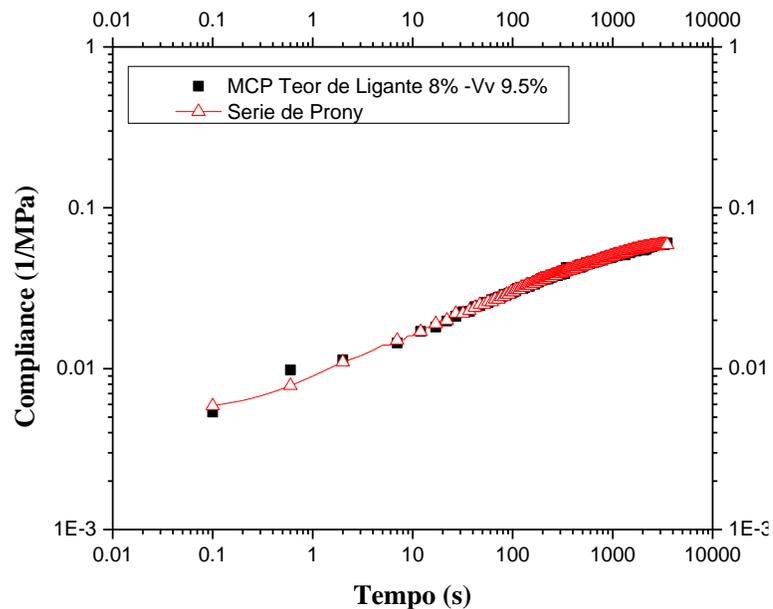


Figura 4.5. Série de Prony para função *Creep Compliance*.

Esse procedimento de avaliação da série de Prony foi realizado para todas as misturas analisadas neste trabalho e comprova que a escolha dos tempos de retardação (τ_i) é conveniente. Na Tabela 4.10, são mostrados para cada média dos MCP, os valores dos erros. Nessa tabela, as

amostras são identificadas para cada percentagem de ligante da mistura usada na fabricação com as letras MCP seguido do valor, também em por cento, do volume de vazios Vv.

Tabela 4.10. Valores de erro da regressão para as misturas produzidas

Teor de Ligante 6%					
MCP Vv (%)	Média do Erro Absoluto (1/MPa)	RMS (1/MPa)	Erro relativo (%)	Erro Mínimo (%)	Erro Máximo (%)
19	0,00043	0,000548	0,96	0	14,92
16	0,00037	0,000473	1,49	4×10^{-4}	12,40
14,9	0,00042	0,000547	2,26	0	10,10
12,8	0,00039	0,000501	2,52	0	14,04
11,8	0,00032	0,00041	2,85	0	23,80
Teor de Ligante 8%					
MCP Vv (%)	Média do Erro Absoluto (1/MPa)	RMSE (1/MPa)	Erro relativo (%)	Erro Mínimo (%)	Erro Máximo (%)
20,2	0,00103	0,00141	1,61	0,00	18,30
15,5	0,00044	0,00055	0,87	0,00	22,26
14,1	0,00043	0,00054	1,00	0,00	10,54
12,8	0,00041	0,00053	1,09	0,00	19,30
9,5	0,00053	0,00071	1,60	0,02	20,05
Teor de Ligante 10%					
MCP Vv (%)	Média do Erro Absoluto (1/MPa)	RMS (1/MPa)	Erro relativo (%)	Erro Mínimo (%)	Erro Máximo (%)
20,2	0,00056	0,00071	0,76	0	14,92
15,5	0,00025	0,00029	0,36	0	28,48
12,8	0,00045	0,00056	0,78	0	12,89
12	0,00042	0,00053	0,81	0	17,64
9,5	0,00039	0,00048	0,79	0	13,91
Teor de Ligante 12%					
MCP Vv (%)	Média do Erro Absoluto (1/MPa)	RMS (1/MPa)	Erro relativo (%)	Erro Mínimo (%)	Erro Máximo (%)
14,9	0,00095	0,00129	1,47	0,00	20,82
11,1	0,00025	0,00029	0,33	0,00	8,83
7,7	0,00039	0,00050	0,78	0,00	16,95
6,7	0,00025	0,00029	0,55	0,00	24,98
5,4	0,00025	0,00028	0,53	0,00	6,07

Quanto maior o teor de ligante, mais o comportamento de mistura se aproxima do idealizado por um modelo viscoelástico. Misturas com pouco ligante terão um comportamento menos próximo ao comportamento viscoelástico idealizado. Esse fenômeno foi observado nas misturas produzidas com um teor de 6% de ligante e pode ser evidenciado pela presença de “ruídos” nos resultados experimentais. Existe uma variação significativa na função Creep Compliance das misturas estudadas com respeito ao teor de ligante e do volume de vazio. Na Figura 4.6 são mostradas as funções $D(t)$ ajustadas com a Série de Prony para os teores utilizados.

As maiores diferenças entre a série de Prony e o valor experimental foram localizados nos tempos iniciais. Esse comportamento pode ocorrer por vários fatores: o equipamento utilizado não consegue aplicar o carregamento de 0.1MPa imediatamente, influenciando no cálculo de $D(t)$; nos tempos iniciais imediatamente após a aplicação do carregamento é também quando ocorrem os maiores deslocamentos internos das partículas; a escolha do valor de D_0 como o primeiro valor experimental que em realidade corresponde a um tempo de 0.1s quando teoricamente seria 0s.

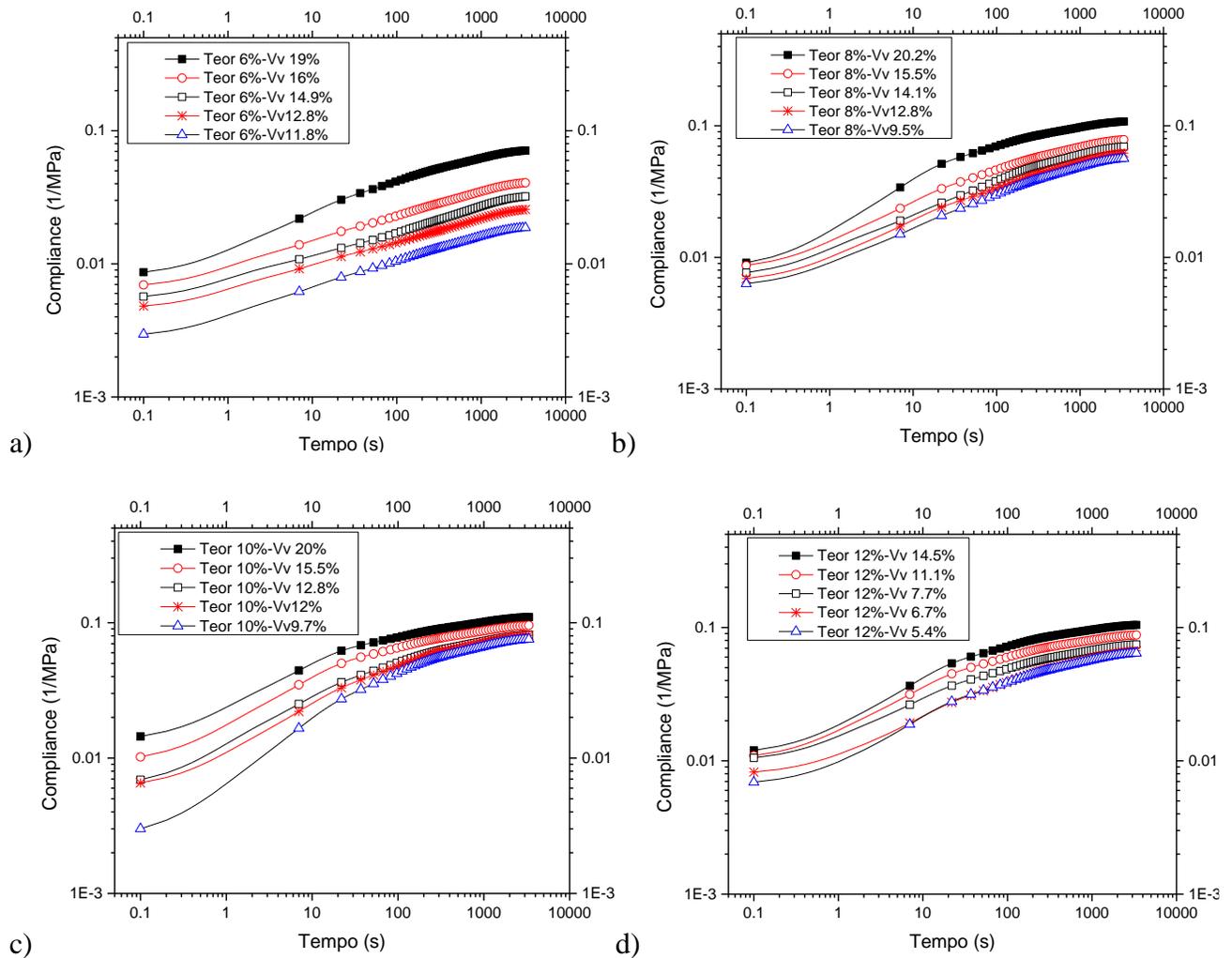


Figura 4.6. Creep Compliance para diferentes teores de ligante e volume de vazio. **a)** Teor de Ligante 6%. **b)** Teor de Ligante 8%. **c)** Teor de Ligante 10%. **d)** Teor de Ligante 12%.

Ao analisar as Figuras 4.6 (a), (b), (c) e (d) pode-se concluir que comparando as inclinações das misturas com 6% de ligante são praticamente retas sendo pouco perceptível o formato de “S”

característico do comportamento viscoelástico. Os resultados da função da fluência se aproximam do formato “S” na medida em que aumenta-se o teor de ligante. Comparando os resultados da Figura 4.6 (a) e (b) percebe-se que, apesar de terem volumes de vazios similares, existe uma separação maior entre os resultados das misturas produzidas com um teor de 6% de ligante. Esse fenômeno pode ser explicado considerando que o material misturado com 6% devido a que o teor de ligante não é suficiente para cobrir todas as partículas, ou a espessura do filme que as envolve não é suficiente para provocar o comportamento viscoelástico, lembrando que para a argamassa a quantidade de ligante deve estar entre 7-12%, segundo o especificado na norma DNIT 032 (2004). As misturas produzidas com 12% de ligante são as que menos têm dispersão em seus resultados apesar da ampla faixa (5.4 a 14.5%) de volume de vazios testados. Na Figura 4.7, se mostram as funções de ajuste para misturas produzidas com 8% de ligantes e são agrupadas de acordo as suas semelhanças.

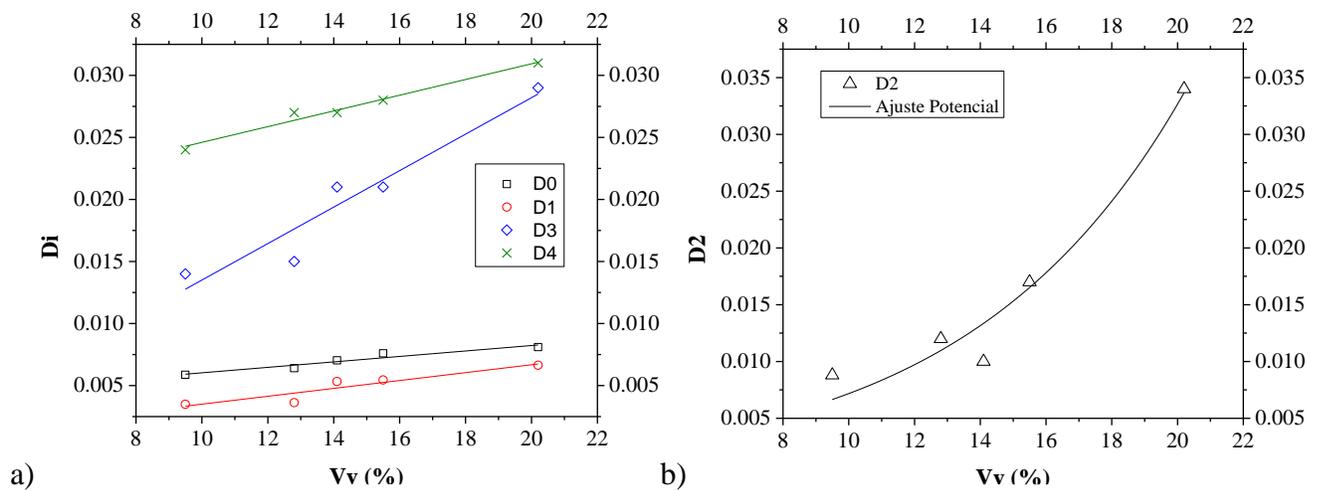


Figura 4.7. Variação dos parâmetros da série de Prony com respeito ao volume de vazios. **a)** Parâmetros D_0 , D_1 , D_3 e D_4 . **b)** Parâmetro D_2

No caso dos parâmetros D_0 , D_1 , D_3 e D_4 , expostos na Figura 4.7 (a), obtendo-se o melhor ajuste com funções lineares do tipo $D_i = a + bV_v$, onde V_v é o volume de vazio da argamassa. Por outro lado, a Figura 4.7 (b) mostra para o parâmetro D_2 , a função de ajuste potencial do tipo $D_i = ab^{V_v}$. A seguir, são mostrados na Tabela 4.11 os valores dos coeficientes de ajuste a , b e R^2 para as relações encontradas.

Tabela 4.11. Coeficientes das funções de ajustes dos parâmetros D_i

Coeficiente	Equação de ajuste	a	b	R ²
D_0	$D_i = a + bV_v$	0,0038	0,0002	0,93
D_1		0,0003	0,0003	0,86
D_2	$D_i = ab^{V_v}$	1,163	0,0015	0,94
D_3	$D_i = a + bV_v$	-0,0012	0,0015	0,92
D_4		0,0183	0,0006	0,98

Na Tabela 4.12 são mostrados para cada teor de ligante, os parâmetros D_i da série de Prony em função do volume de vazios. As funções de ajuste os coeficientes a, b e R² para os teores de ligante restantes são mostrados no Anexo I.

Tabela 4.12. Parâmetros da série de Prony para teores de ligante de 6%, 8%, 10% e 12%

Teor 6% Ligante					
V _v (%)	D ₀ (Mpa ⁻¹)	D ₁ (Mpa ⁻¹)	D ₂ (Mpa ⁻¹)	D ₃ (Mpa ⁻¹)	D ₄ (Mpa ⁻¹)
19	0,00802	0,00486	0,015	0,018	0,026
16	0,00652	0,00372	0,006	0,00802	0,017
14,9	0,00534	0,00315	0,0037	0,00542	0,015
12,8	0,00454	0,00239	0,00374	0,00435	0,011
11,8	0,00277	0,00161	0,00296	0,0038	0,00786
Teor 8% Ligante					
V _v (%)	D ₀ (Mpa ⁻¹)	D ₁ (Mpa ⁻¹)	D ₂ (Mpa ⁻¹)	D ₃ (Mpa ⁻¹)	D ₄ (Mpa ⁻¹)
20,2	0,0081	0,00664	0,034	0,029	0,031
15,5	0,0076	0,00545	0,017	0,021	0,028
14,1	0,00703	0,00533	0,01	0,021	0,027
12,8	0,0064	0,00362	0,012	0,015	0,027
9,5	0,00587	0,00349	0,0088	0,014	0,024
Teor 10% Ligante					
V _v (%)	D ₀ (Mpa ⁻¹)	D ₁ (Mpa ⁻¹)	D ₂ (Mpa ⁻¹)	D ₃ (Mpa ⁻¹)	D ₄ (Mpa ⁻¹)
20,2	0,013	0,011	0,037	0,023	0,027
15,5	0,00906	0,008404	0,031	0,023	0,025
12,8	0,006	0,00722	0,02	0,024	0,025
12	0,00588	0,0048	0,019	0,025	0,026
9,5	0,0025	0,0031	0,018	0,026	0,027
Teor 12% Ligante					
V _v (%)	D ₀ (Mpa ⁻¹)	D ₁ (Mpa ⁻¹)	D ₂ (Mpa ⁻¹)	D ₃ (Mpa ⁻¹)	D ₄ (Mpa ⁻¹)
14,9	0,011	0,0066	0,034	0,029	0,025
11,1	0,0101	0,0063	0,026	0,024	0,024
7,7	0,0093	0,0052	0,019	0,02	0,023
6,7	0,0077	0,0028	0,014	0,019	0,022
5,4	0,007	0,0024	0,017	0,017	0,021

4.3.2 Variação dos parâmetros da série de Prony em função do volume de material rígido

Os parâmetros da série de Prony também variaram em função do volume de material rígido incorporado nos corpos de provas. Na Figura 4.7, são apresentados os resultados experimentais em função da variação do volume de material rígido.

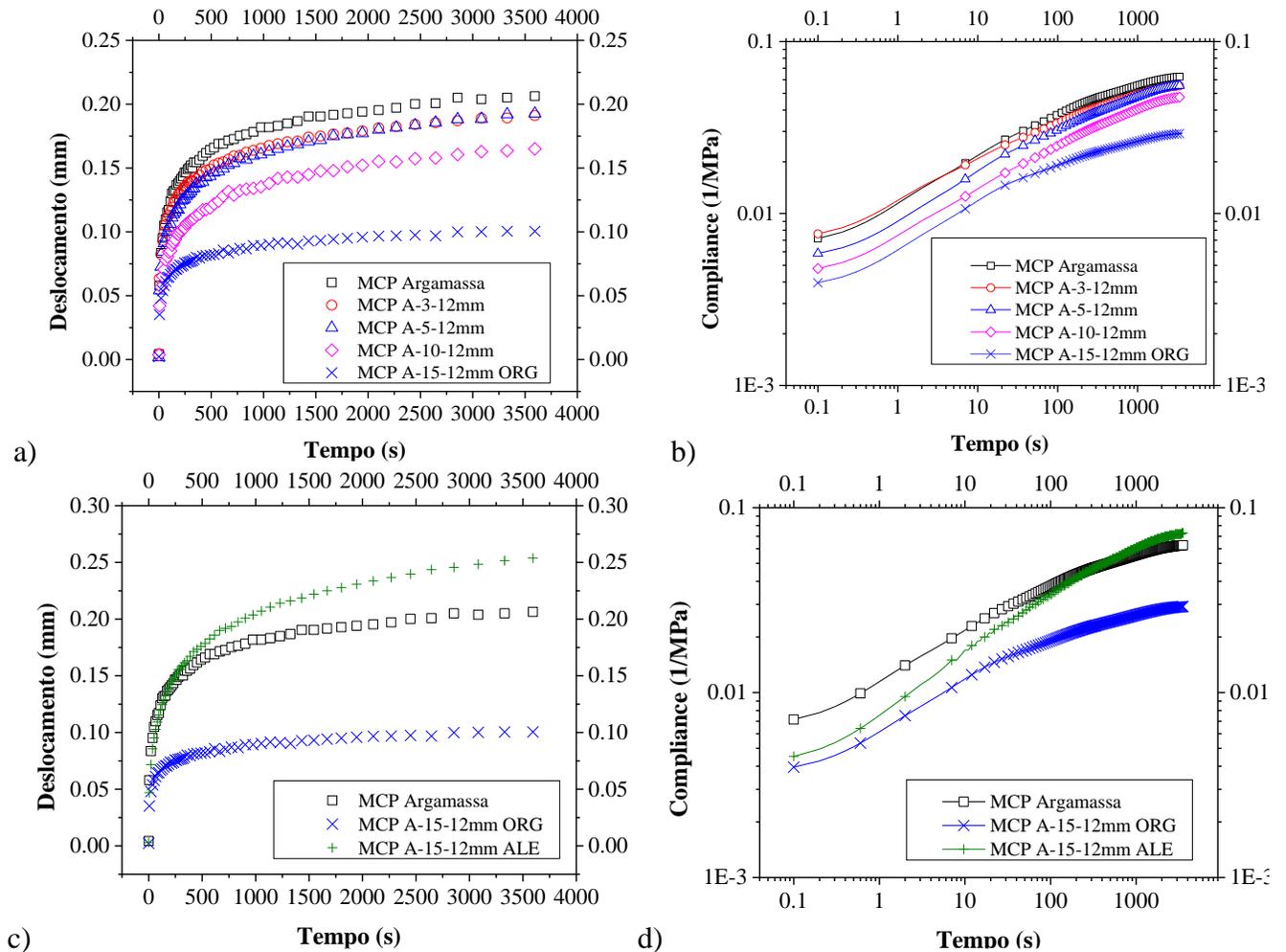


Figura 4.7. Resultados experimentais para os MCPs com esferas de aço. **a)** Deslocamento com controle da posição das esferas. **b)** *Creep Compliance* com controle da posição das esferas. **c)** Deslocamento do A-15-12mm com e sem controle da posição das esferas. **d)** *Creep Compliance* para A-15-12mm com e sem controle da posição das esferas.

Com o objetivo de verificar experimentalmente a influência da posição das esferas no desempenho viscoelástico das misturas, foram preparados dois grupos de corpos de prova com o mesmo volume de material, mas com distribuições diferentes. Os MCP A-15-12mm foram fabricados com uma distribuição controlada das esferas de aço e com uma distribuição aleatória.

Esses MCP foram codificados como já explicado no Capítulo 3, mas acrescentando as siglas ORG e ALE para o caso distribuição controlada e aleatória, nesta ordem e os resultados de deslocamento e fluência são expostos na Figura 4.7 (c) e (d).

A Figura 4.7 (a) corresponde a resultados dos deslocamentos no tempo para os diferentes valores de volume de material rígido com distribuição regulada e, como parâmetro de comparação, também é mostrado o resultado do material composto somente de argamassa asfáltica. Com os resultados dos deslocamentos, foram determinadas as diferentes funções *Creep Compliance* mostradas por sua vez na Figura 4.7 (b). Analisando estes gráficos percebe-se uma diminuição da flexibilidade na medida que aumenta o volume de material rígido. Porém, esta diminuição começa a ser mais efetiva a partir do volume de 16% de esferas de aço correspondente às amostras codificadas como A-10-12mm. Para volumes inferiores, 5 e 8% correspondentes os corpos de prova A-3-12mm e A-5-12mm, respectivamente, nota-se uma diferença pouco significativa a partir dos 100s de andamento do ensaio. Essas diferenças são quantificadas percentualmente tendo como referência o valor do *Creep Compliance* da argamassa. Como complemento das afirmações anteriores são mostrados, na Tabela 4.13, os valores do tratamento estatísticos dessas diferenças.

Tabela 4.13. Valores estatísticos do erro relativo

MCP	Média da diferença (%)	Desvio padrão	Coefficiente de Variação	Valor Mínimo (%)	Valor Máximo (%)
A-3-12mm	11,19	1,59	0,14	0,15	11,98
A-5-12mm	15,73	2,63	0,17	10,25	21,48
A-10-12mm	29,65	3,65	0,12	23,95	36,08
A-15-12mm	51,36	1,97	0,04	44,20	53,37

Para os corpos de prova A-3-12mm e A-5-12mm, as diferenças máximas correspondem ao período de tempo de 0 a 200s, onde aparecem os maiores deslocamentos resultantes da acomodação interna das partículas. Não obstante, para os intervalos finais do ensaio existe uma diminuição da diferença que se encontra na ordem do 10% para ambas distribuições de esferas de aço. No caso dos corpos com maior volume de esferas, as diferenças na função fluência são elevadas, chegando até mais de 50% para o A-15-12mm. Dessas afirmações, se conclui que as propriedades viscoelásticas representadas na função fluência começaram a ser afetadas a partir de um volume de ocupação de material rígido com valor da ordem de 16%.

Por outro lado, as Figuras 4.7 (c) e (d) mostram os resultados dos deslocamentos e *Creep Compliance*, das amostras compostas somente de argamassa asfáltica e dos MCP A-5-12mm com distribuições de esferas controladas e aleatória, respectivamente. A diferença entre as curvas deve-se, fundamentalmente, à posição das esferas, pois o volume nesse caso, é mantido constante. Supõe-se que, no caso de esferas incluídas aleatoriamente, várias delas podem estar em contato facilitando o “rolamento” e deslizamento entre elas. Essa suspeita foi continuada a partir dos resultados da Figura 4.7 (c) onde a magnitude do deslocamento da distribuição aleatória (A-15-12mm ALE) aumenta em 1,5 vezes em relação à distribuição controlada (A-15-12mm ORG).

Seguindo com a metodologia planejada, foram ensaiadas amostras com um volume de material rígido de aproximadamente 33% correspondente ao código A-20-12mm ALE. Na Figura 4.9 são expostos os resultados do deslocamento para três réplicas desse tipo de mistura.

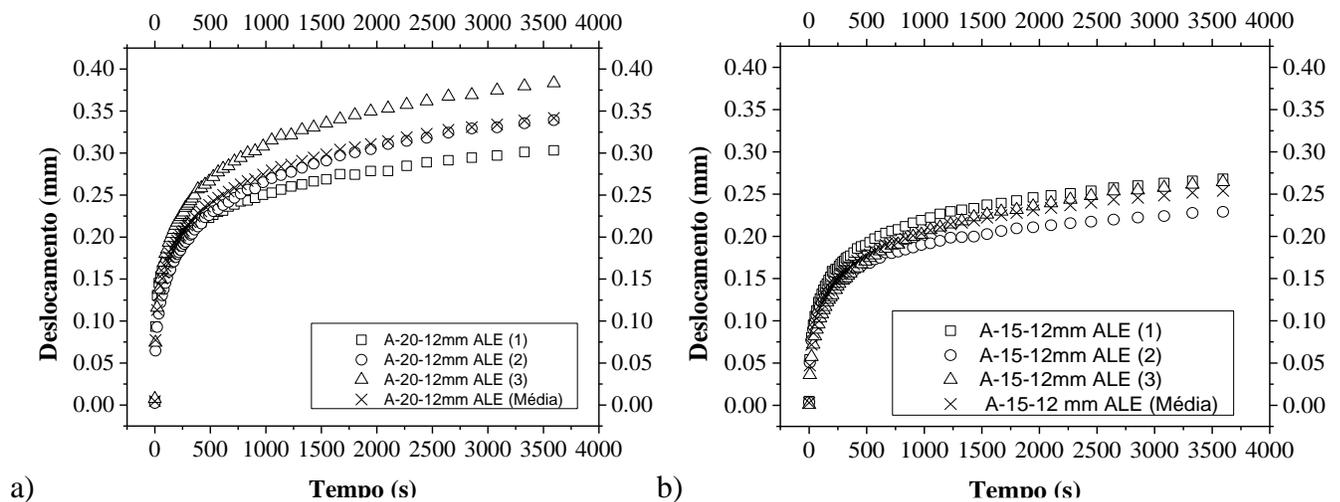


Figura 4.8. Deslocamento versus tempo com distribuição aleatória. **a)** Deslocamento para amostras codificadas A-20-12mm ALE. **b)** Deslocamento para amostras codificadas A-15-12mm ALE

Na Figura 4.8 (a) e (b) mostra-se o deslocamento no tempo para três amostras com volume de esferas de aço constante, mas com distribuições aleatórias diferentes. Analisando a média dos deslocamentos confirma-se que, embora diminua o volume de material deformável com o aumento da quantidade de esferas, o compósito torna-se mais deformável devido ao deslizamentos entre as esferas. Ao comparar os resultados em termos de deslocamento vertical mostrados nas Figuras 4.9 (a) e (b), percebe-se uma significativa variabilidade nas amostras produzidas com 20 esferas de

aço, porém esta variável não é tão marcante nas amostras fabricadas com 15 esferas. As funções $D(t)$ dos compósitos também são obtidas pelo método MQL e esses parâmetros de ajuste são mostrados na Tabela 4.14. No caso das misturas produzidas com 20 esferas de aço, suas propriedades não foram determinadas devido à grande variabilidade dos resultados. Essa variabilidade é produzida, precisamente, pela posição e volume do material rígido que não gera uma boa estrutura interna para a mistura.

Tabela 4.14. Coeficientes da série de Prony para as misturas compostas por massa asfáltica e esferas de aço.

Disposição Controlada					
Volume de esferas (%)	D_0 (Mpa⁻¹)	D_1 (Mpa⁻¹)	D_2 (Mpa⁻¹)	D_3 (Mpa⁻¹)	D_4 (Mpa⁻¹)
0	0,00647	0,005788	0,012	0,018	0,021
5	0,00692	0,00618	0,0111	0,014	0,023
8	0,00536	0,00410	0,0101	0,013	0,021
16	0,00436	0,00366	0,0074	0,012	0,0185
25	0,00361	0,00276	0,0073	0,0078	0,0088
Disposição Aleatória					
Volume de esferas (%)	D_0 (Mpa⁻¹)	D_1 (Mpa⁻¹)	D_2 (Mpa⁻¹)	D_3 (Mpa⁻¹)	D_4 (Mpa⁻¹)
25	0,00405	0,00354	0,011	0,02	0,036

Ao observar os parâmetros das séries de Prony expostos na Tabela 4.14, distingue-se uma relação direta, entre a perda de “flexibilidade” dos compostos e o aumento do volume de material rígido. Com o objetivo de estabelecer essas relações, é representado graficamente o ajuste realizado para cada um desses parâmetros. É importante explicar que esses ajustes são realizados só para os compósitos cuja disposição de material rígido é controlada. Para o caso das amostras cujas posições de esferas não são controladas, fica difícil estabelecer alguma relação confiável, uma vez que para volumes de material rígido superiores a 16%, a posição das esferas exerce influência considerável nos resultados.

A Figura 4.10 mostra a variação dos coeficientes D_i em função do volume de esferas acrescentado nas amostras estudadas. Com o objetivo de simplificar o entendimento das relações existentes entre os coeficientes da série de Prony e o aumento do volume de material indeformável, são também exibidas as curvas de melhor ajuste para cada uma delas.

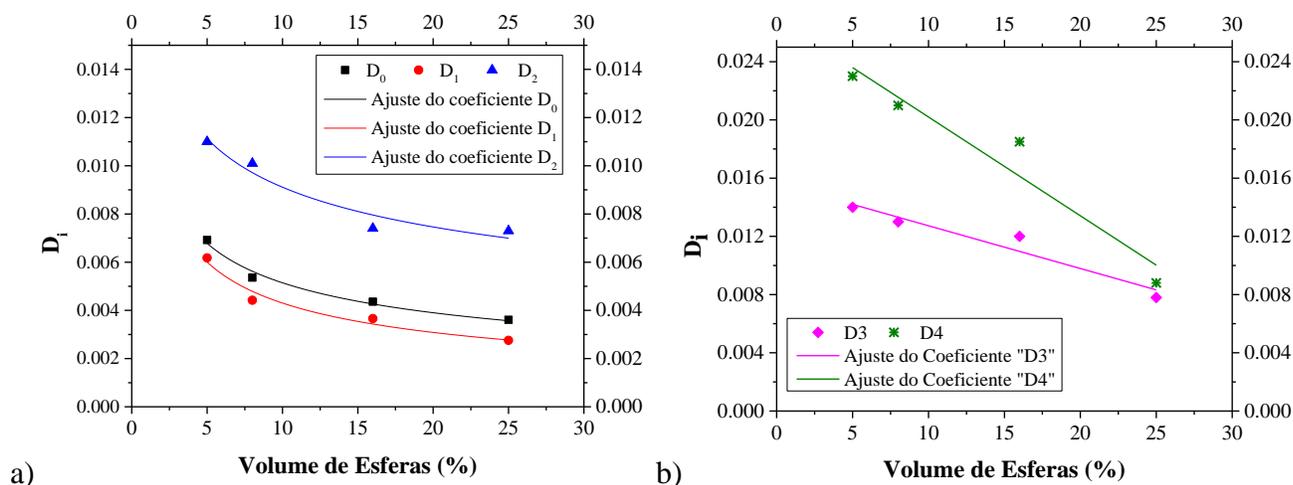


Figura 4.9. Variação dos coeficientes D_i em função do volume de esferas. **a)** Função dos coeficientes D_0 , D_1 , D_2 . **b)** Função dos coeficientes D_3 , D_4 .

A Figura 4.9 tem também a particularidade que as funções de ajuste são agrupadas de acordo as suas semelhanças. No caso dos parâmetros D_0 , D_1 , e D_2 , expostos na Figura 4.9 (a), obtebe-se melhor ajuste com uma equação do tipo $D_i = aV_{EA}^b$, onde V_{EA} é o volume de esferas de aço. Por outro lado, a Figura 4.9 (b) mostra para os parâmetros D_3 e D_4 , com funções de ajuste linear do tipo $D_i = a + bV_{EA}$. A seguir são mostrados na Tabela 4.15, os valores dos coeficientes de ajuste a , b e R^2 para as relações encontradas.

Tabela 4.15. Coeficientes das funções de ajustes dos parâmetros D_i

Coeficiente	Equação de ajuste	a	b	R^2
D_0	$D_i = aV_{EA}^b$	0.0129	-0.397	0.97
D_1		0.0130	-0.481	0.95
D_2		0.0177	-0.288	0.92
D_3	$D_i = a + bV_{EA}$	0.0157	-2.940	0.90
D_4		0.0270	-6.786	0.90

CAPÍTULO V

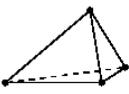
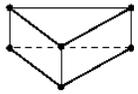
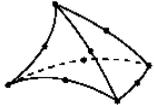
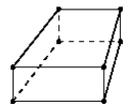
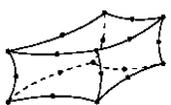
5 RESULTADOS DAS ANÁLISES NUMÉRICAS

Os modelos numéricos gerados no software ABAQUS/CAE versão 6.14-3 pretendem simular a fase de carregamento do ensaio de fluência estática nas misturas asfálticas produzidas, considerando as particularidades próprias de cada problema. Outro aspecto importante é que o modelo constitutivo viscoelástico não fornece as deformações plásticas, e, por conseguinte não consegue representar completamente o comportamento da mistura asfáltica no ensaio, principalmente na fase de descarregamento. Para melhorar esse aspecto é preciso implementar um novo modelo constitutivo usando um script do tipo UMAT (user material) no programa ABAQUS e não faz parte dos objetivos deste trabalho. Usou-se o deslocamento vertical total para calibrar os modelos numéricos e comprovar o comportamento da parcela viscoelástica das misturas estudadas.

5.1 Calibração dos modelos numéricos

O ABAQUS tem uma extensa biblioteca de tipos de elementos finitos identificados com caracteres alfanuméricos que facilitam ao usuário a informação da quantidade de nós, do tipo de integração e do tipo de elemento selecionado. nesta pesquisa e seguindo as considerações do trabalho de Rodrigues et al, (2016) são estudados os elementos: C3D6, C3D10, C3D8R e C3D20R para calibrar os modelos que representam o material totalmente homogêneo. Nessa notação, C significa elemento contínuo, 3D significa três dimensões, seguido da quantidade de nós, e R o tipo de integração (no caso reduzida). Na Tabela 5.1 é esquematizada a nomenclatura dos tipos de elementos finitos utilizados nos modelos numéricos.

Tabela 5.1 Tipo de Elementos finitos utilizados

Tipo de elemento	Tetraedro	Pisma triangular	Tetraedro	Hexaedro	Hexaedro
Quantidade de nos	4	6	10	8	20
Codigo	C3D4	C3D6	C3D10	C3D8R	C3D20R
Geometria					

Para cada tipo de elemento, são testadas várias distribuições comprovando os resultados numéricos e tendo como variável de controle, o deslocamento vertical no ensaio. A seleção do melhor tipo e distribuição de elemento é feita por meio do valor do menor erro entre o modelo numérico e os ensaios. As medidas de erro usadas são a média do erro absoluto e o erro relativo. Na Figura 4.10, são mostrados os resultados numéricos obtidos para diferentes níveis de discretização de malha onde o número de elementos utilizados e apresentado entre parênteses.

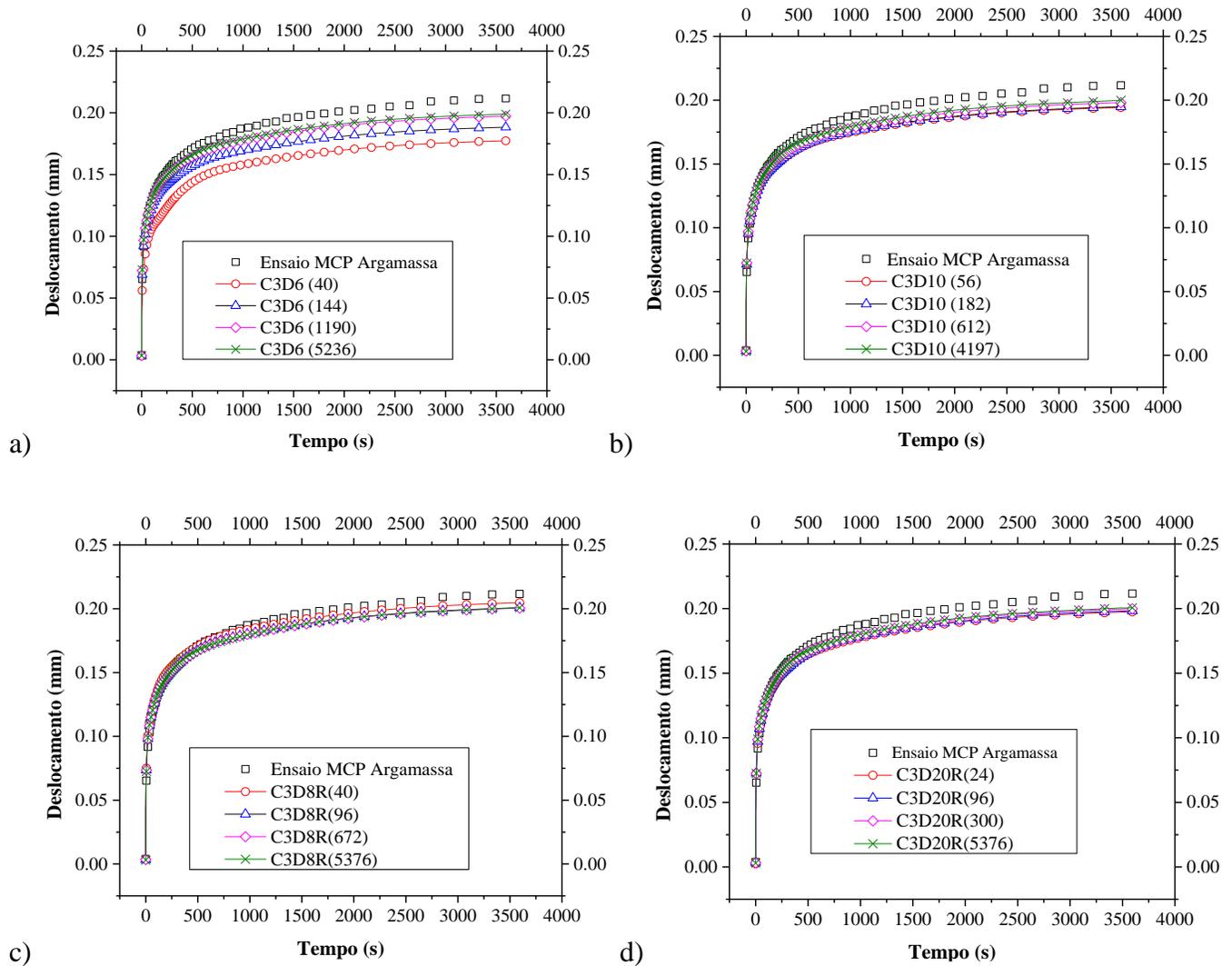


Figura 5.1. Processo de convergência da malha. **a)** Elementos tipo C3D6. **b)** Elementos tipo C3D10. **c)** Elementos tipo C3D8R. **d)** Elementos tipo C3D20R.

Na Figura 5.1 é exposto o processo de convergência da malha de elementos finitos tomando como variável direta de calibração experimental, a média dos deslocamentos dos MCP de argamassa executados com 9% de ligante. O fator comum entre esses resultados é que na medida que se aumenta o número de elementos aumenta-se a precisão e a acurácia dos resultados numéricos. Porém, a partir de certo número de elementos, o ganho de acurácia não compensa o custo computacional. A solução convergente para um grande número de elementos não coincide exatamente com os resultados experimentais devido a limitações próprias do modelo. A partir dos resultados obtidos no processo de estudo de convergência de malha, o melhor tipo de elemento para representar o compósito como um material homogêneo é o tipo C3D8R. Percebesse, ainda, que não há uma diferença significativa entre as simulações com 40 elementos e 5376. Portanto, consegue-se uma simulação adequada com uma malha relativamente grosseira de 40 elementos tipo C3D8R. O tipo de elemento utilizado no caso dos modelos que consideram o compósito como um material heterogêneo será abordado nos próximos itens.

Os parâmetros do modelo constitutivo usados para gerar resultados numéricos mostrados na Figura 5.1 correspondem a série de Prony da função $E(t)$ obtida da inversão da função $D(t)$ experimental. Na Figura 5.2 são mostrados os resultados obtidos experimentalmente de $D(t)$ e de $E(t)$ assim como suas respectivas funções, representadas através das séries de Prony. Os resultados expostos correspondem ao valor médio de três ensaios de MCP de argamassa asfáltica.

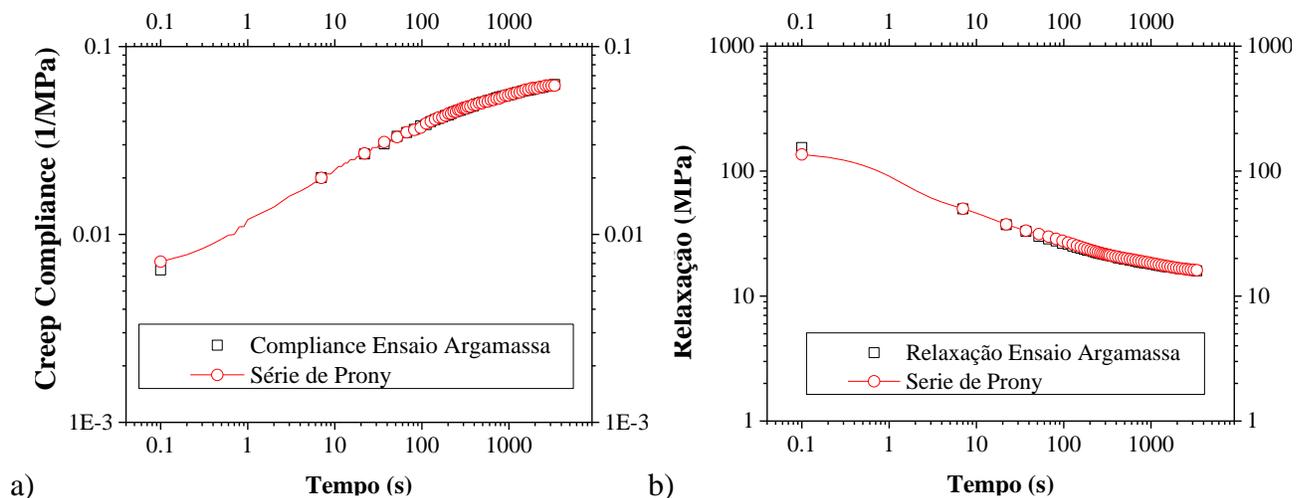


Figura 5.2. Função Creep Compliance $D(t)$ e Relaxação $E(t)$. **a)** Creep Compliance MCP. **b)** Função relaxação invertida MCP

Aqui não existem diferenças significativas entre os valores experimentais de fluência e relaxação e as funções ajustadas com séries de Prony. O erro relativo em ambos casos se encontra na faixa entre 1 a 3%. Na Tabela 5.1 são mostrados os coeficientes da série de Prony para a função relaxação assim como a média e o desvio padrão de cada um deles. Os resultados na Tabela 5.1 são úteis para estabelecer a faixa de calibração dos parâmetros constitutivos dos modelos numéricos.

Tabela 5.2. Parâmetros da função Relaxação dos MCPs compostos de argamassa

Parâmetros Função Relaxação					
MCP	E_{∞} (MPa)	E_1 (MPa)	E_2 (MPa)	E_3 (MPa)	E_4 (MPa)
MCP 1	14,48	71,97	31,91	14,85	6,47
MCP 2	14,42	75,35	11,66	11,25	5,34
MCP 3	15,52	75,92	33,7	16,26	8,22

5.2 Modelos numéricos homogêneos

Os resultados dos modelos numéricos considerando os MCP como um material totalmente homogêneo são expostos nesta seção. As simulações são realizadas com uma malha de elementos finitos tipo C3D8R considerando as condições da fase de carregamento do ensaio no laboratório. Os parâmetros constitutivos também correspondem às séries de Prony da Função Relaxação $E(t)$, obtidas por inversão dos resultados experimentais do Creep Compliance $D(t)$. Na Tabela 5.2 são mostrados os valores médios e o desvio padrão dos parâmetros utilizados nos modelos numéricos homogêneos.

Tabela 5.3. Parâmetros da série de Prony da função Relaxação para os compósitos com Aço

Parâmetros Função Relaxação										
MCP	E_{∞} (MPa)		E_1 (MPa)		E_2 (MPa)		E_3 (MPa)		E_4 (MPa)	
	\bar{X}	σ_X	\bar{X}	σ_X	\bar{X}	σ_X	\bar{X}	σ_X	\bar{X}	σ_X
A-3-12mm	15.81	1.84	67.98	3.27	25.76	6.89	15.03	4.83	7.94	1.97
A-5-12mm	17.67	0.67	95.71	8.53	29.73	6.16	18.69	3.4	10.05	0.6
A-10-12mm	20.81	2.02	103.62	6.25	45.06	3.08	24.06	2.39	13.01	1.93
A-15-12mm	34.6	5.43	138.5	9.21	61.18	8.52	26.38	7.39	14.36	3.97
A-15-12mm (ALE)	13.46	0.98	137.34	46.1	54.56	21.73	23.73	4.92	9.91	1.38

Na Tabela 5.2 é observado que, como regra geral, na medida em que se aumenta o número de esferas, aumenta-se o valor da média dos coeficientes indicando maior rigidez do compósito. Essa relação é verificada para as amostras cuja posição das partículas rígidas é controlada. No caso dos corpos de prova elaborados com 15 esferas de aço e com uma distribuição aleatória, há uma grande variação dos parâmetros E_1 e E_2 expressa fundamentalmente no aumento do valor do desvio padrão, evidenciando pouca concentração dos resultados em torno da Média. Esse fenômeno corrobora com a importância não só do volume, mas também da posição do material rígido na obtenção dos parâmetros constitutivos no domínio do tempo.

Com o objetivo de estabelecer a relação existente entre a rigidez do compósito, expressada pelos parâmetros da série de Prony na Relaxação $E(t)$, e a percentagem do material indeformável (volume de esferas) são determinadas as funções de melhor ajuste para estas variáveis. As equações, coeficientes e o valor do R^2 dos ajustes realizados são apresentados na Tabela 4.18.

Tabela 5.4. Coeficientes das funções de ajustes dos parâmetros E_i

Coeficiente	Equação de ajuste	a	b	R^2
E_∞ (MPa)	$E_i = ae^{bV_{EA}}$	12.11	0.041	0.94
E_1 (MPa)		59.41	3.11	0.95
E_2 (MPa)		16.14	1.80	0.99
E_3 (MPa)	$E_i = a + bV_{EA}$	13.82	0.53	0.95
E_4 (MPa)		7.29	0.29	0.90
$E_{t=0}$ (MPa)		106.64	6.64	0.96

Dos resultados da Tabela 5.3 conclui-se que o valor da rigidez inicial do compósito, ou seja, para $t=0$ s aumenta linearmente com o aumento do número de esferas, porém o acréscimo da rigidez acontece exponencialmente para os tempos na ordem de $t = 3.6 \times 10^3$ s representado nos valores de E_∞ . É importante esclarecer que as funções que ajustam a dependência dos parâmetros da Relaxação $E(t)$ e o volume de material rígido não têm mesma equação das que ajustam o *Creep Compliance* $D(t)$.

Os resultados da Tabela 5.3 são representados graficamente, na Figura 5.3. As curvas de ajustes dos parâmetros em função da adição de esferas de aço ao compósito mostram uma tendência aproximadamente linear exceto o parâmetro E_∞ .

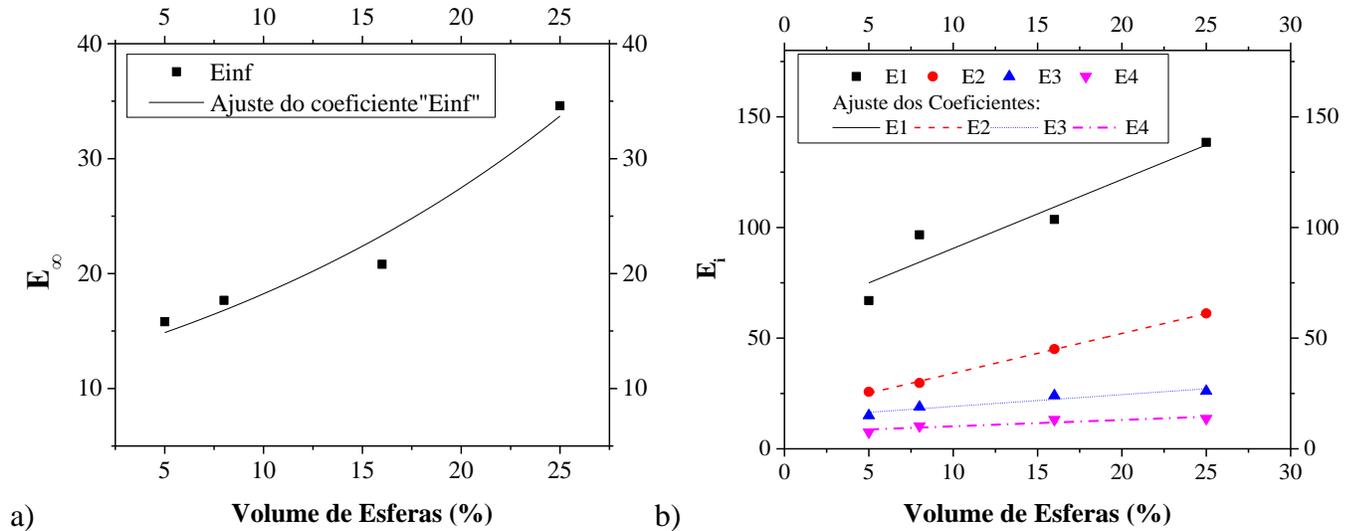


Figura 5.3. Variação dos parâmetros E_i em função do volume de esferas. **a)** Ajuste do coeficiente E_∞ em função do volume de material rígido **b)** Função dos coeficientes E_1, E_2, E_3 e E_4 em função do volume de material rígido.

Definidos os parâmetros constitutivos, foi modelado numericamente o comportamento de ensaios de fluência estática dos MCP, levando em consideração a distribuição controlada e aleatória de esferas. Num primeiro momento, as misturas asfálticas foram modeladas como um sólido homogêneo contínuo, representando um meio contínuo equivalente. Tomando-se como variável de controle o deslocamento no tempo para a fase de carregamento são mostrados a seguir na Figura 5.4 os resultados dos modelos numéricos homogêneos.

Graficamente, constata-se a capacidade dos modelos numéricos homogêneos na simulação do comportamento dos compostos gerados. Com a finalidade de estabelecer a magnitude desta acurácia das simulações, foi determinada a média do valor do erro relativo entre o valor experimental e as simulações. A média desse erro relativo encontra-se na faixa de 0 a 8.5 % para todas as simulações realizadas. A principal desvantagem que apresentam os modelos numéricos que simulam o compósito como um material totalmente homogêneo é a impossibilidade de estudar fenômenos inerentes a heterogeneidade do meio. Portanto, a influência de fenômenos associadas à composição do material no comportamento viscoelástico é estudada numericamente considerando cada fase do compósito: argamassa, esferas e vazios.

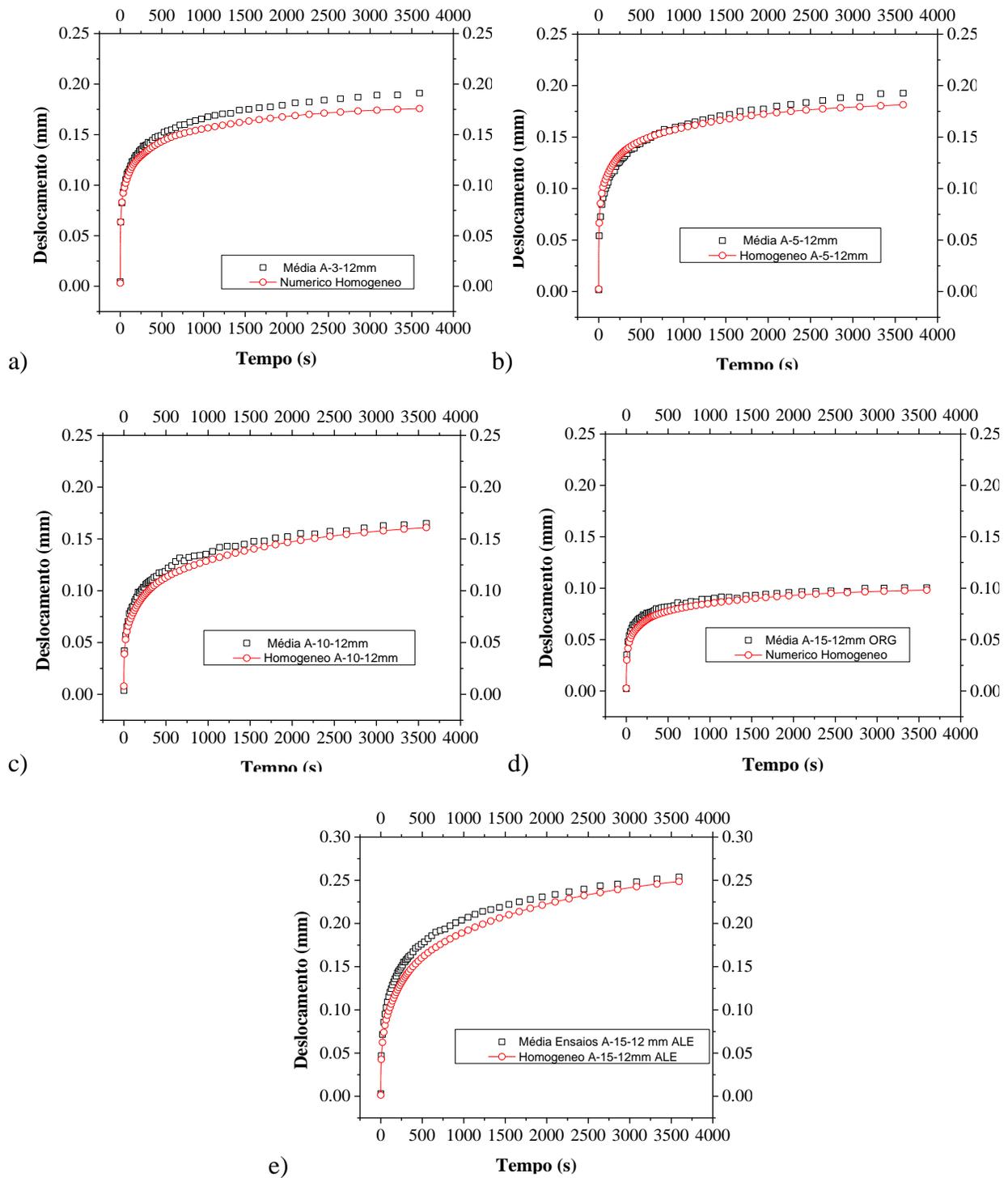


Figura 5.4. Resultados do deslocamento vertical dos modelos numéricos para sólido contínuo homogêneo. **a)** Resultados para MCP A-3-12mm. **b)** Resultados para MCP A-5-12mm. **c)** Resultados para MCP A-10-12mm. **d)** Resultados para MCP A-15-12mm. **e)** Resultados para MCP A-15-12mm ALE.

5.3 Modelos numéricos heterogêneos

Os modelos numéricos heterogêneos facilitam a compreensão de fenômenos internos próprios da composição do material. Nesta pesquisa é analisada a influência no desempenho viscoelástico das seguintes variáveis: 1) disposição das esferas de aço; 2) presença e distribuição do volume de vazio; 3) presença de interface entre o material rígido e a mistura areia asfalto. Ressalta-se que o aumento do nível de complexidade do modelo numérico pode requerer um aumento considerável no tempo de cálculo. As particularidades que diferenciam os modelos heterogêneos do modelo homogêneo contínuo equivalente são descritas nos itens a seguir.

5.3.1 Modelos numéricos heterogêneos contínuos bifásicos

Os modelos numéricos que são simulados com mesma malha de elementos finitos, mas com modelos constitutivos diferentes para a mistura de areia e asfalto e as esferas de aço são chamados de modelos heterogêneos contínuos bifásicos. A complexidade da geometria do domínio dificulta a geração de uma malha estruturada. Não obstante, a malha poderá ser discretizada, com elementos tetraédricos de ordem linear ou quadrático (C3D4 ou C3D10). Para simular os modelos heterogêneos sempre foram utilizados os elementos tipo C3D4 devido ao grande custo computacional que geram os elementos tipo C3D10. Com respeito ao modelo constitutivo foi utilizado o modelo viscoelástico, cujos parâmetros são a série de Prony da Relaxação $E(t)$, para a mistura de areia asfalto e um modelo linear elástico para as esferas de aço. Outro aspecto essencial é a definição das magnitudes dos parâmetros do modelo constitutivo viscoelástico. Com a finalidade de definir estes parâmetros é estabelecida a hipótese de que os parâmetros constitutivos viscoelásticos correspondem aos determinados nos ensaios dos MCP composto unicamente pela argamassa. Essa conjectura é definida devido a influência de algumas propriedades físicas dos compostos como por exemplo o volume de vazios. Considera-se ainda que as esferas de aço não têm vazios e por tanto, o volume de vazio está associado unicamente à argamassa asfáltica. Nas Figura 5.5 e 5.6 é mostrado uma comparação das simulações realizadas para os compostos A-3-12mm levando em consideração a suposição acima descrita.

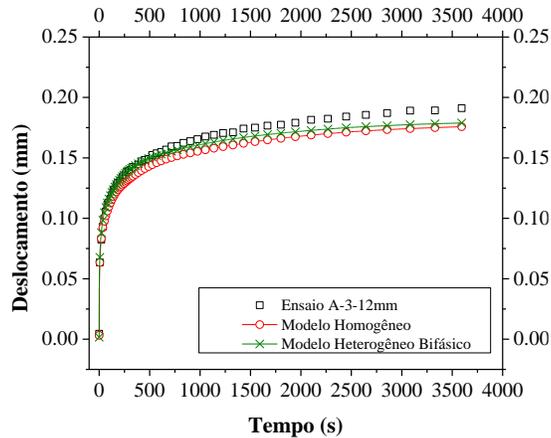


Figura 5.5. Comparação entre os modelos numéricos homogêneo contínuo equivalente e heterógeno bifásico para o MCP A-3-12mm.

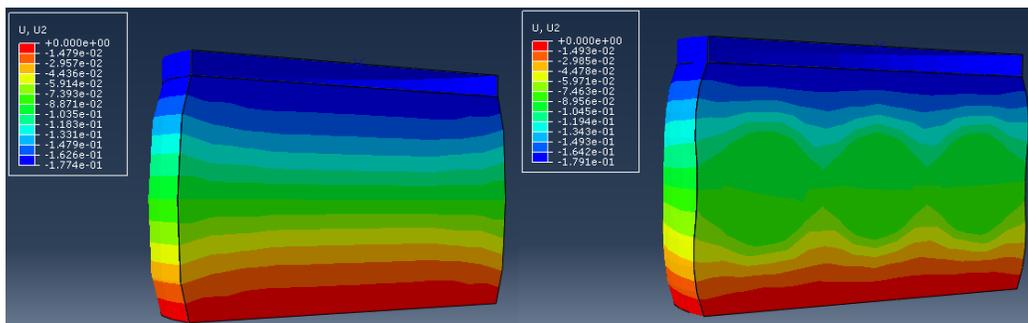


Figura 5.6. Resultados dos deslocamentos verticais das simulações contínuo equivalente e heterógeno bifásico

Na Figura 5.5 são mostrados os resultados dos deslocamentos verticais da média dos ensaios para os MCP A-3-12mm e de duas simulações numéricas. Com a finalidade de demonstrar que as propriedades constitutivas correspondem logicamente ao compósito e não só a uma fração do material é também mostrado na Figura 5.5 os resultados dos modelos numéricos considerando o material totalmente homogêneo e heterogêneo bifásico. Verificou-se desde o ponto de vista numérico, da validade da hipótese, ou seja, o material deformável possui os mesmos parâmetros constitutivos que os obtidos experimentalmente para os MCP elaborados só com argamassa. Considerar estas propriedades na simulação do material como um modelo heterogêneo bifásico, melhora os resultados numéricos em comparação com os modelos homogêneos, mesmo sendo pouco perceptível desde o ponto de vista gráfico. Para demonstrar a afirmação anterior determinou-se o erro relativo entre ambos resultados numéricos e o experimento realizado. Os valores da média

do erro relativo entre o ensaio e o modelo homogêneo é de 8,52% enquanto que entre o ensaio e o modelo heterogêneo é de 3,49%. Outro aspecto importante é evidenciado na Figura 5.6 é que, a distribuição de deslocamentos é modificada quando se considera o material rígido dentro do modelo numérico, comprovando assim que a susceptibilidade a deformação advém da matriz de agregados finos e ligante. Com o objetivo de verificar a repetitividade deste fenômeno são modelados os demais MCP, respeitando o volume e distribuição de material rígido, enquanto as propriedades do material potencialmente deformável são também introduzidas como as obtidas nos ensaios dos MCP de argamassa. Na Figura 5.7 é mostrada a comparação entre os resultados numéricos e experimentais para o deslocamento vertical dos MCP A-5-12mm, A-10-12mm e A-15-12mm, respectivamente.

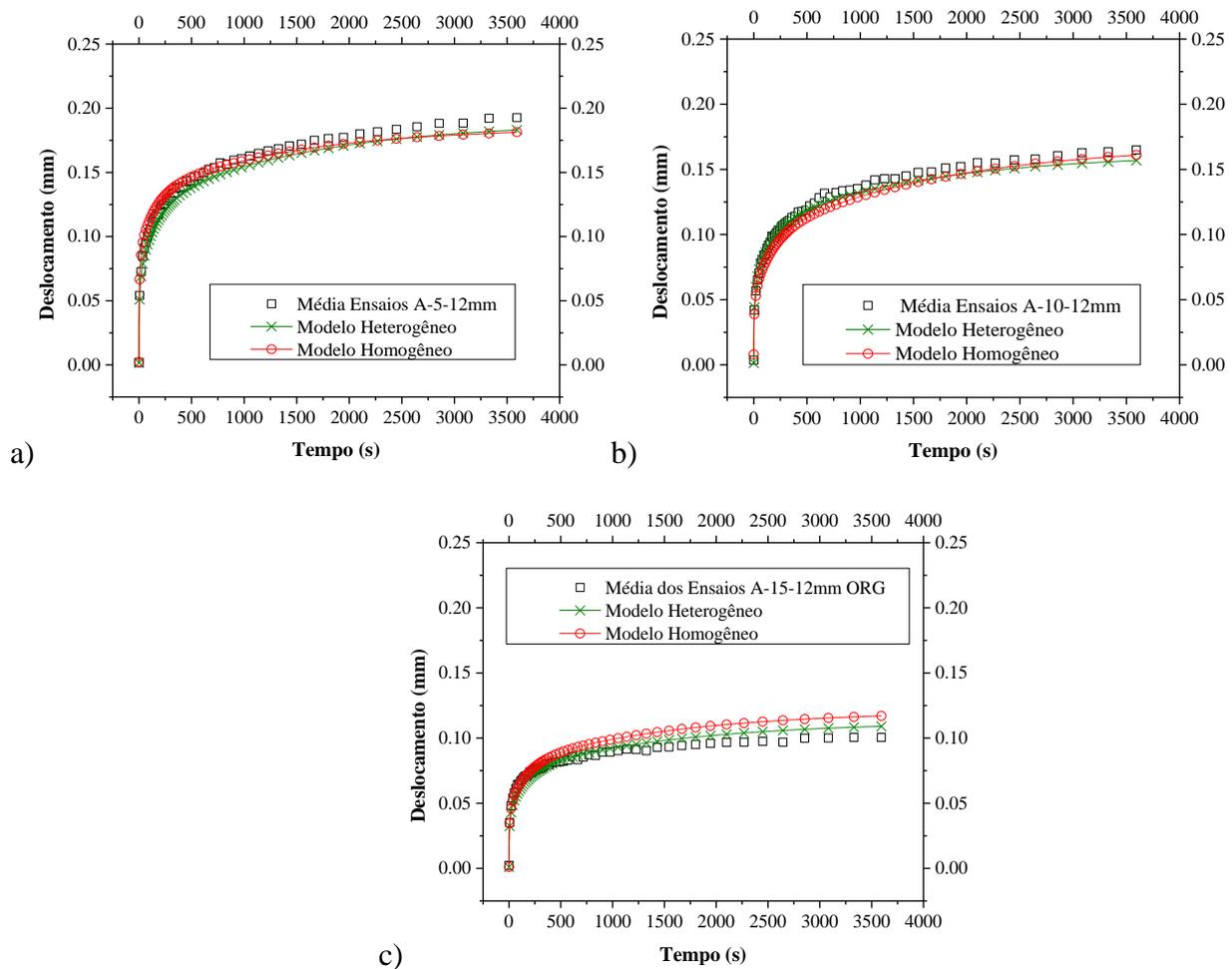


Figura 5.7. Comparação dos deslocamentos experimentais com as simulações numéricas.
a) MCP A-5-12mm. b) MCP A-10-12mm. c) MCP A-10-12mm ORG

Observando as Figuras 5.7 (a), (b) e (c) se distingue como regra geral que os modelos numéricos bifásicos reproduzem o comportamento viscoelástico no tempo dos modelos físicos com algumas diferenças com respeito tanto ao valor experimental quanto ao modelo numérico contínuo equivalente. Estas diferenças também são expressadas em termos da média e desvio padrão do erro relativo entre os modelos numéricos e os resultados experimentais. Os valores desta análise estatística simples é apresentada na Tabela 5.5:

Tabela 5.5. Valores do erro relativo dos resultados dos modelos numéricos com respeito aos valores experimentais.

MCP Vv (%)	Modelo Numérico	Média do Erro Absoluto (mm)	RMS (mm)	Erro relativo (%)
A-5-12mm	Contínuo Equivalente	0,0056	0,0064	4,47
	Bifásico	0,0065	0,0067	4,01
A-10-12mm	Contínuo Equivalente	0,0070	0,0072	5,94
	Bifásico	0,0032	0,0040	3,29
A-15-12mm	Contínuo Equivalente	0,0069	0,0086	10,5
	Bifásico	0,0038	0,0045	5,51

Na Tabela 5.5 se observa que o erro relativo é sempre menor para os modelos heterogêneos bifásicos que para os modelos contínuos equivalentes homogêneos. Dessa forma, é corroborada novamente a suposição de usar os parâmetros constitutivos correspondentes aos obtidos nos ensaios dos MCP elaborados unicamente com a argamassa. Essa conclusão foi estabelecida como condição nas próximas análises realizadas como parte da pesquisa.

É importante explicar que, a ausência de simulações numéricas para os MCP A-15-12mm ALE (com distribuição aleatória) é justificada pelo desconhecimento da posição das esferas de aço. Entre as variáveis escolhidas para o estudo numérico da fluência encontra-se, precisamente, a influência da posição das esferas dentro dos compostos.

5.3.2 Modelos Numéricos Heterogêneos Contínuos Bifásicos. Influência da posição das esferas de aço

Nesta seção é mostrada a possível influência da posição do material rígido dentro do composto. Para atingir este objetivo são estabelecidas várias premissas na concepção dos modelos numéricos:

1) a posição das coordenadas dos centros das esferas é gerada a partir de um script codificado no

software Wolfram Mathematica; 2) o gerador de números aleatórios sempre é inicializado mantendo a “semente” e as condições de contorno constantes, gerando, assim, repetibilidade nos resultados. Isto significa que a primeira esfera sempre terá as mesmas coordenadas, a segunda esfera terá as mesmas coordenadas e assim sucessivamente; 3) os parâmetros constitutivos são considerados com igual magnitude que o item 5.1.2.1. Para esclarecer o referente a determinação da posição das esferas apresenta-se um esquema para este fim na Figura 5.8.

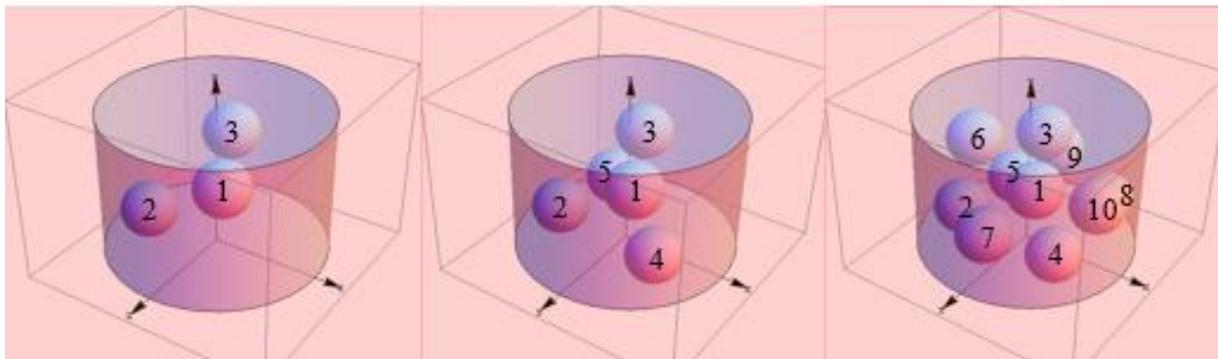


Figura 5.8. Esquema das posições aleatórias para as esferas de aço dentro do composto.

Na Figura 5.9 é mostrada graficamente a sequência da determinação da posição aleatória das esferas considerando a *semente* e as condições de contorno constantes. Esse esquema foi realizado para 3, 5 e 10 esferas. Respeitando estas distribuições aleatórias são elaborados novos modelos numéricos bifásicos com o propósito de analisar numericamente a importância da posição do material gráudo no comportamento viscoelástico do composto. A Figura 5.9 mostra, como exemplo, a escala de cores do deslocamento da simulação numérica do MCP A-10-12mm ALE. O principal resultado desde o ponto de vista gráfico da Figura 5.9 é que há uma mudança na “homogeneidade” do deslocamento vertical sendo que nem todos os pontos da superfície superior se deslocam com a mesma magnitude, gerando uma visível inclinação. A escala de cores mostra a inclinação nos deslocamentos verticais produzida pela variação da posição das esferas.

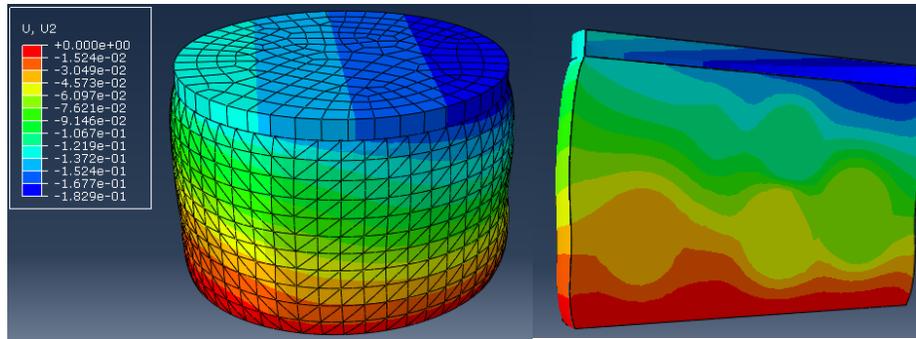


Figura 5.9. Deslocamento dos modelos bifásicos com distribuição aleatória as esferas de aço.

Por outro lado, a legenda da escala de cores na Figura 5.9 mostra os valores de deslocamento mantendo-se constante no redor da geometria da esfera devido a diferença de rigidez entre os materiais que compõem os modelos numéricos bifásicos. Com a finalidade de estabelecer as magnitudes dessa inclinação, são apresentadas na Figura 5.10 e 5.11 os valores do deslocamento vertical obtidos das simulações numéricas. Esses resultados tem a particularidade de serem medidos nos extremos e no centro do diâmetro do cilindro e são comparados com o valor experimental.

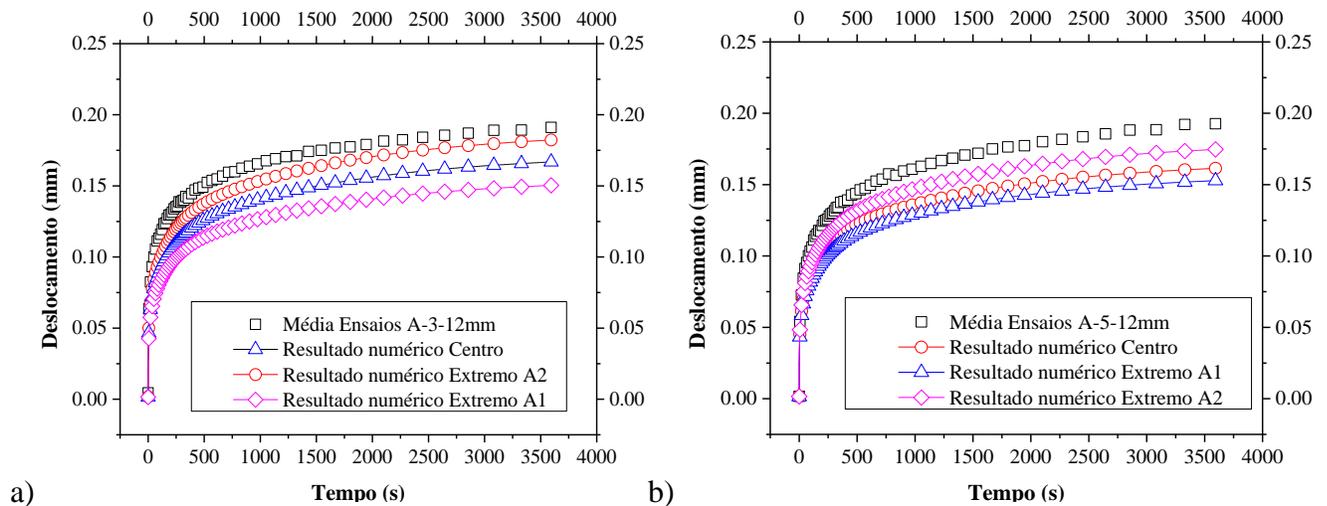


Figura 5.10. Resultados dos modelos bifásicos com distribuição aleatória as esferas de aço. **a)** Modelo A-3-12mm. **b)** Modelo A-5-12mm.

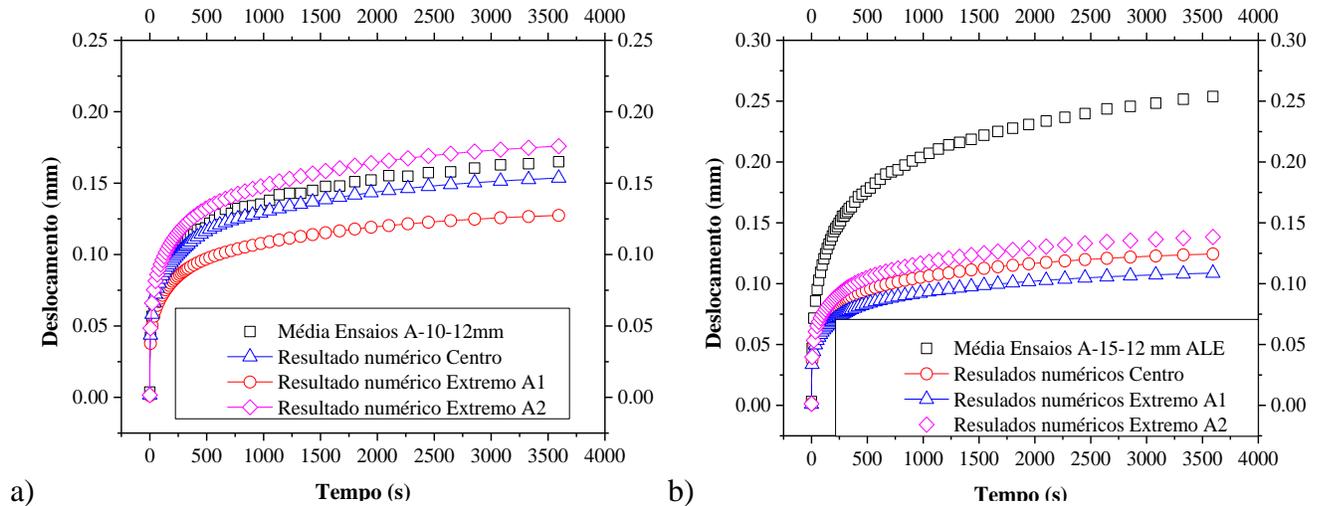


Figura 5.11. Deslocamento no tempo dos modelos bifásicos com distribuição aleatória as esferas de aço. **a)** Modelo A-10-12mm. **b)** Modelo A-15-12mm.

Os resultados da Figura 5.10 (a), (b) e 5.11 (a) e (b) exibem a influência direta que tem a posição das esferas na reprodução numérica dos ensaios de fluência estática nos compostos produzidos. Um fato interessante é que a posição do material rígido é quem condiciona os resultados independentemente do volume. Este fato é provado tomando-se como exemplo os resultados dos modelos A-3-12mm e A-5-12mm cujos volumes de material rígido são 5 e 8%, respectivamente. Evidenciam-se diferenças substanciais se comparadas com os resultados dos modelos que consideram as posições das esferas como no experimento. Outra razão que sustenta o condicionamento da posição das esferas nos resultados esta exemplificado nas análises da Figura 5.11 (b) onde é mostrado o resultado experimental dos MCP A-15-12mm com distribuição aleatória e posições desconhecidas e os resultados numéricos de uma distribuição conhecida, porém há uma diferença relevante entre os respectivos resultados. Outra variável estudada foi a distribuição e o tamanho dos vazios dentro do composto. Para isto foram criados modelados heterogêneos contínuos trifásicos.

5.3.3 Modelos numéricos heterogêneos contínuos trifásicos

Os modelos numéricos tratados nesta seção são chamados de modelos numéricos heterogêneos contínuos trifásicos sendo o material composto por: 1) mistura de agregados e ligante, 2) esferas de aço e 3) volume de vazios. A inclusão dessa última fase foi a principal

diferença que se tem com respeito aos modelos bifásicos. É importante ressaltar que no objetivo de simular o volume de vazios foram estabelecidas algumas simplificações no que se refere à forma dos vazios e sua posição. Com a finalidade de ter controle sobre a forma do volume de vazio, foi simplificada a uma forma esférica de diâmetro constante. A distribuição dessas esferas que representam o volume de vazios foi realizada também por um script no software Wolfram Mathematica e com os mesmos princípios para gerar a aleatoriedade da posição dos centros. Outro aspecto importante relacionado com o volume de vazio é que as esferas que o representam sempre estão contidas dentro do domínio cilíndrico do corpo de prova impossibilitando a tangência e/ou o corte com os limites. O propósito desta importante condição de contorno é evitar problemas de incongruência na hora de gerar a malha do meio contínuo. Resalta-se ainda que os vazios não são discretizados, funcionando como condições de contorno internas com força de superfície nula. Entre as variáveis estudadas neste item encontra-se a determinação da relevância do tamanho dos vazios. Nesse estudo foi considerado o volume de vazio total constante de 7.5% e são testados raios de 0.6, 0.8 e 1.0mm como mostrado na Figura 5.12 através da escala de cores dos deslocamentos verticais, para cada uma das distribuições de diâmetros de vazios. Nos MCP compostos unicamente por argamassa asfáltica, os parâmetros constitutivos são mantidos constantes

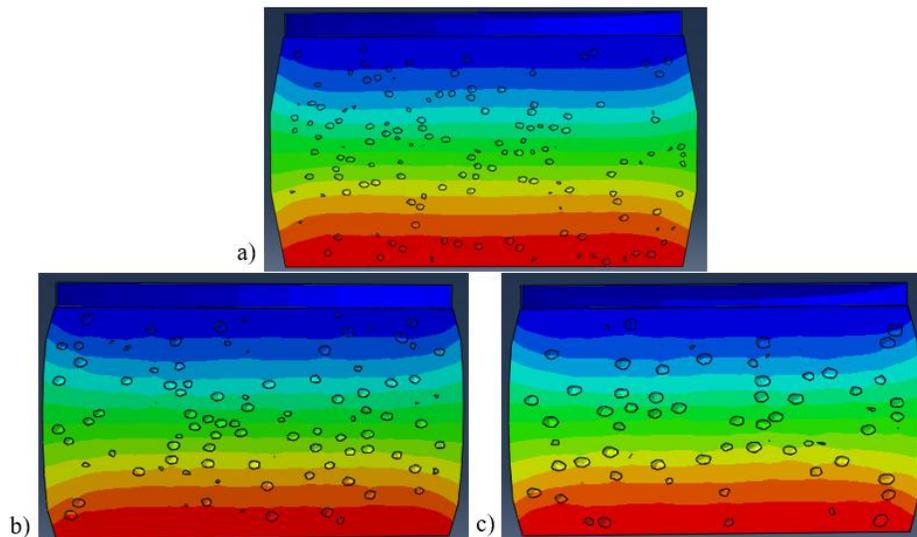


Figura 5.12. Resultados dos modelos numéricos considerando o volume de vazios da argamassa. a) Rádío de vazio de 0,6mm. b) Rádío de vazio de 0,8mm. c) Rádío de vazio de 1,0mm.

Na Figura 5.13 mostra-se a comparação dos resultados numéricos considerando a variação do tamanho e a posição dos vazios.

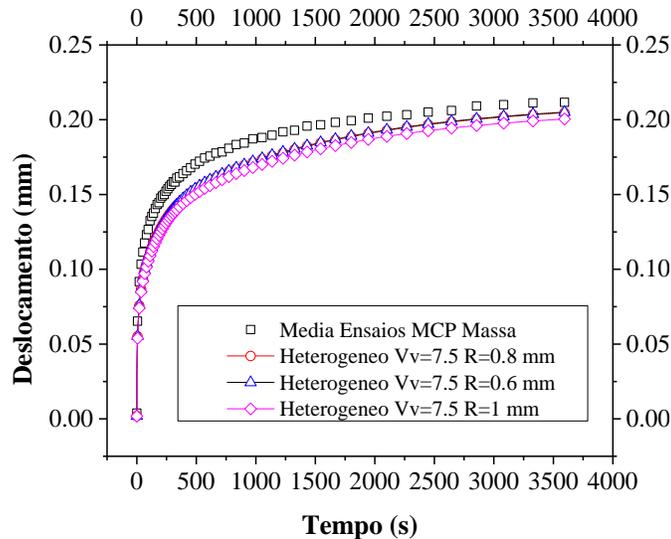


Figura 5.13. Resultado do análises numérico do diâmetro dos vazios.

É necessário descrever que a elaboração da malha, considerando as descontinuidades do volume de vazios, geram um número elevado de elementos e, por conseguinte um alto custo computacional. O número de elementos finitos aumenta em função da diminuição do diâmetro das esferas que representam os vazios. A afirmação anterior é exemplificada tomando como base o caso do modelo cujo volume de vazio é realizado com esferas de raio de 0.6mm. Esse modelo precisa de uma malha de 1.92×10^5 elementos tipo C3D4 e um tempo de cálculo de aproximadamente 16 horas em um hardware composto de um Processador Intel (R) Core (TM) i7-47-90 e 32GB de memória RAM. Devido a limitação da capacidade de cálculo, o raio do vazio de 0.6mm é o valor inferior no estudo da influência do tamanho do volume de vazio. Graficamente não existem diferenças significativas entre os resultados dos modelos numéricos, ou seja, a variação do tamanho dos diâmetros dos vazios não condiciona substancialmente os resultados das simulações numéricas. A principal discrepância que existiu entre o resultado numérico e o experimental foi a forma da função do deslocamento no tempo a qual se atribui à calibração dos parâmetros os quais foram tomados como sendo os mesmos da argamassa pura. Em consequência, a pouca influência nos resultados numéricos do diâmetro das esferas usadas na representação dos

vazios, os modelos heterogêneos contínuos trifásicos são concebidos com vazios de raio de 1.0mm, minimizando assim o problema do custo computacional.

Na Figura 5.14 apresenta o esquema da distribuição dos vazios e os resultados em escala de cores do deslocamento para o modelo trifásico elaborado na simulação do MCP A-15-12mm ORG.

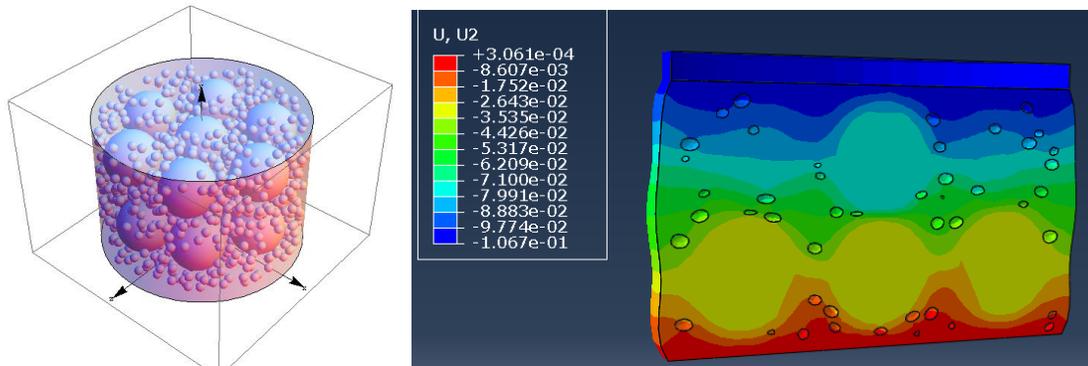


Figura 5.14. Esquema de distribuição do vazio e resultados do deslocamento em escala de cores do MCP A-15-12mm ORG

Na Figura 5.15 mostra-se a comparação dos resultados numéricos do deslocamento em função do tempo dos modelos trifásicos. Os resultados da Figura 5.13 (a), (b), (c) e (d) mostram que os modelos trifásicos conseguem reproduzir mais adequadamente o comportamento experimental dos compostos ensaiados. Novamente foi determinado o erro relativo dos resultados dos modelos numéricos com respeito aos valores experimentais. Os modelos numéricos heterogêneos trifásicos têm um erro relativo na faixa 0 a 2% com respeito aos valores experimentais o que valida as hipóteses e simplificações consideradas na sua geração. Finalmente, foi estudada a influência no comportamento viscoelástico no tempo da interface entre o material rígido e o argamassa asfáltica que o circunda.

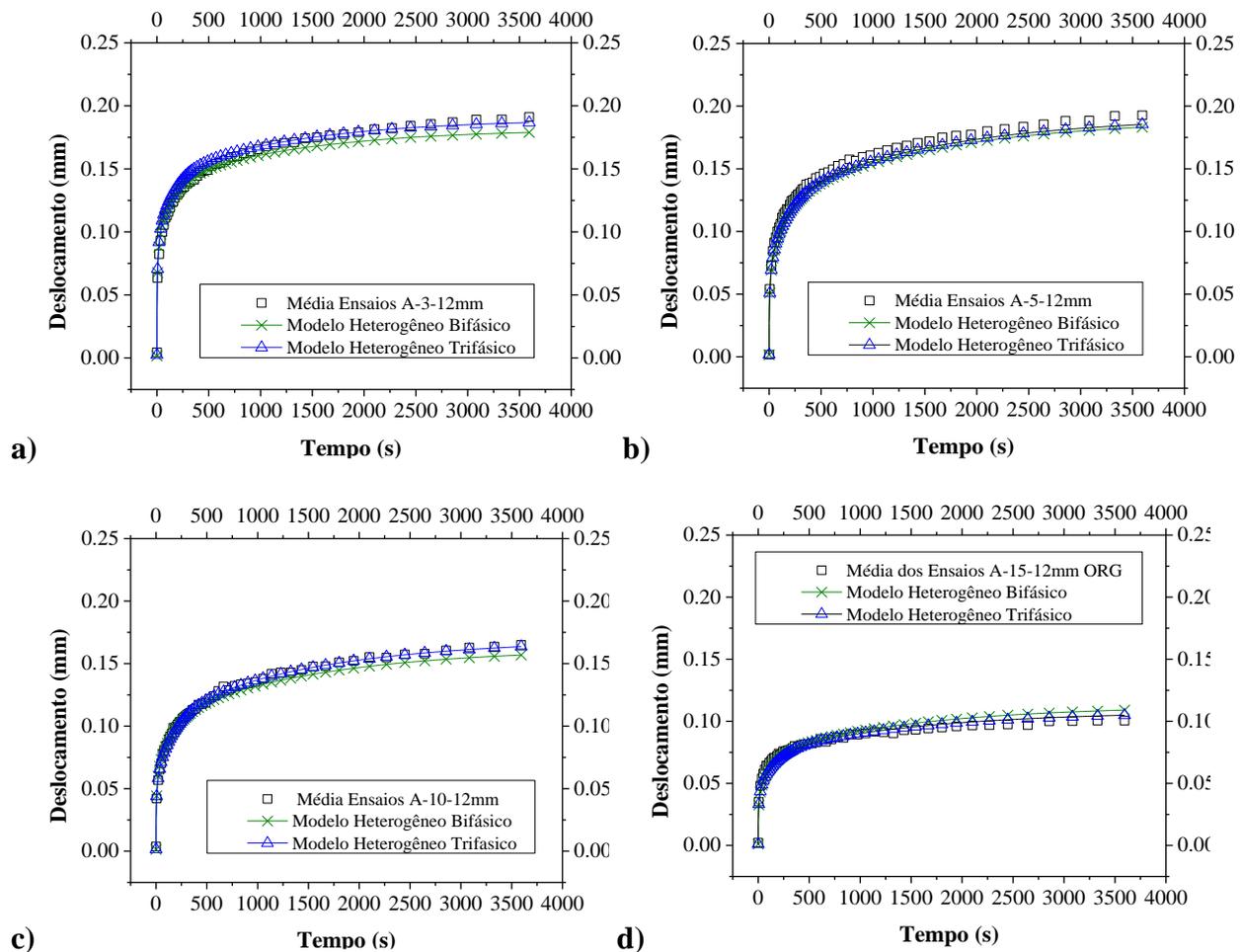


Figura 5.15. Resultados dos modelos numéricos trifásicos a) A-3-12mm. b) A-5-12mm. c) A-10-12mm. d) A-15-12mm.

5.3.4 Modelos numéricos heterogêneos com interface

Os modelos numéricos heterogêneos com interface são criados a partir de malhas independentes para o material rígido e a argamassa. Estas malhas são elaboradas para as esferas como partes independentes assim como para a argamassa que as envolve. Ao sobrepor as malhas, o programa gera um contato superfície-superfície entre as partes independentes. O contato superfície-superfície pode ser atribuído tanto na componente normal como a tangencial. No caso específico deste trabalho, o contato na componente normal é definido com o um “*Hard Contact*” garantindo que as superfícies não penetrem uma dentro da outra. No entanto para o caso da componente tangencial são testadas duas possibilidades: 1) não existe atrito entre as superfícies; 2) existe atrito entre as superfícies. Para a segunda dessas suposições foram testados vários

coeficientes de atrito, já que não há resultados experimentais neste sentido. Os coeficientes usados neste estudo numérico foram 0.1, 0.2, 0.4 e 1, sendo o valor de atrito igual a 1 corresponde meramente a um valor teórico. Com o objetivo de simplificar os resultados são mostrados os resultados das simulações com os coeficientes de atrito extremas (sem atrito e com coeficiente de 1) e um valor intermediário representado por o coeficiente de atrito de 0.4.

O objetivo dessa análise numérica foi também recomendar, se existe, um intervalo de valores de coeficiente de atrito entre a superfície das esferas e a argamassa asfáltica que as contorna. A seguir, na Figura 5.16 é exposto o efeito nos resultados numéricos, considerando as conjecturas anteriores para o modelo numérico MCP A-3-12mm.

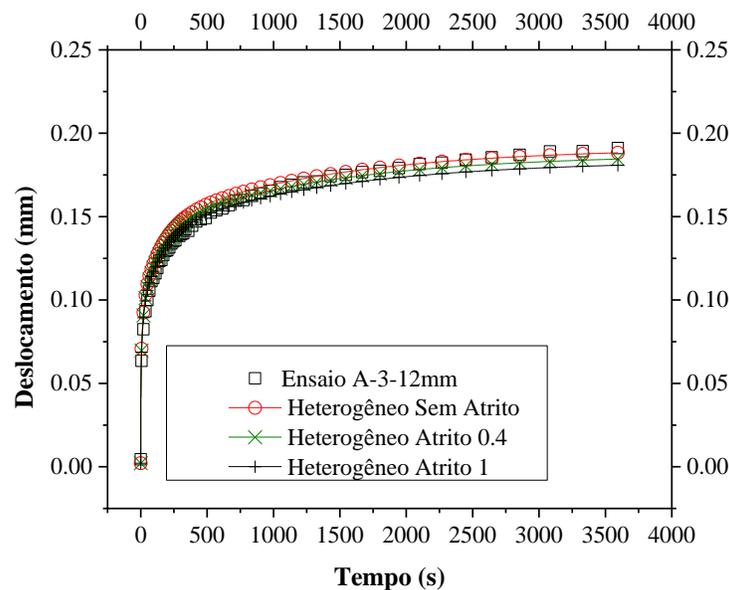


Figura 5.16. Resultados numéricos do deslocamento no tempo variando o coeficiente de atrito MCP A-3-12mm.

Na Figura 5.16 mostra-se graficamente que não existe diferença significativa nos resultados numéricos quando se considera o contato entre as superfícies com ou sem atrito. Demonstra-se ainda que a variação do coeficiente de atrito não condiciona consideravelmente os resultados numéricos, neste caso com poucas esferas. Outra interrogação importante com respeito ao contato entre as superfícies é a variação dos resultados em função do aumento do número de esferas. Com a finalidade de responder este questionamento são simulados, e observando as hipóteses anteriores

referentes ao coeficiente de atrito, os MCP A-5-12mm, A-10-12mm e A-15-12 mm ORG. Na Figura 5.17 mostram-se os resultados das simulações dos MCP A-5-12mm e A-10-12mm motivado pelo comportamento similar respeito a não modificação dos resultados na variação do coeficiente de atrito.

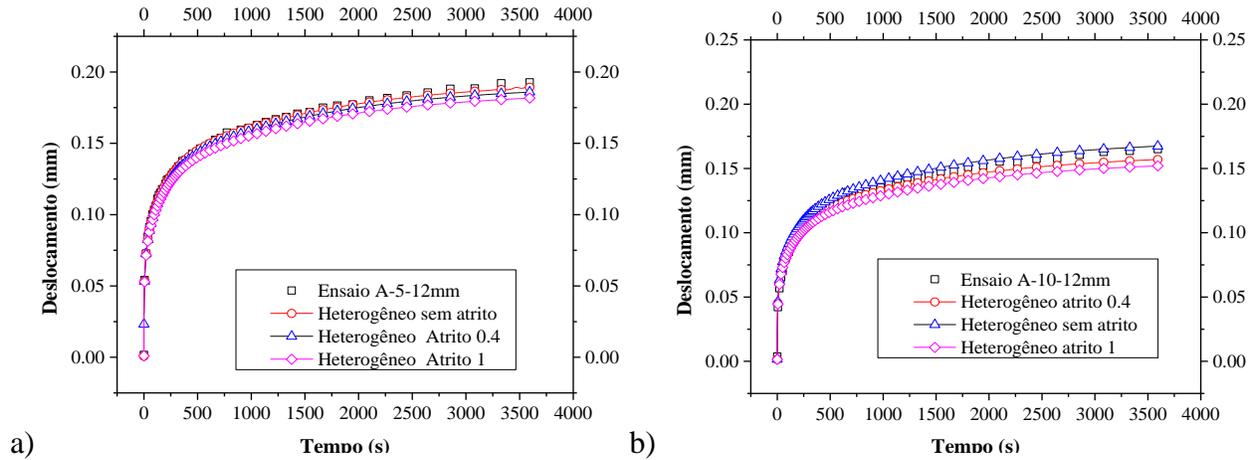


Figura 5.17. Resultados numéricos do deslocamento variando o coeficiente de atrito.
a) MCP A-5-12mm b) MCP A-10-12mm.

A Figura 5.17 (a) e (b) demonstra que nos resultados das simulações dos MCP A-5-12mm e MCP A-10-12mm não é relevante a variação do coeficiente de atrito entre as superfícies do material rígido e o argamassa que o contorna. A Tabela 5.6 mostra a média do erro relativo nas simulações dos modelos numéricos com interfase. Os resultados mostram que não existe diferencia significativas nesses análises, já que o valor médio do erro não ultrapassa o valor de 5%.

Tabela 5.6 Erro Relativo dos modelos numéricos com interfase

MCP Vv (%)	Modelo Numérico	Média do Erro Absoluto (mm)	RMS (mm)	Erro relativo (%)
A-3-12mm	Sem Atrito	0,0054	0,0062	4,12
	Coeficiente de Atrito 0.4	0,0039	0,0044	2,99
	Coeficiente de Atrito 1	0,0038	0,0046	3,03
A-5-12mm	Sem Atrito	0,0011	0,0014	0,94
	Coeficiente de Atrito 0.4	0,0025	0,0029	1,98
	Coeficiente de Atrito 1	0,0051	0,0055	3,83
A-10-12mm	Sem Atrito	0,0046	0,0048	3,96
	Coeficiente de Atrito 0.4	0,0029	0,0037	3,09
	Coeficiente de Atrito 1	0,0055	0,0066	5,07

Na Figura 5.18 (a) e (b) apresenta os resultados das simulações realizadas ao MCP A-15-12mm ORG mostrando que existe uma diferença considerável entre os resultados experimentais e os resultados numéricos. A Figura 5.18 (a) mostra que nas simulações numéricas realizadas ao MCP A-15-12mm ORG percebe-se que com a diminuição do valor do coeficiente de atrito o deslocamento aumenta afastando-se dos valores experimentais. A explicação deste fenômeno deve-se ao aumento da superfície de contato entre os materiais. Com o aumento de superfície de contato incrementa-se também a área susceptível a separação como mostrado na Figura 5.18 (b).

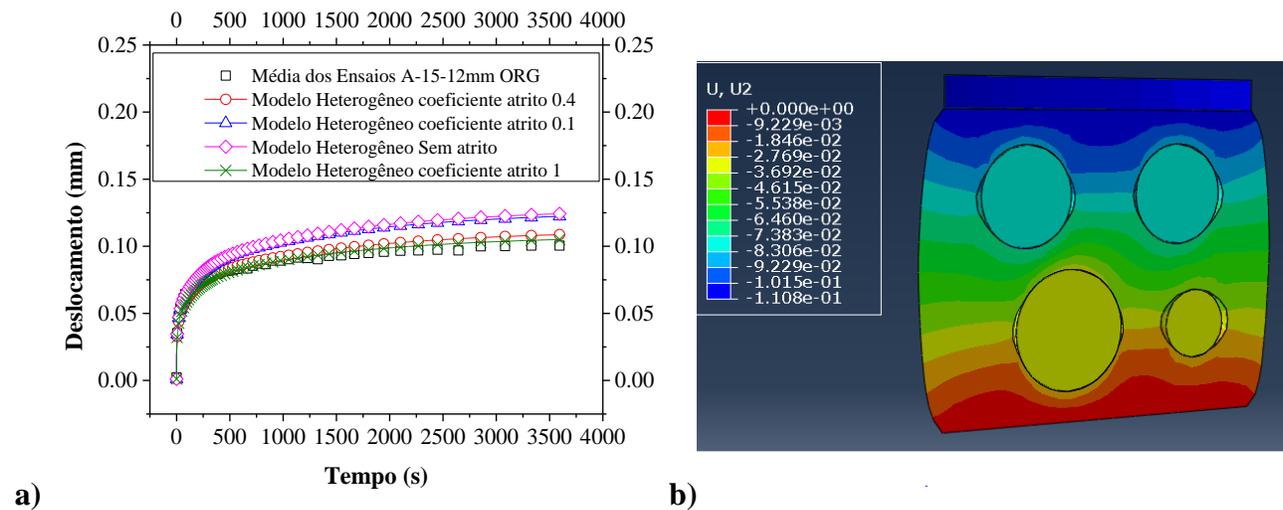


Figura 5.18. Resultados numéricos do deslocamento no tempo variando o coeficiente de atrito MCP A-15-12mm ORG. **a)** Análises da variação do atrito entre as esferas de aço e o argamassa. **b)** Seção em escala de cores do deslocamento vertical no MCP A-12-15mm.

É importante explicar que para o caso do modelo MCP A-15-12mm são mostrados os resultados sem atrito e com coeficientes de atrito 0.1, 0.4 e 1. Analisando a seção de um dos extremos do MCP A-15-12mm mostrado na Figura 5.17 (b) se constata as superfícies separadas entre o material rígido e o argamassa que o envolve. Este fato comprova qualitativamente a suposição que a magnitude desta área separada pode estar associada com a diferença que existe entre resultado experimental e numérico.

CAPÍTULO VI

6 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA PESQUISAS FUTURAS

Neste capítulo são enunciadas as conclusões fundamentais obtidas nesta pesquisa no decorrer do processo experimental e das simulações numéricas. Com base nas conclusões, procura-se sugerir futuras linhas de desenvolvimento que podem complementar esta pesquisa.

6.1 Conclusões

O processo de caracterização dos materiais tem a particularidade de que a argamassa asfáltica concebida para simular fração fina dentro do CBUQ corresponde a uma mistura tipo AAUQ. Esta simplificação foi realizada com o objetivo de ter valores de referência para as propriedades físicas e volumétricas tanto da argamassa bem como dos materiais que a compõem. Algumas das propriedades dos agregados, como por exemplo: Resistência ao desgaste por abrasão Los Angeles e durabilidade em sulfato de magnésio são comparadas com especificações da Norma DNIT 031 ES (2006), porque não existem valores especificados na Norma DNIT 032 ES (2004), para misturas tipo AAUQ. Seguindo essas premissas foi comprovado que o material atende às especificações da norma escolhida, no caso DNIT 031 ES (2006).

O resultado obtido no ensaio de desgaste por abrasão Los Angeles do agregado empregado na produção da argamassa foi de 21% para a fração avaliada o que representa um valor de desgaste bastante satisfatório, isto é, bem menor que o valor de 50% requerido na especificação DNIT 031 ES (2006) para agregados empregados nos revestimentos asfálticos e pavimentos asfálticos.

O valor da durabilidade em sulfato de magnésio resultou numa perda de 4,2% em massa e também é inferior ao valor máximo de 12% da especificação DNIT 031 ES (2006). Da mesma forma, o resultado do ensaio equivalente de areia no agregado miúdo, o qual foi de 68%, atende às especificações da norma, sendo superior ao valor mínimo desejado de 50%

A comparação entre as propriedades dos ligantes asfálticos CAP 50/70 e o modificado foi realizada com o objetivo de escolher o ligante de comportamento mais elástico. Foi realizada a

caracterização tanto convencional como reológica dos ligantes, demonstrando a superioridade do ligante modificado

nos parâmetros avaliados. Nos ensaios convencionais, o ligante modificado apresentam valores de penetração e de ponto de amolecimento superiores ao CAP 50/70, assim como uma menor perda de massa no ensaio RTFOT, sugerindo que tem menor susceptibilidade aos efeitos da temperatura no seu comportamento. Outro diferencial importante que oferece o ligante modificado por polímeros para este trabalho, é o valor de recuperação elástica de 90 %.

Do ponto de vista reológico, os resultados obtidos para o asfalto modificado com polímeros também demonstram a superioridade no comportamento comparado com o CAP 50/70. As curvas mestras construídas para o módulo cisalhante complexo G^* e o ângulo de fase δ também demonstram a superioridade do ligante modificado em relação ao ligante convencional CAP 50-70. Os resultados do ensaio *Linear Amplitude Sweep* (LAS) demonstram a que o ligante modificado é menos susceptível à fadiga que o CAP 50/70. Um aspecto relevante com respeito ao ensaio LAS é a relação entre a perda de integridade e a intensidade do dano, sendo que, para um mesmo valor de dano, o modificado mantém um valor de integridade superior ao CAP 50-70. O ligante modificado também apresenta menor susceptibilidade a deformações permanentes expressado nos valores de J_{nr} assim como um maior potencial para a recuperação elástica retardadas se comparado com o CAP 50/70, quando ambos são sujeito ao ensaio *Multi Stage Creep Recovery* (MSCR). Esses valores de caracterização tanto convencional quanto reológica propiciaram a escolha do ligante asfáltico modificado por polímeros para a produção da argamassa asfáltica.

O material idealizado para o estudo é composto de três fases (argamassa asfáltica, esferas de aço e vazios com ar). A argamassa asfáltica foi composta por agregados finos com um Tamanho Máximo Nominal de 2,00mm e um teor de ligante de 9%. Foi realizado o processo de produção para mini-corpos de prova (MCP), com base em curvas de compressão estática, com o qual consegue-se uma reprodutibilidade aceitável das propriedades físicas na argamassa asfáltica. Durante o processo de calibração das curvas de compressão, foram estabelecidas relações entre o Volume de Vazio (V_v) e os parâmetros da série de Prony da função fluência ou *Creep Compliance*,

$D(t)$, para cada teor de ligante estudado. A maioria destes parâmetros apresentam uma relação linear em relação ao V_v .

O processo de Produção dos MCP do material idealizado, que inclui as esferas de aço para emular o agregado graúdo, é também validado pela reprodutibilidade das propriedades físicas e volumétricas do composto. São também estabelecidas as relações entre o volume de material rígido e os parâmetros da série de Prony da função *Creep Compliance*, $D(t)$. Apesar de ser utilizada a relação quase elástica na interconversão do *Creep Compliance*, $D(t)$, em Módulo de Relaxação, $E(t)$, também se estabeleceu uma relação entre o volume do material rígido e os parâmetros da série de Prony para a função Relaxação, $E(t)$. Outra conclusão importante do ponto de vista experimental foi que a partir de um volume de esferas superior a 25%, a variação da posição do material rígido determina o comportamento do composto, expressado na grande variabilidade dos resultados do deslocamento vertical.

Quanto à modelagem numérica foi preliminarmente determinado o melhor tipo e as distribuições de elementos a serem utilizadas nas malhas dos modelos numéricos contínuos equivalentes, bifásico e trifásico. Para os modelos contínuos equivalentes homogêneos foram utilizados 40 elementos tipo C3D8R, enquanto que para os modelos heterogêneos bifásicos e trifásicos foram utilizados elementos do tipo C3D4 e em quantidades da ordem de 2×10^4 a 6×10^5 elementos aumentando consideravelmente o custo computacional.

Os parâmetros constitutivos dos modelos numéricos que representam o composto como um meio contínuo homogêneo, independente da sua composição, foram calculados por inversão da função *Creep Compliance* obtida experimentalmente. Para representar os fenômenos próprios da heterogeneidade do composto, os parâmetros constitutivos do material deformável que compõe as misturas (com esferas) correspondem aos determinados nos ensaios com os MCPs fabricados unicamente com argamassa asfáltica.

Os modelos numéricos bifásicos representaram o comportamento dos ensaios com uma exatidão e acurácia superiores, se comparados com os modelos numéricos homogêneos. Os modelos bifásicos permitiram, também, estudar a influência no deslocamento vertical da posição do material rígido dentro do composto independentemente do volume que ocupa com respeito ao

volume total. O aumento do volume de material rígido com uma disposição controlada (esferas de aço) implicou uma diminuição nos deslocamentos verticais, o que foi atribuído ao aumento da rigidez do composto. No entanto, quando o volume de esferas de aço ultrapassa 25%, se constata um aumento nos deslocamentos o que se atribui ao deslizamento entre as esferas, as quais constituem um esqueleto sólido inadequado para as misturas.

Entre os fenômenos representados nas simulações numéricas, destaca-se a influência da distribuição e o diâmetro dos vazios dentro da argamassa asfáltica. Também foi determinada influência da presença de três fases (argamassa asfáltica, esferas de aço e volume de vazio) nos modelos numéricos heterogêneos comparados com os valores experimentais. Os resultados numéricos mostram que as distribuições aleatórias independentemente do número de esferas condicionam os resultados de deslocamento vertical e por tanto o comportamento do composto simulado.

Por outro lado, a inclusão dos vazios nos modelos numéricos trifásicos representam melhor o comportamento do composto, se comparado com os modelos numéricos homogêneo contínuo equivalente e os modelos numéricos bifásicos. Essa comparação foi realizada através da média do erro relativo entre os resultados numéricos e experimentais sendo que este valor encontrasse na faixa de 5 a 8%, 2.5 a 5% e 0 a 2%, para o modelo homogêneo contínuo equivalente, heterogêneo bifásico e heterogêneo trifásico respectivamente.

Também foi considerada a interface entre a argamassa asfáltica e as esferas de aço sem a inclusão de vazios. Esta interface foi analisada com vários coeficientes de atrito, demonstrando que não existe uma relevância significativa entre os resultados experimentais e numéricos em função desta variação para volume de material rígido de até 16 % (10 esferas de aço). Não obstante, para volumes de material rígidos de 25% (15 esferas de aço), na medida que diminui o valor do coeficiente de atrito, o deslocamento aumenta afastando-se dos valores experimentais. Esse resultado foi atribuído ao aumento da superfície de contato entre os materiais o que aumenta a probabilidade de ruptura localizada na interface entre as esferas rígidas e a argamassa asfáltica.

Por fim, a principal conclusão deste trabalho é que foi possível simular adequadamente o comportamento de uma mistura asfáltica composta por elementos graúdos rígidos e por uma

argamassa asfáltica com base apenas nos parâmetros viscoelásticos da argamassa ensaiada sob fluência estática em laboratório. As simulações numéricas, via FEM, podem ser aperfeiçoadas incrementalmente na medida em que se incluem outras fases da mistura com a presença de vazios de ar e as interfaces entre os agregados graúdos e a argamassa.

6.2 Sugestões para pesquisas futuras

Do ponto de vista experimental, sugere modificar a geometria e origem do material rígido, utilizando, na medida do possível, grãos poliedros com diferentes configurações em suas fases, mas mantendo do volume constante. Essa premissa pode ser feita com o intuito de analisar a influência da geometria do material rígido no comportamento de fluência do composto.

Outro aspecto importante é modificar os parâmetros constitutivos dos modelos numéricos a partir do emprego de outros métodos de interconversão entre as funções Creep Compliance $D(t)$ e Módulo de Relaxação $E(t)$ para validar as simplificações consideradas nesse sentido.

Implementar uma *User Material* (UMAT) no programa ABAQUS com um modelo constitutivo que permita representar o comportamento do material durante o carregamento e o descarregamento.

Simular o material com um modelo trifásico onde se considere uma distribuição não uniforme e mais realista do diâmetro dos vazios.

Realizar os ensaios separadamente na argamassa e em diferentes tipos de concretos asfálticos, tais como CBUQ, SMA e CPA, confeccionados com agregados pétreos com grãos totalmente caracterizados quanto a suas propriedades físicas e geométricas.

Usar técnicas avançadas de análise digital de imagem, incluindo escaneamento via tomógrafos, para caracterizar e gerar numericamente a estrutura e distribuição espacial das diversas fases que compõem os corpos de prova compactados.

Fazer simulações numéricas com outras abordagens, principalmente via modelos não contínuo, utilizando o Método dos Elementos Discretos.

Simular o material com um modelo trifásico e que considerem em conjunto os vazios e o atrito entre as esferas de aço e a argamassa asfáltica que as envolve.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- AASHTO TP 101. (2014). Standard method of test for estimating damage tolerance of asphalt binders using the linear amplitude sweep. American Association of State Highway and Transportation Officials.
- ABNT (2004). NBR 15184. Brasileira de Normas Técnicas. Materiais betuminosos- determinação da viscosidade em temperaturas elevadas usando um viscosímetro rotacional.
- AMARAL, S.D.C. (2000). Estudos de misturas asfálticas densas com agregados do estado do Pará, utilizando asfalto convencional (cap-40) e asfalto modificado com polímero sbs (betuflex b 65/60). Dissertação de Mestrado, Escola de Engenharia de São Carlos, da Universidade de São Paulo, SP, 147p.
- AMBASSA, Z., ALLOU, F., PETIT, C. & EKO, R.M. (2013). Fatigue life prediction of an asphalt pavement subjected to multiple axle loadings with viscoelastic FEM. *Constr. Build. Mater.*, 43: 443–452.
- ARAGÃO, F., KIM, Y., KARKI, P. & LITTLE, D. (2010). Semiempirical, analytical, and computational predictions of dynamic modulus of asphalt concrete mixtures. *Transp. Res. Rec. J. Transp. Res. Board*, 2181(10): 19–27.
- ARAGÃO, F., KIM, Y., LEE, J. & ALLEN, D. (2011). Micromechanical model for heterogeneous asphalt concrete mixtures subjected to fracture failure. *J. Mater. Civ. Eng.*, 23(1): 30–38.
- ARAGÃO, F.T.S., BADILLA-VARGAS, G.A., HARTMANN, D.A., OLIVEIRA, A.D. de & KIM, Y.-R. (2017). Characterization of temperature- and rate-dependent fracture properties of fine aggregate bituminous mixtures using an integrated numerical-experimental approach. *Eng. Fract. Mech.*, 180: 195–212.
- ARAGÃO, F.T.S., HARTMANN, D.A., KIM, Y.-R., MOTTA, L.M.G. & JAVAHERIAM, M.H. (2014). A numerical-experimental approach to characterize fracture properties of asphalt mixtures at low in-service temperatures. *Transp. Res. Board 93rd Annu. Meet. January 12-16, Washington, D.C.*, : 1–17.
- Asphalt Institute. (2010). Guidance on the use of the mscr test with the AASHTO M320 specification.
- ASTM C1252. (2003). Standard test methods for uncompacted void content of fine aggregate (as influenced by particle shape, surface texture, and grading). American Society for Testing and Materials
- ASTM D4402. (2002). Standard test method for viscosity determinations of unfilled asphalts asphalt at elevated temperatures using the brookfield thermosel apparatus a rotational viscometer 1. American Society for Testing and Materials.

- ASTM D7405. (2010). Standard test method for multiple stress creep and recovery (mscr) of asphalt binder using a dynamic shear rheometer. American Society for Testing and Materials.
- ASTM D 2726. (2002). Standard test method for bulk specific gravity and density of compacted bituminous 4(Reapproved): 8–11. American Society for Testing and Materials.
- ASTM D 2872-04. (2004). Standard test method for effect of heat and air on a moving film of asphalt (rolling thin-film oven test). American Society for Testing and Materials.
- BAYANE, B.M., YANG, E. & YANJUN, Q. (2017). Dynamic modulus master curve construction using christensen-anderson-marasteanu (cam) model. *Int. J. Eng. Res. Appl.*, 7(1): 53–63.
- BERNUCCI, L., MOTTA, L., CERATTI, J., & SOARES, J. (2006). *Pavimentação Asfáltica: Formação Básica para Engenheiros*. Rio de Janeiro: Petrobrás: ABEDA, 2006. 504 f. Incluindo Bibliografia. Patrocínio Petrobrás..
- BETUNEL INDÚSTRIA E COMÉRCIO LTDA. (2010). *Betunel Tecnologia em asfaltos [WWW Document]*. URL http://www.betunel.com.br/stylink_carac.html
- 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. PhD Thesis, Texas A&M University, Texas, USA.
- CHAZALLON, C., KOVAL, G., HORNYCH, P., ALLOU, F. & MOUHOUBI, S. (2009). Modelling of rutting of two flexible pavements with the shakedown theory and the finite element method. *Comput. Geotech.*, 36(5): 798–809.
- CHEN, Y. (2009). Viscoelastic modeling of flexible pavement. PhD Thesis. University of Akron, USA.
- COLLOP, A., MCDOWELL, G. & LEE, Y. (2007). On the use of discrete element modeling to simulate the viscoelastic deformation behaviour of an idealized asphalt mixture. *Geomech Geoenng*, 2(2): 77–86.
- COUTINHO, R.P. (2012). *Utilização da parte fina de misturas asfálticas para avaliação do dano por fadiga*. Dissertação de mestrado, Programa de Pós Graduação em Engenharia de Transportes, Universidade Federal do Ceará, Fortaleza, Brasil.
- COUTINHO, R.P., PAMPLONA, T.F., BRANCO, V.T.F.C. & SOARES, J.B. (2010). Multiscale approach for characterization of asphaltic materials designed in brazil and spain. 11th Int. Conference Asph. Pavements – ISAP,.
- CUNDALL, P.A. & Strack, O.D. (1979). Discrete numerical model for granular assemblies. *Geotechnique*, 29(1): 47–65.

- DAI, Q. (2011). Two- and three-dimensional micromechanical viscoelastic finite element modeling of stone-based materials with x-ray computed tomography images. *Constr. Build. Mater.*, 25(2): 1102–1114.
- DAI, Q., SADD, M.H. & YOU, Z. (2006). A micromechanical finite element model for linear and damage-coupled viscoelastic behavior of asphalt concrete. *Int. J. Numer. Anal. Methods Geomech.*, 30: 1135–1158.
- DAI, Q. & YOU, Z. (2007). Prediction of creep stiffness of asphalt mixture with micromechanical finite-element and discrete-element models. *J. Eng. Mech.*, 133(2): 163–173.
- DNER (1999) ES 385. Pavimentação - concreto asfáltico com asfalto polímero. Departamento Nacional de Estradas de Rodagem. Especificação de serviço ES 385/99.
- DNER (1995) ME 035. Peneiras de malhas quadradas para análise granulométrica de solos. Departamento Nacional de Estradas de Rodagem. Método de Ensaio ME 035/95.
- DNER (1998) ME 035. Agregados - determinação da abrasão “los angeles”. Departamento Nacional de Estradas de Rodagem. Método de Ensaio ME 035/98.
- DNER (1994) ME 053. Misturas betuminosas - percentagem de betume. Departamento Nacional de Estradas de Rodagem. Método de Ensaio ME 053/94.
- DNER (1997) ME 054. Equivalente de areia. Departamento Nacional de Estradas de Rodagem. Método de Ensaio ME 054/97.
- DNER (1999) ME 003. Material betuminoso - determinação da penetração. Departamento Nacional de Estradas de Rodagem. Método de Ensaio ME 003/99.
- DNER (1994) ME 148. Material betuminoso - determinação dos pontos de fulgor e de combustão (vaso aberto cleveland). Departamento Nacional de Estradas de Rodagem. Método de Ensaio ME 148/94.
- DNER (1998) ME 163. Materiais betuminosos - determinação da ductilidade. Departamento Nacional de Estradas de Rodagem. Método de Ensaio ME 054/98.
- DNER (1996) ME 193. Materiais betuminosos líquidos e semi-sólidos - determinação da densidade e massa específica. Departamento Nacional de Estradas de Rodagem. Método de Ensaio ME 193/96
- DNER (1994) ME 247. Material termoplástico para demarcação viária-determinação do ponto de amolecimento (método do anel e bola). Departamento Nacional de Estradas de Rodagem. Método de Ensaio ME 247/94
- DNIT (2010) ME 130. Determinação da recuperação elástica de materiais asfálticos pelo

ductilômetro – método de ensaio. Departamento Nacional de Infraestrutura de Transportes. Metodo de Ensaio 130/2010

DNIT 031 ES. (2006). Pavimentos flexíveis - concreto asfáltico - especificação de serviço. Departamento Nacional de Infraestrutura de Transportes. Especificação de Serviço 031/2006.

DNIT 032. (2004). Pavimentos flexíveis – areia-asfalto a quente – especificação de serviço. Departamento Nacional de Infraestrutura de Transportes. Especificação de Serviço 032/2004.

DNIT 095/. (2006). Cimentos asfálticos de petróleo - especificação de material. Departamento Nacional de Infraestrutura de Transportes. Especificação de Material 095/2006.

EVANGELISTA Jr., F. (2006). Análise quasi-estática e dinâmica de pavimentos asfálticos. Dissertação de mestrado, Programa de Pós Graduação em Engenharia de Transportes, Universidade Federal do Ceará, Fortaleza, Brasil.

EVANGELISTA Jr., F., PARENTE Jr., E. & BARBOSA S., J. (2005). Viscoelastic and elastic structural analysis of flexible pavements. *Cilamce 2005*, (October): 15.

FERNÁNDEZ, F.P., RODRÍGUEZ, A.D., LAMELA, R.M.J. & FERNÁNDEZ, C.A. (2009). Estudio de la interconversión entre las funciones de comportamiento de un material viscoelástico. *An. Mecánica la Fract.*, 1(26): 244–249.

FERNÁNDEZ, P., RODRÍGUEZ, D., LAMELA, M.J. & FERNÁNDEZ-CANTELI, A. (2011). Study of the interconversion between viscoelastic behaviour functions of pmma. *Mech. Time-Dependent Mater.*, 15(2): 169–180.

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): 4017067.

FREIRE, R.A., FRANCO, T., BRANCO, C. & VASCONCELOS, K.L. (2011). Avaliação da resistência ao trincamento de misturas asfálticas compostas por agregados miúdos com diferentes tamanhos máximos nominais. *TRANSPORTES*, 16(2010): 117–127.

GONZALES, J.M. (2011). Un Modelo Reológico para Geomateriales. Aplicación a la Simulación de Mezclas Asfálticas. Tesis de Doctorado, Universitat Politècnica de Catalunya, Barcelona España.

HADI, M.N.S. & BODHINAYAKE, B.C. (2003). Non-linear finite element analysis of flexible pavements. *Adv. Eng. Softw.*, 34(11–12): 657–662.

HUANG, Y.H. (1993). *Pavement Analysis and Desing*. Prentice-Hall, New Jersey.

IM, S., BAN, H. & KIM, Y.R. (2014). Characterization of mode-i and mode-ii fracture properties

of fine aggregate matrix using a semicircular specimen geometry. *Constr. Build. Mater.*, 52: 413–421.

IZADI, A. (2012). Quantitative Characterization of Microstructure of Asphalt Mixtures to Evaluate Fatigue Crack Growth. Master of Science Thesis, The University of Texas at Austin. USA.

JOHNSON, C.M. (2010). Estimating Asphalt Binder Fatigue Resistance Using an Accelerated Test Method. Master of Science Thesis, University of Wisconsin-Madison, USA

KARKI, P. (2010). Computational and Experimental Characterization of Bituminous Composites Based on Experimentally Determined. Master of Science Thesis, University of Nebraska.USA

KIM, H. (2007). Investigation of Toughening Mechanisms in the Fracture of Asphalt Concrete Using the Clustered Discrete Element Method. PhD Thesis, University of Illinois at Urbana-Champaign.USA.

KIM, Y.-R. (2013). Multiscale modeling of damage evolution in viscoelastic bituminous mixtures subjected to cyclic loading. *J. Eng. Mater. Technol.*, 135(2): 0210051–0210059.

KIM, Y.-R. & ARAGÃO, F.T.S. (2013). Microstructure modeling of rate-dependent fracture behavior in bituminous paving mixtures. *Finite Elem. Anal. Des.*, 63: 23–32.

KIM, Y.-R., ARAGÃO, F.T.S.^., Allen, D.H.^ & Little, D.N.^ (2010). Damage modeling of bituminous mixtures considering mixture microstructure, viscoelasticity, and cohesive zone fracture. *Can. J. Civ. Eng.*, 37(8): 1125–1136.

KIM, Y.-R., LITTLE, D. & Song, I. (2003). Effect of mineral fillers on fatigue resistance and fundamental material characteristics: mechanistic evaluation. *Transp. Res. Rec. J. Transp. Res. Board*, 1832.

KIM, Y.R. (2009). Modeling of Asphalt Concret. North Carolina.USA.

KONG, J. & YUAN, J.Y. (2010). Application of linear viscoelastic differential constitutive equation in abaqus. *Int. Conf. Comput. Des. Appl. ICCDA 2010*, 5(Iccda): 152–156.

KOOHMISHI, M. (2013). Comparison of pavement layers responses with considering different models for asphalt concrete viscoelastic properties. *Slovak J. Civ. Eng.*, XXI(2): 15–20.

LIU, Y., YOU, Z., DAI, Q. & MILLS-BEALE, J. (2011). Review of advances in understanding impacts of mix composition characteristics on asphalt concrete (ac) mechanics. *Int. J. Pavement Eng.*, 12(4): 385–405.

MASAD, E., CASTELO BRANCO, V.T.F., LITTLE, D.N. & LYTTON, R. (2008). A unified

- method for the analysis of controlled-strain and controlled-stress fatigue testing. *Int. J. Pavement Eng.*, 9(4): 233–246.
- MASAD, E., DARABI, M.K., RUB, R.K., ABU, A., HUANG, C. & LITTLE, D.A. (2011). A thermoviscoelastic- viscoplastic-viscodamage constitutive model for asphaltic materials. *Int. J. Solids Struct.*, 48: 191–207.
- MEDEIROS, M.S. & Soares, J.B. (2005). Construção de curvas mestras para misturas asfálticas por meio de ensaios de creep.
- MELLO, L.G.R. De. (2008). A Teoria Do Dano Em Meio Contínuo No Estudo Da Fadiga em Misturas Asfálticas. Tese de Doutorado, Pós graduação em geotecnia, Universidade de Brasília, Brasília, Brasil, 263p.
- MESA, M. & ÁLVAREZ, J. (2011). Calibración numérica de un problema de ingeniería vial. *Rev. la construcción*, 10(3): 52–63.
- NABIZADEH, H. (2015). Viscoelastic, Fatigue Damage, and Permanent Deformation Characterization of High Rap Bituminous Mixtures Using Fine Aggregate Matrix (FAM). Master of Science, University of Nebraska, USA.
- NABIZADEH, H., HAGHSHENAS, H.F., KIM, Y.-R. & ARAGÃO, F.T.S. (2017). Effects of rejuvenators on high-rap mixtures based on laboratory tests of asphalt concrete (ac) mixtures and fine aggregate matrix (fam) mixtures. *Constr. Build. Mater.*, 152: 65–73.
- PARK, S.W. & KIM, Y.R. (1999). Interconversion between relaxation modulus and creep compliance for viscoelastic solids. *Mater. Civ. Eng.*, (February): 76–82.
- PARK, S.W. & KIM, Y.R. (2001). Fitting prony-series viscoelastic models with power-law presmoothing (February): 26–32.
- PARK, S.W., RICHARD KIM, Y. & SCHAPERY, R.A. (1996). A viscoelastic continuum damage model and its application to uniaxial behavior of asphalt concrete. *Mech. Mater.*, 24(4): 241–255.
- PARK, S.W. & SCHAPERY, R.A. (1999). Methods of interconversion between linear viscoelastic material functions. part i—a numerical method based on prony series. *Int. J. Solids Struct.*, 36(11): 1653–1675.
- PERZYNA, P. (1966). Fundamental problems in viscoplasticity. *Adv. Appl. Mech.*, 9: 243–377.
- QUINONES, F.S. (2014). Aplicabilidade de resíduos reciclados da construção e demolição como agregados em misturas asfálticas. Tese de Doutorado, Pós graduação em geotecnia, Universidade de Brasília, Brasília, Brasil, 168p.

- RAAB, C., ABD EL HALIM, A. O. & PARTL, M.N. (2012). Interlayer bond testing using a model material. *Constr. Build. Mater.*, 26(1): 190–199.
- RECAREY, C.A.M. (1999). Modelación de las interacciones Suelos estructuras en el dominio en el tiempo. Tesis de Doctorado, Departamento de Ingeniería Civil, Universidad Central "Marta Abreu de las Villas, Santa Clara, Cuba, 150p.
- RODRIGUES, I.A. (2015). Propriedades reológicas de ligantes asfálticos e mástiques. Monografia de conclusão de curso, Departamento de Engenharia Civil, Universidade de Brasília, Brasília, Brasil, 152p.
- RODRIGUES, I.A., GARCIA, L.M., MUNIZ, M.F. & RODRIGUES, L.G. (2016). Simulação numérica de ensaios de fluência estática em areia asfalto. 45º Reunião Anual de Pavimentação - 19º Encontro Nacional da Conservação Rodoviária, . ABDER-ABPv-DER/DF, Brasilia, 13.
- SADD, M.H., DAI, Q., PARAMESWARAN, V. & SHUKLA, A. (2004). Microstructural simulation of asphalt materials: modeling and experimental studies. *J. Mater. Civ. Eng.*, 16(2): 107–115.
- SCHAPERLY, R.A. (1978). Class notes in viscoelasticity.
- SCHAPERLY, R.A. (1982). Theory of viscoelasticity. Não Publicado.
- SCHAPERLY, R.A. (1999). Nonlinear viscoelastic and viscoplastic constitutive equations whit growing damage. *Int. J. Fract.*, 97: 33–66.
- SCHAPERLY, R.A. & PARK, S.W. (1999). Methods of interconversion between linear viscoelastic material functions. part ii—an approximate analytical method. *Int. J. Solids Struct.*, 36(11): 1677–1699.
- SEARCY, C.R. (2004). A multiscale model for predicting damage evolution in heterogeneous viscoelastic media. PhD Thesis, Texas A&M University, USA.
- SILVA, H. (2009). Caracterização Viscoelástica linear de misturas asfálticas : Operacionalização Computacional e Análise pelo Método dos Elementos Finitos. Dissertação de mestrado, Programa de Pós Graduação em Engenharia de Transportes, Universidade Federal do Ceará, Fortaleza, Brasil.
- SILVA, H., SOUSA, P.C., HOLANDA, Á. & SOARES, J.B. (2008). A computer program for linear viscoelastic characterization using prony series.
- SOARES, J.B. (2002). Modelagem da formação e propagação de trincas em misturas asfálticas. *Rev. Transp.*, XI: 33–42.
- SOUSA, P., KASSEM, E., MASAD, E. & LITTLE, D. (2013). New design method of fine

- aggregates mixtures and automated method for analysis of dynamic mechanical characterization data. *Constr. Build. Mater.*, 41: 216–223.
- SOUSA, P.C. & SOARES, J.B. (2007). Método da colocação para obtenção de séries de pro y usadas a caracterização viscoelástica de materiais asfálticos.
- SOUZA, F. & SOARES, J. (2005). Simulação do comportamento mecânico de misturas asfálticas usando um modelo computacional multi-escala. *Transportes*, XIII: 5–20.
- SOUZA, F.V. DE & SOARES, J.B. (2002). Previsão do comportamento mecânico de misturas asfálticas a partir dos resultados do ensaio de creep estático. *An. do XVI Congr. Pesqui. e Ensino em Transp. ANPET, Natal*, (2001).
- SOUZA, M.V.R. (2010). Efeito de fibras sintéticas nas propriedades de ligantes e concretos asfálticos. Universidade de Brasília.
- SOUZA, V.F. (2005). Modelo Multi-Escala para Análise Suscetíveis ao Dano. D Dissertação de mestrado, Programa de Pós Graduação em Engenharia de Transportes, Universidade Federal do Ceará, Fortaleza, Brasil.
- VALE, A.C., PAIS, J.C. & PEREIRA, P.A.A. (2011). O tipo de modelação dos pneus dos veículos pesados na avaliação do desempenho dos pavimentos : 1–13.
- VASCONCELOS, K.L., BHASIN, A., LITTLE, D.N. & LYTTON, R.L. (2011). Experimental measurement of water diffusion through fine aggregate mixtures. *Mater. Civ. Eng.*, 23(4).
- YOU, T., ABU AL-RUB, R.K., DARABI, M.K., MASAD, E.A. & LITTLE, D.N. (2012). Three-dimensional microstructural modeling of asphalt concrete using a unified viscoelastic–viscoplastic–viscodamage model. *Constr. Build. Mater.*, 28(1): 531–548.
- YUSOFF, N.I.M., HAININ, M.R. & AIREY, G.D. (2012). A comparative study of phase angle predictive equations using bituminous binder data. *Arab. J. Sci. Eng.*, 37(6): 1571–1583.
- ZELELEW, H. (2008). Simulation of the Permanent Deformation of Asphalt Concrete Mixtures Using Discrete Element Method (DEM). PhD Thesis, Washington State University, USA.
- ZIENKIEWICZ, O.C. & TAYLOR, R.L. (2004). *El Método de los Elementos Finitos*. Quinta. Barcelona.España.
- ZOLLINGER, C.J. (2005). Application of surface energy measurements to evaluate moisture susceptibility of asphalt and aggregates application of surface energy measurements to evaluate moisture susceptibility of (chair of committee). Master of Science Thesis, Texas A&M University . USA.

APÊNDICE I

Funções de ajustes para os parâmetros da série de Prony para as misturas produzidas com um teor de 6% de ligante.

Tabela 0.1. Coeficientes das funções de ajustes dos parâmetros D_i Argamassa com 6% de Ligante

Coeficiente	Equação de ajuste	a	b	R ²
D ₀	$D_i = a + bV_v$	-0.0048	0.0007	0.93
D ₁		0.0034	0.0004	0.98
D ₂	$D_i = ab^{V_v}$	0.000081	1.32	0.95
D ₃		0.00015	1.29	0.98
D ₄	$D_i = a + bV_v$	-0.0208	0.0024	0.98

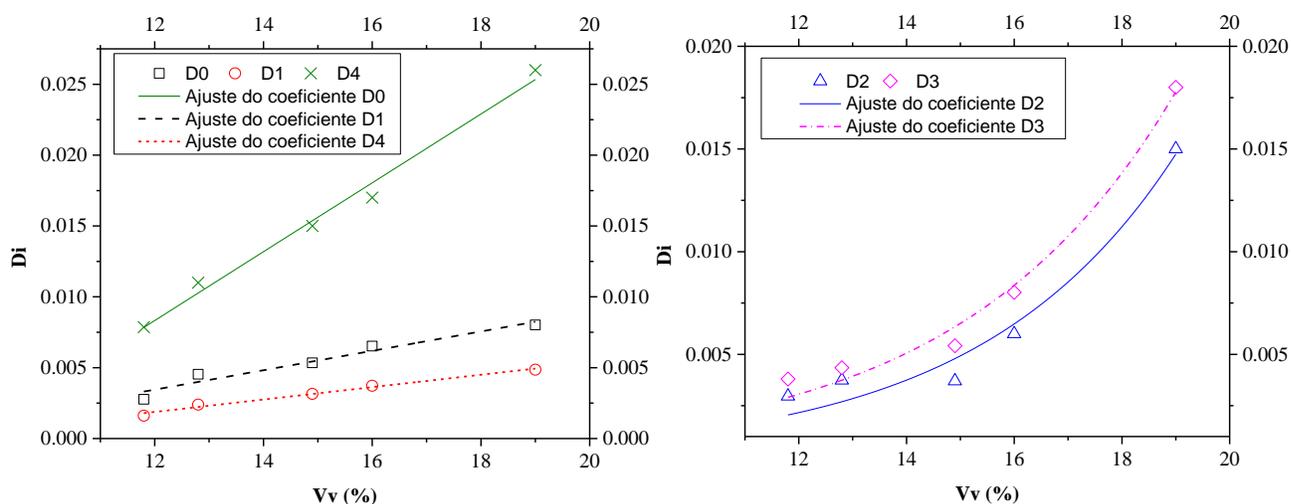


Figura 0.1. Variação dos parâmetros da série de Prony com respeito ao volume de vazios teor de ligante 6%. a) Variação dos parâmetros D_0 , D_1 , e D_4 . b) Variação do parâmetros D_2 e D_3

Funções de ajustes para os parâmetros da série de Prony para as misturas produzidas com um teor de 10% de ligante.

Tabela 0.2. Coeficientes das funções de ajustes dos parâmetros D_i Argamassa com 10% de Ligante

Coeficiente	Equação de ajuste	a	b	R ²
D ₀	$D_i = a + bV_v$	-0.0067	0.001	0.98
D ₁		-0.0033	0.0007	0.93
D ₂		-0.0030	0.002	0.91
D ₃	$D_i = aV_v^b$	0.0385	-0.178	0.86
D ₄	Considerado Constante	-	-	-

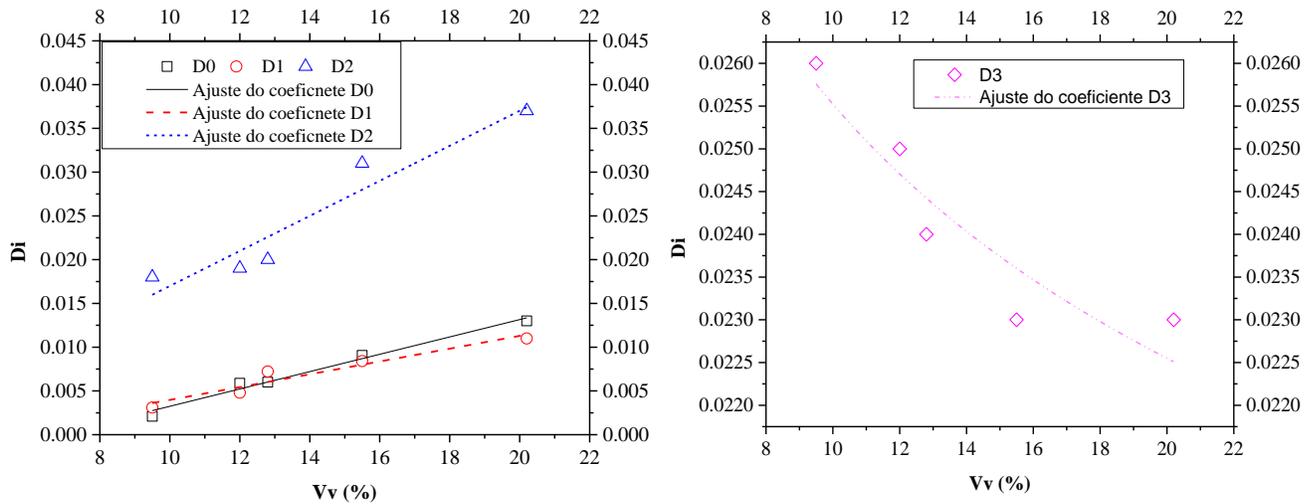


Figura 0.2. Variação dos parâmetros da série de Prony com respeito ao volume de vazios teor de ligante 10%. **a)** Variação dos parâmetros D_0 , D_1 , e D_2 . **b)** Variação do parâmetros D_3

Funções de ajustes para os parâmetros da série de Prony para as misturas produzidas com um teor de 12% de ligante.

Tabela 0.3. Coeficientes das funções de ajustes dos parâmetros D_i Argamassa com 12% de Ligante

Coeficiente	Equação de ajuste	a	b	R^2	
D ₀	$D_i = a + bV_v$	0.0053	0.0004	0.88	
D ₂		0.0035	0.002	0.93	
D ₃		0.0104	0.0012	0.98	
D ₄		0.0194	0.0004	0.93	
D ₁	$D_i = a + bV_v + cV_v^2$	a	b	c	R^2
		-0.0107	0.0178	-4.5166	0.91

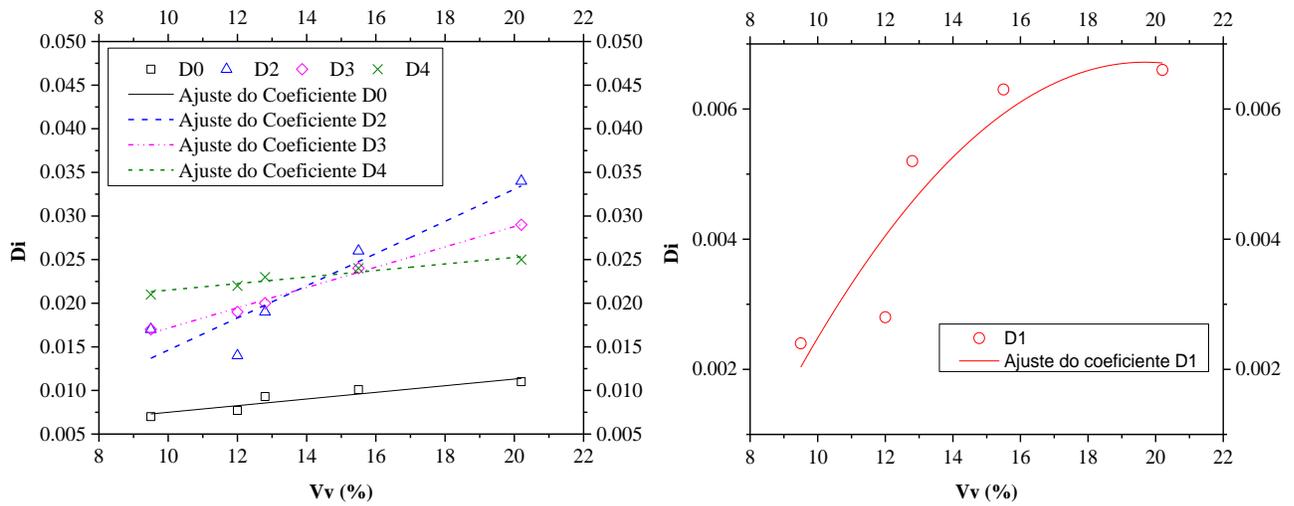


Figura 0.3. Variação dos parâmetros da série de Prony com respeito ao volume de vazios teor de ligante 12%. **a)** Variação dos parâmetros D_0 , D_2 , D_3 e D_4 . **b)** Variação do parâmetros D_1