

**APLICAÇÃO DO PRINCÍPIO DA CORRESPONDÊNCIA
ELASTO-VISCOELÁSTICA PARA PREVISÃO DE
DEFORMABILIDADE DE MISTURAS ASFÁLTICAS**

Klaus Machado Theisen

Porto Alegre
Março de 2006

KLAUS MACHADO THEISEN

**APLICAÇÃO DO PRINCÍPIO DA CORRESPONDÊNCIA
ELASTO-VISCOELÁSTICA PARA PREVISÃO DE
DEFORMABILIDADE DE MISTURAS ASFÁLTICAS**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em
Engenharia Civil da Universidade Federal do Rio Grande do Sul,
como parte dos requisitos para obtenção do título de Mestre em
Engenharia na modalidade Acadêmico

Porto Alegre
Março de 2006

THEISEN, Klaus Machado

Aplicação do Princípio da Correspondência Elasto-viscoelástica para previsão de Deformabilidade de Misturas Asfálticas / Klaus Machado Theisen. – Porto Alegre: PPGEC/UFRGS, 2006.

150 p.

Dissertação de Mestrado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal do Rio Grande do Sul; Mestre em Engenharia. Orientador: Washington Peres Núñez/Eduardo Bittencourt.

1. Misturas Asfálticas; 2.Viscoelasticidade; 3.Modelagem; 4.Previsão de Resultados. I. Título.

CCAA2

KLAUS MACHADO THEISEN

**APLICAÇÃO DO PRINCÍPIO DA CORRESPONDÊNCIA
ELASTO-VISCOELÁSTICA PARA PREVISÃO DE
DEFORMABILIDADE DE MISTURAS ASFÁLTICAS**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, como parte dos requisitos para obtenção do título de Mestre em Engenharia na modalidade Acadêmico

Prof. Washington Peres Núñez
Dsc. pela Universidade Federal do Rio Grande do Sul
Orientador

Prof. Eduardo Bittencourt
Dsc. pela Universidade Federal do Rio Grande do Sul
Orientador

Prof. Fernando Schnaid
Coordenador do PPGEC/UFRGS

BANCA EXAMINADORA

Prof. Glauco Túlio Pessa Fabbri (EESC-USP)
Dsc. pela Escola de Engenharia de São Carlos - USP

Prof. Jorge Augusto Pereira Ceratti (UFRGS)
Dsc. pela COPPE/UFRJ

Prof. Jorge Barbosa Soares (UFC)
PhD. pela Texas A&M University

Dedico esta dissertação a todos que me ajudaram, me apoiaram ou pelo menos torceram por mim para que eu um dia obtivesse esta conquista.

AGRADECIMENTOS

Bom, este ano em que estive trabalhando nesta dissertação foi difícil, árduo, muitas vezes monótono, muitas vezes fazia-me pensar em desistir de tudo, pois não me identificava nada com este tipo de trabalho. Entretanto pessoas, que sempre me acompanharam em minha vida, ou que conheci durante a minha trajetória na UFRGS, me deram forças para continuar e chegar até aqui, obtendo esta conquista. A elas, agradeço.

Agradeço a CAPES, primeiramente. A CAPES não é bem uma pessoa, foi a instituição que me concedeu a bolsa de estudos de mestrado, o que permitiu que eu me dedicasse somente a esta dissertação. Melhor, permitiu que eu tivesse as plenas condições de independência financeira durante os dois anos de mestrado: alimentação, viagens para a minha terra Rio Pardo, compra de material para estudos, comprar meu filho não parido (computador), pizzas tamanho gigante, ir em baladas e festas (essências à sobrevivência). Enfim, me mantive estes dois anos com o patrocínio da CAPES.

Agradeço também a todos os professores do PPGEC-UFRGS que me passaram os seus conhecimentos e tiveram paciência com minhas dúvidas e indisciplina. Especialmente, gostaria de agradecer os seguintes:

Ao Professor Washington Peres Núñez, meu orientador, por acreditar em mim desde os tempos de bolsista de iniciação científica, por não me deixar voar com minhas idéias mirabolantes, por me aconselhar, me indicar os caminhos corretos da pesquisa e principalmente, ser um dos grandes amigos que conquistei na vida. Agradeço até pelos litros e litros de tinta vermelha que ele gastava corrigindo os meus resumos e artigos científicos, e depois ficava reclamando que não tinha tempo para corrigir provas. Eu, sinceramente, acho que não tinha era tinta vermelha nas canetas dele, pois gastou tudo comigo.

Ao Professor Eduardo Bittencourt, meu orientador (isto mesmo, são dois), por ter acreditado e apoiado este projeto até o seu fim, por ter dado orientações e contribuições relevantíssimas na parte de modelos matemáticos, por compreender as minhas deficiências na parte numérica e programação, e por sempre estar disposto a solucionar as minhas dúvidas sobre o assunto. Acho que ele esperava que eu aparecesse com uma super modelagem em Elementos Finitos na sala dele durante as minhas visitas, mas um dia eu faço isso.

Ao Professor Guillermo Juan Creus, por ter se esforçado em passar os seus conhecimentos na parte de viscoelasticidade, pelas contribuições relevantíssimas dadas durante o seminário de mestrado e o período de elaboração desta dissertação e por dispor um pouco do seu precioso tempo para me atender. Infelizmente ele não pôde participar da banca, como eu gostaria, pois com certeza daria grandes contribuições ao trabalho, mas mesmo assim merece este agradecimento, pois além do que mencionei, mostrou um grande interesse no meu trabalho, o que me deixou bastante satisfeito.

Ao Professor Jorge Augusto Pereira Ceratti, pelos conhecimentos passados nas cadeiras de pavimentação, por apoiar o meu trabalho e sempre estar disposto a solucionar as minhas dúvidas sobre o assunto, por me deixar dar umas aulas de Mecânica dos Pavimentos, e principalmente, por ter tornado toda esta dissertação possível, investindo nos equipamentos e no crescimento do LAPAV-UFRGS. Espero estar recompensando o investimento com este trabalho.

Agradeço a todos os meus familiares que me acolheram durante os fins de semana que ia para Rio Pardo. Mesmo não entendendo bulhufas do assunto desta dissertação, a contribuição deles foi essencial, pois me incentivava a terminar este trabalho, não só por mim, mas por eles também, pois com certeza ficariam muito felizes com isto. Em especial, agradeço aos seguintes:

Ao meu velho e querido Pai, Ivan, por estar sempre preocupado com o meu desempenho durante o mestrado, por sempre estar me aconselhando, tentando me passar sua experiência de vida, mostrando os caminhos certos, me ajudando financeiramente quando eu precisava, ou simplesmente me recepcionando em sua casa com um abraço amigo e um saboroso churrasco, daqueles que só ele sabe fazer. Infelizmente tivemos uma divergência durante o período do mestrado, mas só serviu para me fazer enxergar o quanto eu o amava e dava importância a sua presença em minha vida. Agradeço mesmo, de coração.

À minha diviníssima Mãe, Clay-Jean, pelo seu incondicional carinho que compreendia a minha ausência, por estar sempre disposta a me ajudar financeiramente também, mesmo quando estava em dificuldades, por sempre me receber com uma comida deliciosa que só ela sabe fazer, me livrando das gororobas que como aqui em Porto Alegre, por sempre arrumar minha mala pra vir pra cá, enfim, pelo se amor, que está trancado com um milhão de chaves dentro do meu coração. Obrigado Mãe.

Agradeço a uma galera muito parceria e divertida que tive a honra ser colega e de fazer amizade: os mestrandos da estruturas 2004. Daniel Jost, Juliana Ana Chiarello, Daniel Afonso, Felipe Almeida (Baiano), Diogo Medeiros, André Czarnobay, Giovana Barbosa, Dilnei Schmidt, Marcelo Figueiredo, Rafael de Oliveira, todos, pelo grande coleguismo, parceria nos jogos de Imagem e Ação (cujo inventor agradeço também) e pelos muitos momentos de agito que tivemos. Em especial, agradeço a três: a minha grande amiga Ariela Torres, por agraciar-me com sua extrema alegria e simpatia, pela torcida ao êxito deste trabalho, além de ser a minha ajudante de organização de festas da turma da estruturas quando estávamos a beira de virar uns Nerds; ao meu grande amigo Daniel Nunes, pela sua megaparceria, pelas grandes conversas que tivemos sobre o universo feminino e pelo incentivo; e a talvez o grande amigo e colega que tive na vida, Alexandre Milani, pelas muitas divertidas horas de estudos na faculdade e no mestrado que tivemos, por sempre me ajudar nas dificuldades, por dizer que fui a pessoa mais legal que ele já conheceu na vida (o que para um cara com baixíssima auto-estima é ótimo), e simplesmente por rir de TODAS as minhas piadas, sendo ele mesmo sempre.

Agradeço aos seguintes colegas da Geotecnia do PPGEC: Francisco Dalla Rosa (Chicó), pela grande amizade, parceria, conselhos e botar o Windows XP no meu micro (senão a dissertação não estaria escrita, talvez a mão); Thiago Vitorello, pela sua amizade, parceria e ajuda na elaboração do trabalho de Mecânica dos Pavimentos; Alexandre Knop, baita parceria, baita louco, pelas enrascadas que ele me pôs na noite Portoalegrense, fazendo-me esquecer um pouco o trabalho, Rodrigo Malysz e Rodrigo Silveira, pela ajuda na elaboração dos meus artigos científicos durante o mestrado; Fernando Albuquerque, enfim, uns quantos.

Agradeço aos colegas que não são nem da Geotecnia, nem da Estruturas, mas são do PPGEC e são principalmente amigos: Karin Malcum e Fabrício de Paoli, casal super gente fina, pela amizade e parceria; Rodrigo Bortolazza, um grande irmão que conheci na faculdade e cultivo amizade até hoje, e a grande amiga Lidiane Ibeiro, que conheci recentemente, mas sempre se mostrou disposta a me ouvir e me aconselhar quando estava desestimulado com o meu trabalho e tinha os problemas conjugais, que ela sabe muito bem quais são. Obrigado.

Agradeço aos amigos, sejam eles virtuais ou reais, que alguns não têm a mínima idéia do que é CBUQ, mas que sempre me aconselharam, não me deixaram voar com as minhas idéias malucas ou que simplesmente me proporcionaram momentos de alegria: Carlos Ivan Ribas (homem de sangue preto, que tenho grande emulsão em conhecer), Aline “Vedder” (onde

está?), Sabryna Schmidt, Flávia Trindade (psicóloga), Danielle Rangel (eternamente especial para mim), Lucas Fetusgato, Ketrin Fritsch (quase irmã), Rochele Sant'ana (parceria pra criticar bandas de Blues), Ana Carina Rizzon, Carlos Penha Otero Júnior, Daniel Hastenpflug (irmão *true headbanger*), Fernando Stachelski (amigo do peito), Naná Mello, Gabriela Ferst, Família Brandt (Heitor, Dulce, Keka, Guto e Kika, todos no meu coração), Sabrina Rodrigues e ao Eduardo Laubino Borba (descanse em paz, meu amigo, um dos raros aqui que sabia o que era CBUQ, você estará em nossos corações e em nossas mentes).

Agradeço às seguintes bandas de *HEAVY METAL*: Metallica, Pantera, Arch Enemy, Damageplan, Kreator, Slayer, Nightwish, Sepultura (fase *thrash*), Annihilator, Ayreon, Black Label Society, Black Sabbath, Carcass, Crowbar, Dark Angel, Death, Dragonforce, Dream Theater, Epica, Fleshgrind, In Flames, Kamelot, Lacuna Coil, Lake of Tears, Machine Head, Megadeth, Morbid Angel, Napalm Death, Ozzy Osbourne, Overkill, Pain of Salvation, Runemagick, Slipknot, Sirenia, Type o Negative, Therion, Xproject, e muitas outras, por suas músicas extremamente criativas e habilidosas terem embalado os momentos de solidão e monotonia do meu trabalho, fazendo-me viajar dentro de sua profundidade, bater cabeça com seus *riffs* agressivos, ficar frenético frente ao seu agito, chorar frente a sua melancolia, rir de sua tosquice, me surpreender frente ao seu virtuosismo, enfim, fazer uma bagunça dos sentimentos humanos, coisa que nenhum outro estilo faz.

Por último, mas acho que mais do que obrigatório, quero (devo) agradecer ao meu irmão de sangue betuminoso Lélío Brito. O Lélío, além de eu julgá-lo como o meu terceiro orientador, foi o grande incentivador do meu trabalho. Nós discutíamos frequentemente nossas descobertas, nossas idéias, nossos pontos de vista sobre o assunto, fazendo contribuições imensuráveis um ao trabalho do outro. Gostava muito de mostrar os meus resultados a ele, pois dele sempre ouvia uma palavra de incentivo, muito centrada, como se fosse realmente de um orientador. Um grande amigo, outro candidato ao grande amigo da vida, uma pessoa que sempre pude confiar, pedir ajuda sem ser cobrado por nada em troca, ser confidente e também ouvir, ajudando-o com maior alegria e prazer no que ele precisava. Espero que nós continuemos trabalhando juntos, hoje e sempre, pois era (e é) uma das poucas partes boas do meu trabalho: trabalhar contigo. Muito obrigado mesmo, grande amigo, tu és “o cara”, nunca vou esquecer e sempre cultivarei a nossa grande amizade e nosso grande companheirismo.

E tenho dito.

A vida é muito curta para ser desperdiçada, mas muito
longa para ser aproveitada.

Gamma Ray – Banda de Power Metal

RESUMO

THEISEN, K.M. **Aplicação do Princípio da Correspondência Elasto-Viscoelástica para Previsão de Deformabilidade de Misturas Asfálticas**. 2006. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, UFRGS, Porto Alegre.

Esta dissertação apresenta a aplicação de um modelo de comportamento para previsão de deformabilidade de misturas asfálticas, deduzido com bases na teoria da viscoelasticidade e na aplicação do Princípio da Correspondência Elasto-Viscoelástica. Primeiramente, se faz um apanhado dos modelos constitutivos usualmente empregados às misturas asfálticas no dimensionamento de pavimentos flexíveis, relatando-se a sua concepção e seus defeitos, concluindo que todos têm uma grande deficiência: seus parâmetros dependem das condições em que são ensaiados, fazendo-o uma propriedade do ensaio, não do material, o que serviu de motivação para esta pesquisa. Em seguida, são revisados os fundamentos teóricos da teoria da viscoelasticidade linear, passo a passo, mostrando-se algumas aplicações que têm como base esta teoria em alguns trabalhos recentes que modelam o comportamento de misturas asfálticas variadas. Para a pesquisa, utilizou-se um concreto asfáltico com ligante modificado com borracha ensaiado nas dependências do LAPAV-UFRGS, sob compressão diametral de cargas cíclicas, cujo procedimento é brevemente descrito, associando-se os seus procedimentos com as hipóteses assumidas na modelagem, o que é importante na concepção do modelo empregado. Apresenta-se e discute-se o manuseio dos dados experimentais para o modelo, bem como a escolha do modelo constitutivo adotado, no qual se optou por um modelo viscoelástico linear anisotrópico simplificado, cujas equações base e métodos para calibração são apresentados, discutidos e comparados, bem como os resultados das calibrações dos três primeiros ciclos de carga-descanso, no qual se obteve uma excelente descrição do comportamento do material, o que foi comprovado nas previsões dos dois ciclos seguintes. As previsões de resultados a ensaios sob diferentes condições aos das calibrações mostraram resultados qualitativamente bons às frequências de ciclo de 1 Hz, comprovados na comparação das curvas de deslocamentos normalizadas. Porém, a frequências maiores, o resultado não foi satisfatório, assumindo-se como causas o diferente processo de condicionamento dos corpos-de-prova e a modelagem das deformações irreversíveis.

Palavras-chave: misturas asfálticas; viscoelasticidade; modelagem; previsão de resultados.

ABSTRACT

THEISEN, K.M. **Aplicação do Princípio da Correspondência Elasto-Viscoelástica para Previsão de Deformabilidade de Misturas Asfálticas**. 2006. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, UFRGS, Porto Alegre.

This dissertation presents an application of a behavior model based in the Theory of Visco-elasticity and in the Elastic-Visco-Elastic Correspondence Principle, used to estimate the deformability of asphalt mixes. First, the asphalt mixes constitutive models applied in the design of flexible pavements are reviewed, and their conception and weaknesses are reported. It is concluded that all of them present a great deficiency: their parameters depend on test procedures, and therefore, they are test properties and not material properties. This fact motivated the research here reported. The theoretical basis of the linear visco-elasticity theory is also reviewed and some recent applications of that theory in modeling the behavior of asphalt mixes are shown. In the experimental part of the research, split resilient modulus tests were carried out on specimens of an asphalt rubber hot mix, in the Pavement Laboratory (LPAV) of the Federal University of Rio Grande do Sul, Brazil (UFRGS). The resilient modulus test is briefly described and their procedures are associated to the hypothesis assumed when modeling; a fact that is considered important in the conception of the model used in this work. Experimental data are presented and discussed and also is the process followed to choose the simplified linear anisotropic visco-elastic model. The bases of the model and the calibration methods used are presented, discussed and compared. The results of calibrations of the first three loading-rest cycles are also presented, discussed and compared. An excellent description of the material behavior was achieved, what was confirmed in the prevision of the following two cycles. The previsions of test results at the frequency of 1 Hz, under conditions different from those used in the calibration, were qualitatively sound, as proved when compared by means of normalized displacements curves. However, at higher frequencies, the results were not so good, probably due to different processes of specimens conditioning and to the unrecoverable strains modeling.

Key-words: asphalt mixes, visco-elasticity, modeling, test results prediction

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS	iv
LISTA DE TABELAS	viii
LISTA DE SIGLAS.....	x
LISTA DE SÍMBOLOS.....	xi
1 INTRODUÇÃO	1
1.1 A IMPORTÂNCIA DA ANÁLISE ESTRUTURAL EM ENGENHARIA DE PAVIMENTAÇÃO	1
1.2 MODELOS CONSTITUTIVOS USUALMENTE EMPREGADOS PARA MISTURAS ASFÁLTICAS	2
1.2.1 Abordagem elástica	2
1.2.2 Abordagem viscoelástica	3
1.2.3 Considerações sobre as Abordagens Discutidas	5
1.3 OBJETIVOS DA PESQUISA	5
1.4 ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO	5
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	7
2.1 GENERALIDADES SOBRE O COMPORTAMENTO TENSÃO-DEFORMAÇÃO DAS MISTURAS ASFÁLTICAS.....	7
2.2 TEORIA DA VISCOELASTICIDADE LINEAR.....	10
2.2.1 Algumas características dos materiais viscoelásticos	10
2.2.1.1 Fluência	11
2.2.1.2 Relaxação	12
2.2.1.3 Resposta sob solicitação de cargas senoidais	13
2.2.2 Modelos reológicos viscoelásticos	15
2.2.2.1 Modelo de Kelvin	16
2.2.2.2 Modelo de Maxwell	18
2.2.3 Funções de fluência e relaxação para um elemento Kelvin	20
2.2.3.1 Função de fluência para um elemento Kelvin	21
2.2.3.2 Função de relaxação para um elemento Kelvin	22
2.2.3.3 Funções de fluência e relaxação para outros modelos reológicos	23
2.2.4 Integrais de convolução	25
2.2.5 O princípio da correspondência Elasto-viscoelástica	28
2.2.5.1 Transformadas de Laplace	28

2.2.5.2 Definição do Princípio da Correspondência Elasto-viscoelástica	29
2.2.5.3 Exemplos de aplicação do Princípio da Correspondência Elasto-viscoelástica ...	33
2.3 APLICAÇÕES DA TEORIA DA VISCOELASTICIDADE A PESQUISAS RECENTES	38
2.3.1 Utilização de modelos reológicos para modelagem de curvas de fluência e relaxação de misturas asfálticas	38
2.3.2 Uso do Princípio da Correspondência elasto-viscoelástica	42
2.3.3 Aplicações a modelos viscoelásticos de dano contínuo e fadiga	44
2.4 COMENTÁRIOS FINAIS.....	51
3 MATERIAIS E MÉTODOS	52
3.1 MATERIAIS UTILIZADOS NA PESQUISA	52
3.2 OBTENÇÃO DE DADOS EXPERIMENTAIS	54
3.3 IMPLICAÇÕES DO PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL NA MODELAGEM ..	58
3.3.1 Magnitude da carga	59
3.3.2 Distância entre os extremos dos L.V.D.T.'s	59
3.3.3 Número de L.V.D.T.'s	61
3.3.4 Índice de vazios nos CP's	62
3.3.5 Número de ciclos carga-descanso	63
3.3.6 Colagem de L.V.D.T.'s nas faces dos CP's	63
3.4 CONSIDERAÇÕES FINAIS	65
4 MODELAGEM MATEMÁTICA: DISCUSSÕES E CALIBRAÇÃO DOS MODELOS	66
4.1 TRATAMENTO DOS DADOS DE ENTRADA	66
4.1.1 Pulsos de carga	66
4.1.2 Deslocamentos medidos experimentalmente	69
4.1.3 Curva de fluência teórica do material	71
4.2 DISCUSSÃO SOBRE O MODELO CONSTITUTIVO EMPREGADO	73
4.2.1 Modelo viscoelástico linear isotrópico com coeficiente de Poisson constante ..	73
4.2.2 Modelo viscoelástico linear isotrópico com coeficiente variável no tempo	76
4.2.3 Modelo viscoelástico linear anisotrópico	77
4.3 MÉTODOS DE CALIBRAÇÃO DO MODELO ADOTADO	79
4.3.1 Calibração pelo uso da equação geral dos mínimos quadráticos	83
4.3.2 Calibração por uso de método iterativo quantitativo-qualitativo	86
4.3.3 Comparações e discussões dos métodos apresentados	87

4.4 RESULTADO DAS CALIBRAÇÕES: APRESENTAÇÃO E DISCUSSÃO	90
4.4.1 Calibração pelos três primeiros ciclos de carga-descanso	90
4.4.1.1 Resultados provenientes do CP 3K	90
4.4.1.2 Resultados provenientes do CP 5I	98
4.4.1.3 Resultados provenientes do CP 6E	105
4.4.2 Previsão dos dois ciclos de carga-descanso seguintes	113
4.5 CONSIDERAÇÕES FINAIS	117
5 APLICAÇÕES DO MODELO ÀS PREVISÕES DE RESULTADOS	118
5.1 SELEÇÃO DE DADOS PARA AS PREVISÕES	118
5.2 PREVISÕES	119
5.2.1 Ensaio com pulso de carga de 0,1 s; ciclo de 1 Hz; carga máxima equivalente a 30% da RT	120
5.2.2 Ensaio com pulso de carga de 0,15 s; ciclo de 1 Hz; carga máxima equivalente a 15% da RT	124
5.2.3 Ensaio com pulso de carga na forma 1 de 0,2 s; ciclo de 1 Hz; carga máxima equivalente a 15% da RT	127
5.2.4 Ensaio com pulso de carga na forma 2 de 0,2 s; ciclo de 1 Hz; carga máxima equivalente a 15% da RT	131
5.2.5 Ensaio com pulso de carga de 0,1 s; ciclo de 3 Hz; carga máxima equivalente a 15% da RT	135
5.2.6 Ensaio com pulso de carga de 0,1 s; ciclo de 5 Hz; carga máxima equivalente a 15% da RT	138
5.3 CONSIDERAÇÕES FINAIS SOBRE OS RESULTADOS	141
6 CONCLUSÕES DA PESQUISA E SUGESTÕES PARA PESQUISAS FUTURAS	143
6.1 CONCLUSÕES DA PESQUISA	143
6.2 SUGESTÕES PARA PESQUISAS FUTURAS	146
REFERÊNCIAS	147

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1: Representação dos pulsos de tensão e deformação para obtenção de E^* e ϕ	4
Figura 2.1: Amostra de mistura asfáltica carregada uniaxialmente e suas parcelas de deformação (Oeser e Möller, 2004)	8
Figura 2.2: Limites de comportamento tensão-deformação das misturas asfálticas (Di Benedetto <i>et al.</i> , 2001)	9
Figura 2.3: Deformação típica de um ensaio de fluência (Lakes, 1998)	11
Figura 2.4: Tensão típica de um ensaio de relaxação (Lakes, 1998)	12
Figura 2.5: Comportamento de Relaxação em Misturas Asfálticas (Falcão e Soares, 2002)	13
Figura 2.6: Pulsos senoidais de tensão e de deformação (Lakes, 1998)	14
Figura 2.7: Associação em paralelo para o modelo de Kelvin	16
Figura 2.8: Representação do modelo generalizado de Kelvin	18
Figura 2.9: Associação em série para o modelo de Maxwell	19
Figura 2.10: Representação do modelo generalizado de Maxwell	20
Figura 2.11: Deformação para tensão unitária em um elemento Kelvin	21
Figura 2.12: Tensão para deformação unitária em um elemento Kelvin	23
Figura 2.13: Resposta a incrementos de tensão ao longo do tempo	26
Figura 2.14: Amostra cilíndrica comprimida diametralmente	36
Figura 2.15: Modelo Reológico e parâmetros utilizados por Abbas (2004)	40
Figura 2.16: Comparação de resultados para obtenção de Módulo Complexo a partir de diferentes ensaios (Kim <i>et al.</i> , 2004)	44
Figura 2.17: Medidas e previsão de deformações totais (Gibson <i>et al.</i> , 2003)	46
Figura 2.18: Medidas e previsões de tensões versus deformação (Gibson <i>et al.</i> , 2003)	47
Figura 2.19: Extração de corpos-de-prova de placas em Lee e Kim (1998)	48
Figura 2.20: Comparação entre vidas de fadiga prevista e medida (Lee <i>et al.</i> , 2003)	50
Figura 3.1: Curva granulométrica da mistura asfáltica utilizadas na pesquisa (Brito, 2006)	53
Figura 3.2: Desenho esquemático do aparato de aplicação de carregamento e medição de dados experimentais	55
Figura 3.3: (a) Posicionamento dos mini L.V.D.T.'s no corpo de prova; (b) posicionamento do conjunto no pórtico de aplicação de carga	56
Figura 3.4: Posicionamento do pórtico de em estufa de condicionamento	56
Figura 3.5: Tela do programa de visualização e arquivamento de dados experimentais	57
Figura 3.6: Tensões de cisalhamento em um CP cilíndrico sob compressão diametral	61
Figura 3.7: Efeito de abaulamento no plano central horizontal de um CP	64

Figura 4.1: Comparação entre pulsos de carga tratados e não tratados para os dados do CP 3K	67
Figura 4.2: Comparação entre pulsos de carga tratados e não tratados para os dados do CP 4L	67
Figura 4.3: Ajuste polinomial para os dados de pulso de carga dos CP's 5Q (A), 6N (B), 6O (C) e 6J (D)	68
Figura 4.4: Curva normalizada de variação dos deslocamentos horizontais em relação á média	70
Figura 4.5: Curva normalizada de variação dos deslocamentos verticais em relação á média	70
Figura 4.6: Representação do modelo reológico adotado nas calibrações	72
Figura 4.7: Corpo de prova solicitado por carga	73
Figura 4.8: Aplicação da fórmula 4.6 para os dados do CP 3K	75
Figura 4.9: Aplicação da fórmula 4.6 para os dados do CP 4L	75
Figura 4.10: Aplicação da fórmula 4.6 para os dados do CP 3Q	76
Figura 4.11: Variáveis do x-ésimo ciclo de carga-descanso	79
Figura 4.12: Exemplo de planilha Excel para calibração das constantes D e T_i	87
Figura 4.13: Calibração para os deslocamentos horizontais do CP 3K com 1 elemento Kelvin	91
Figura 4.14: Calibração para os deslocamentos horizontais do CP 3K com 2 elementos Kelvin	92
Figura 4.15: Calibração para os deslocamentos horizontais do CP 3K com 3 elementos Kelvin	93
Figura 4.16: Calibração para os deslocamentos verticais do CP 3K com 1 elemento Kelvin	94
Figura 4.17: Calibração para os deslocamentos verticais do CP 3K com 2 elementos Kelvin	95
Figura 4.18: Calibração para os deslocamentos verticais do CP 3K com 3 elementos Kelvin	96
Figura 4.19: Calibração para os deslocamentos horizontais do CP 5I com 1 elemento Kelvin	99
Figura 4.20: Calibração para os deslocamentos horizontais do CP 5I com 2 elementos Kelvin	100
Figura 4.21: Calibração para os deslocamentos horizontais do CP 5I com 3 elementos Kelvin	101
Figura 4.22: Calibração para os deslocamentos verticais do CP 5I com 1 elemento Kelvin	102
Figura 4.23: Calibração para os deslocamentos verticais do CP 5I com 2 elementos Kelvin	103

Figura 4.24: Calibração para os deslocamentos verticais do CP 5I com 3 elementos Kelvin	104
Figura 4.25: Calibração para os deslocamentos horizontais do CP 6E com 1 elemento Kelvin	106
Figura 4.26: Calibração para os deslocamentos horizontais do CP 6E com 2 elementos Kelvin	107
Figura 4.27: Calibração para os deslocamentos horizontais do CP 6E com 3 elementos Kelvin	108
Figura 4.28: Calibração para os deslocamentos verticais do CP 6E com 1 elemento Kelvin	109
Figura 4.29: Calibração para os deslocamentos verticais do CP 6E com 2 elementos Kelvin	110
Figura 4.30: Calibração para os deslocamentos verticais do CP 6E com 3 elementos Kelvin	111
Figura 4.31: Previsões de deslocamentos horizontais para o quarto e o quinto ciclo de carga-descanso para o CP 3K	114
Figura 4.32: Previsões de deslocamentos horizontais para o quarto e o quinto ciclo de carga-descanso para o CP 5I	114
Figura 4.33: Previsões de deslocamentos horizontais para o quarto e o quinto ciclo de carga-descanso para o CP 6E	115
Figura 4.34: Previsões de deslocamentos verticais para o quarto e o quinto ciclo de carga-descanso para o CP 3K	115
Figura 4.35: Previsões de deslocamentos verticais para o quarto e o quinto ciclo de carga-descanso para o CP 5I	116
Figura 4.36: Previsões de deslocamentos verticais para o quarto e o quinto ciclo de carga-descanso para o CP 6E	116
Figura 5.1: Previsões de deslocamentos para o CP 4L	122
Figura 5.2: Previsões de deslocamentos para o CP 3Q	122
Figura 5.3: Previsões de deslocamentos para o CP 5Q	123
Figura 5.4: Previsões de deslocamentos para o CP 2A	125
Figura 5.5: Previsões de deslocamentos para o CP 6N	126
Figura 5.6: Previsões de deslocamentos para o CP 1N	126
Figura 5.4: Deslocamentos horizontais normalizados no CP 1N	127
Figura 5.8: Forma típica do “pulso forma 1” nos ensaios com tempo de carga de 0,2 s .	128
Figura 5.9: Deslocamentos verticais normalizados no CP 5N	129
Figura 5.10: Previsões de deslocamentos para o CP 6O (pulso forma 1)	130
Figura 5.11: Previsões de deslocamentos para o CP 5N (pulso forma 1)	130
Figura 5.12: Previsões de deslocamentos para o CP 3M (pulso forma 1)	131
Figura 5.13: Forma típica do “pulso forma 2” nos ensaios com tempo de carga de 0,2 s	132

Figura 5.14: Previsões de deslocamentos para o CP 6O (pulso forma 2)	133
Figura 5.15: Previsões de deslocamentos para o CP 5N (pulso forma 2)	134
Figura 5.16: Previsões de deslocamentos para o CP 3M (pulso forma 2)	134
Figura 5.17: Previsões de deslocamentos para o CP 2M	137
Figura 5.18: Previsões de deslocamentos para o CP 4N	137
Figura 5.19: Previsões de deslocamentos para o CP 5M	138
Figura 5.20: Previsões de deslocamentos para o CP 6J	140
Figura 5.21: Previsões de deslocamentos para o CP 5A	140
Figura 5.22: Previsões de deslocamentos para o CP 1I	141

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1: Funções de Fluência e Relaxação para vários Modelos Reológicos (adaptado de Creus, 1986)	23
Tabela 2.2: Transformadas de Laplace de algumas funções $f(t)$ (Souza, 2005)	30
Tabela 2.3: Valores dos parâmetros nos modelos reológicos para as misturas ensaiadas por Gibson <i>et al.</i> (2003)	39
Tabela 2.4: Coeficientes da série de Prony obtidos por Souza (2005) para a curva de fluência do mástique	41
Tabela 2.5: Coeficientes da série de Prony obtidos por Souza (2005) para o módulo de relaxação do mástique	41
Tabela 2.6: Coeficientes da série de Prony obtidos por Souza (2005) para o módulo de relaxação da AAUQ	41
Tabela 2.7: Resultados obtidos com dados medidos e previstos por Zhang <i>et al.</i> (1997)	43
Tabela 3.1: Propriedades do Ecoflex B (adaptado de Brito, 2006)	52
Tabela 3.2: Valores médios das análises granulométricas (adaptado de Brito, 2006)	53
Tabela 3.3: Propriedades dos CP's ensaiados (adaptado de Brito, 2006)	54
Tabela 3.4: Direcionamento experimental dos grupos de CP's (adaptado de Brito, 2006)	58
Tabela 4.1: Constantes c_i dos ajustes dos polinômios de carga	68
Tabela 4.2: Percentagem de dados das envoltórias extrapolantes ao limite de 20%	71
Tabela 4.3: Comparação entre os métodos de calibração	88
Tabela 4.4: Constantes obtidas na calibração dos dados de deslocamento horizontal do CP 3K	97
Tabela 4.5: Constantes obtidas na calibração dos dados de deslocamento vertical do CP 3K	97
Tabela 4.6: Constantes obtidas na calibração dos dados de deslocamento horizontal do CP 5I	98
Tabela 4.7: Constantes obtidas na calibração dos dados de deslocamento vertical do CP 5I	105
Tabela 4.8: Constantes obtidas na calibração dos dados de deslocamento horizontal do CP 6E	112
Tabela 4.9: Constantes obtidas na calibração dos dados de deslocamento vertical do CP 6E	112
Tabela 4.10: Erros quadráticos por ciclo das previsões de deslocamentos horizontais a partir dos dados de calibração	113
Tabela 4.11: Erros quadráticos por ciclo das previsões de deslocamentos verticais a partir dos dados de calibração	113
Tabela 5.1: Relação de dados e CP's utilizados nas previsões	118
Tabela 5.2: Diferenças de índice de vazios entre os CP's das calibrações e das previsões	119

Tabela 5.3: Dados das calibrações utilizados nas previsões na modelagem com 2 elementos Kelvin na série de Prony	119
Tabela 5.4: Dados das calibrações utilizados nas previsões na modelagem com 3 elementos Kelvin na série de Prony	120
Tabela 5.5: Dados de entrada para previsão de resultados do ensaio do subitem 5.2.1 ...	120
Tabela 5.6: Erros quadráticos por ciclo das previsões do ensaio referido no subitem 5.2.1	121
Tabela 5.7: Dados de entrada para previsão de resultados do ensaio do subitem 5.2.2 ...	124
Tabela 5.8: Erros quadráticos por ciclo das previsões do ensaio referido no subitem 5.2.2	125
Tabela 5.9: Dados de entrada para previsão de resultados do ensaio do subitem 5.2.3 ...	128
Tabela 5.10: Erros quadráticos por ciclo das previsões do ensaio referido no subitem 5.2.3	129
Tabela 5.11: Dados de entrada para previsão de resultados do ensaio do subitem 5.2.4 .	131
Tabela 5.12: Erros quadráticos por ciclo das previsões do ensaio referido no subitem 5.2.4	133
Tabela 5.13: Dados de entrada para previsão de resultados do ensaio do subitem 5.2.5 .	135
Tabela 5.14: Erros quadráticos por ciclo das previsões do ensaio referido no subitem 5.2.5	136
Tabela 5.15: Dados de entrada para previsão de resultados do ensaio do subitem 5.2.6 .	138
Tabela 5.16: Erros quadráticos por ciclo das previsões do ensaio referido no subitem 5.2.6	139
Tabela 6.1: Relação das conclusões x objetivos da pesquisa	145

LISTA DE SIGLAS

AAUQ: Areia asfalto usinada a quente.

ATR: Afundamento de trilhas de roda.

CAP: Cimento asfáltico de petróleo.

CP: Corpo-de-prova.

DAER/RS: Departamento Autônomo de Estradas de Rodagem – Rio Grande do Sul.

DNER: Departamento Nacional de Estradas de Rodagem.

DREV: Deslocamento residual viscoelástico.

DRV: Deslocamento residual viscoso.

EPT: Estado plano de tensões.

EQ: Erro quadrático.

FHWA: *Federal Highway Administration*.

L.V.D.T.: *Linear Variable Displacement Transducer*.

LAPAV: Laboratório de Pavimentação.

LT: *Laplace transform* (Transformada de Laplace).

PCEV: Princípio da correspondência elasto-viscoelástica.

RT: Resistência à Tração.

RTFO: *Rolling Thin Film Oven*.

UFRGS: Universidade Federal do Rio Grande do Sul.

LISTA DE SÍMBOLOS

φ : Ângulo de fase (Módulo dinâmico).

ν : Coeficiente de Poisson.

η : Coeficiente de viscosidade (modelo de Newton).

ε : Deformação genérica.

ω : Frequência angular da solitação harmônica (Módulo dinâmico).

τ : Tempo genérico de aplicação de carga.

σ : Tensão genérica.

ε_0 : Amplitude do pulso harmônico de deformação (Módulo dinâmico).

σ_0 : Amplitude do pulso harmônico de tensão (Módulo dinâmico).

τ_0 : Tempo de início de solitação.

ε_e : Deformação referente a parcela elástica (mola).

σ_e : Tensão solicitante referente a parcela elástica (mola).

η_i : Coeficiente de viscosidade do elemento Kelvin/Maxwell número i .

ρ_i : Tempo de relaxação (η_i/E_i) de um elemento Maxwell i em Gibson *et al.* (2003).

τ_i : Tempo de retardação ($\eta_i D_i$) de um elemento Kelvin i em Gibson *et al.* (2003).

ε_v : Deformação referente a parcela viscosa (amortecedor).

σ_v : Tensão solicitante referente a parcela viscosa (amortecedor).

®: Marca registrada.

c_i : Constantes obtidas dos ajustes polinomiais dos pulsos de carga.

$D(t, \tau)$: Função de fluência ou *creep compliance*.

D_{0H} : Compliância de deslocamento da parcela elástica no sentido horizontal.

D_{0V} : Compliância de deslocamento da parcela elástica no sentido vertical.

D_{iH} : Compliância de deslocamento da parcela viscoelástica i no sentido horizontal.

D_{iV} : Compliância de deslocamento da parcela viscoelástica i no sentido vertical.

D_{PH} : Compliância de deslocamento da parcela viscosa no sentido horizontal.

D_{PV} : Compliância de deslocamento da parcela viscosa no sentido vertical.

$E(t, \tau)$: Função de relaxação ou *relaxation modulus*.

E^* : Módulo complexo.

E : Módulo de elasticidade (modelo de Hooke).

E' : Módulo de armazenamento (*Storage modulus*).

E'' : Módulo de perda (*Loss modulus*).

E_i : Módulo de elasticidade do elemento Kelvin/Maxwell número i .

f'_c : Resistência do concreto sob carregamento rápido.

h : Espessura de corpo-de-prova.

N : Número de repetições de cargas cíclicas.

R^2 : Coeficiente de determinação.

T_i : Tempo de retardação de um elemento Kelvin i (η_i/E_i).

T_{iH} : Tempo de retardação para a parcela viscoelástica i no sentido horizontal.

T_{iV} : Tempo de retardação para a parcela viscoelástica i no sentido vertical.

tp_{2X} : Tempo de fim de carga no ciclo carga-descanso número X .

tp_{2X+1} : Tempo de fim do ciclo carga-descanso número X .

tp_{2X-1} : Tempo de início de carga no ciclo carga-descanso número X.

u_{AB} : Deslocamento entre os pontos A e B em um corpo-de-prova cilíndrico (figura 4.7).

u_{AB} : Deslocamento entre os pontos C e D em um corpo-de-prova cilíndrico (figura 4.7).

1 INTRODUÇÃO

1.1 A IMPORTÂNCIA DA ANÁLISE ESTRUTURAL EM ENGENHARIA DE PAVIMENTAÇÃO

Um projeto racional em engenharia de pavimentação leva em conta vários critérios que se relacionam com possíveis mecanismos de degradação que ocorrem em serviço, tais como trincamento por fadiga, afundamentos de trilhas de roda, entre outros. Estes critérios têm como essência a comparação de um parâmetro admissível com um parâmetro que represente uma solicitação de serviço. Em um meio tridimensional, forma correta de modelagem de uma estrutura de pavimento, essas solicitações são representadas por campos de tensões e deformações, surgindo assim a necessidade de sua correta determinação para uso em projeto.

Às misturas asfálticas a importância da determinação dos campos de tensões e deformações torna-se ainda maior, dado o fato de este material ser o mais suscetível aos mecanismos de degradação anteriormente citados, devido às intempéries e às solicitações atuantes em serviço. Desta forma, surge a necessidade de uma correta modelagem do comportamento tensão-deformação das misturas asfálticas, com o emprego de um modelo constitutivo adequado.

Dentre os mecanismos de degradação que têm causa direta relacionada a algum valor de tensão e/ou deformação na estrutura em serviço, destaca-se o trincamento por fadiga dos revestimentos asfálticos. Segundo Rodrigues (1991), o trincamento é a principal causa de degradação dos pavimentos rodoviários no Brasil. Ao longo da vida de trabalho do pavimento existe uma deterioração do revestimento que tem como consequência a queda do desempenho desta camada, no qual para um dado número de solicitações, geralmente relacionadas a um número equivalente de passagens do eixo padrão, acontece a degradação.

Outro mecanismo de degradação, o Afundamento de Trilhas de Roda (ATR), é um fenômeno não necessariamente ligado somente às misturas asfálticas. A parcela do ATR inerente ao revestimento asfáltico tem sua previsão dependente do modelo constitutivo empregado (Soares e Souza, 2002), ressaltando a necessidade de um correto modelo constitutivo às misturas asfálticas.

Um exemplo da importância das tensões e deformações no dimensionamento de um revestimento asfáltico são os modelos de previsão de vida de fadiga em laboratório. Existem vários modelos de previsão, sendo os mais empregados em função da deformação de extensão na base do revestimento asfáltico e/ou na diferença de tensões no mesmo ponto. Estes parâmetros são utilizados para o método de dimensionamento proposto por Motta (1991).

Sendo assim, para uma boa estimativa da ação dos mecanismos de degradação nas misturas asfálticas, é necessário o emprego de uma análise estrutural, já que existe a dependência direta de tensões e deformações com a vida útil do revestimento. A execução desta análise estrutural requer o emprego de uma fundamentação teórica que relacione as tensões e as deformações do material especificado, ou seja, requer o emprego de um modelo constitutivo. Os modelos constitutivos usualmente empregados em misturas asfálticas são discutidos no item 1.2

1.2 MODELOS CONSTITUTIVOS USUALMENTE EMPREGADOS PARA MISTURAS ASFÁLTICAS

Para obtenção de tensões, deformações e deslocamentos em uma estrutura de pavimento flexível, o revestimento é comumente modelado conforme as duas abordagens que seguem:

1.2.1 Abordagem Elástica

Nesta abordagem, ao considerar-se a mistura asfáltica como um material elástico linear, homogêneo e isotrópico, além do coeficiente de Poisson, o parâmetro constitutivo empregado é o Módulo de Resiliência, ao invés do Módulo de Elasticidade.

O termo “resiliência” em materiais de pavimentação foi utilizado pela primeira vez por Hveem (1955). Hveem adotou este termo ao argumentar que as deformações nos pavimentos são muito maiores que as dos sólidos elásticos com os que geralmente lida o engenheiro. Na verdade, o termo resiliência significa energia armazenada num corpo deformado elasticamente, a qual é devolvida quando cessam as tensões causadoras das deformações; corresponde a energia potencial de deformação (Medina, 1997). Em resumo, o Módulo de Resiliência não passa de um Módulo de Elasticidade obtido em condições de carregamento cíclico, ao qual são submetidos os materiais de pavimentação quando ensaiados em

laboratório. A teoria clássica de elasticidade é empregada para a obtenção do Módulo de Resiliência a partir dos dados resultantes dos ensaios.

Segundo Severi *et al.* (1999), o valor do Módulo de Resiliência é dependente da forma como a carga é aplicada relativamente ao formato da peça estrutural ou amostra laboratorial onde se pretende estudar as características de deformabilidade. Zhang *et al.* (1997) relatam que de fato, para um material de comportamento viscoelástico, a adoção do Módulo de Resiliência e do Coeficiente de Poisson como parâmetros do material é conceitualmente incorreta.

Muitas publicações mostram evidências do comportamento viscoelástico de misturas asfálticas. Entre elas, os trabalhos de Falcão e Soares (2002) e de Momm (2001), que justificam tal comportamento pela presença do cimento asfáltico. Segundo Soares e Souza (2002), tal consideração permite uma caracterização mais adequada da mistura quanto ao comportamento mecânico e consequente previsão mais realista do desempenho dos pavimentos em serviço.

Os parâmetros mais comuns utilizados na prática que descrevem as misturas asfálticas como um material viscoelástico solicitado por cargas cíclicas harmônicas são o Módulo Complexo e o Ângulo de Fase, descritos a seguir.

1.2.2 Abordagem Viscoelástica

Dado um material cujo comportamento tensão deformação seja viscoelástico, se este é submetido a uma carga senoidal, a resposta será também senoidal (Di Benedetto *et al.*, 2001).

Imposto o carregamento cíclico harmônico, o Módulo Complexo E^* é um número complexo cujo módulo (Módulo de Rigidez) é definido como a razão entre a amplitude do pulso senoidal de tensão (σ_0) de frequência angular ω , cuja forma é $\sigma(t)=\sigma_0\text{sen}(\omega t)$, e a amplitude do pulso de deformação resultante (ϵ_0) no regime permanente (Di Benedetto *et al.*, 2001).

Pelo caráter viscoelástico do material, o pulso de deformação é defasado ao pulso de tensões, o que é representado do Ângulo de Fase ϕ entre os pulsos, resultando em um sinal de deformações descrito por $\epsilon(t)=\epsilon_0\text{sen}(\omega t-\phi)$ (Di Benedetto *et al.*, 2001). A figura 1.1 ilustra pulsos típicos obtidos em ensaios de determinação do Módulo Complexo e Ângulo de Fase.

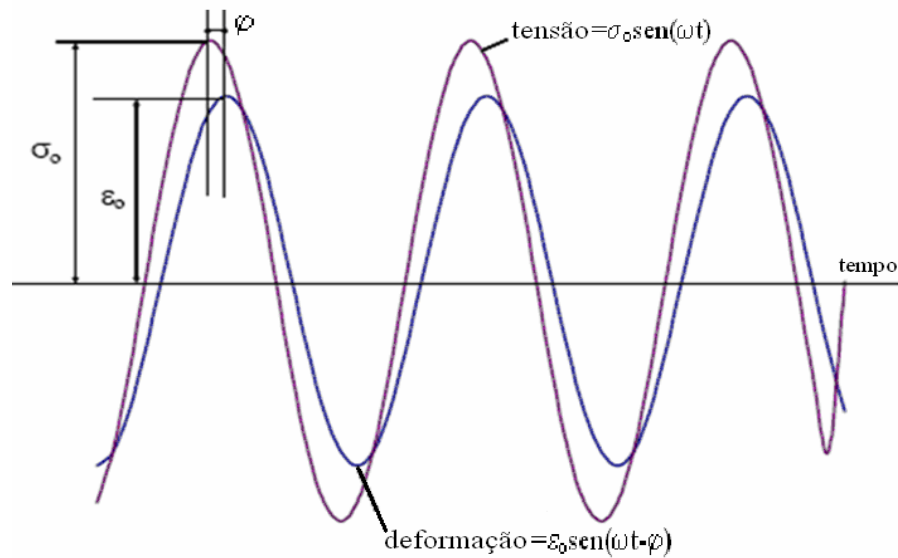


Figura 1.1: Representação dos pulsos de tensão e deformação para obtenção de E^* e φ

Os parâmetros obtidos neste ensaio dão uma idéia mais clara de rigidez e do grau de viscoelasticidade do material ensaiado. Obviamente, quanto maior for o valor do Módulo Complexo, maior a rigidez do material, analogamente ao Módulo de Resiliência.

O Ângulo de Fase é entendido como medida do quanto o material é elástico ou viscoso. Um material puramente elástico tem Ângulo de Fase nulo; um material puramente viscoso tem Ângulo de Fase igual a 90 graus; valores intermediários representam materiais viscoelástico.

Embora a abordagem aqui discutida descreva o material como viscoelástico, os parâmetros desta abordagem têm uma séria limitação ao serem utilizados em uma análise: somente são válidos para uma carga senoidal de frequência angular ω . A um carregamento genérico, a descrição do material pelos parâmetros E^* e φ se torna inviável. Segundo Zhang *et al.* (1997), para uma adequada descrição de um histórico de carga/descanso (aplicável também a qualquer outra história de carga), o número de termos de uma série de Fourier, que decompõe a carga em uma série de cargas senoidais com infinitas frequências, deve ser da ordem de 30 a 40. Assim, para uma decomposição com “n” frequências de cargas senoidais, devem existir “n” Módulos Complexos e “n” Ângulos de Fase para uma análise com resultado eficaz, resultando em um grande número de amplitudes (ε_0) e Ângulos de Fase a serem determinados usando equações em Zhang *et al.* (1997), inviabilizando este tipo de análise.

1.2.3 Considerações sobre as Abordagens Discutidas

Discutidas as abordagens dos sub-itens 1.2.1 e 1.2.2, uma conclusão surge: os parâmetros descritos nas abordagens não são somente uma propriedade do material, mas também uma propriedade do ensaio. É inconcebível que uma mesma mistura asfáltica seja modelada de forma que seus parâmetros tensão-deformação variem por fatores não relativos à sua composição (teor de ligante, granulometria, índice de vazios) ou fatores ambientais (temperatura). Isto além de ser um fator que restringe a aplicação dos parâmetros obtidos nos ensaios, devido a validade destes somente às condições a que foram ensaiados, exige uma carga experimental maior que englobe as diversas condições que venham a ocorrer durante a vida de trabalho do material. Assim, é necessária uma nova abordagem para a modelagem do comportamento tensão-deformação das misturas asfálticas, resultando em parâmetros independentes das condições do ensaio e úteis a redução da carga experimental.

1.3 OBJETIVOS DA PESQUISA

Dada a contextualização do problema, a pesquisa relatada nesta dissertação buscou o cumprimento dos seguintes objetivos:

- a) Identificar um modelo constitutivo que descreve com acurácia o comportamento tensão-deformação de misturas asfálticas ensaiadas em laboratório à compressão diametral com cargas cíclicas, com bases na teoria da viscoelasticidade linear. Identificar o número de parcelas viscoelásticas de deslocamento e a calibração destes modelos fazem parte deste objetivo.
- b) Identificado o modelo constitutivo, prever deslocamentos horizontais e verticais de pulsos consecutivos àqueles considerados na calibração, verificando-se a concordância de resultados teóricos e experimentais na mesma amostra;
- c) Prever e comparar os deslocamentos verticais e horizontais previstos com resultados de amostras do mesmo material ensaiadas em diferentes frequências, tempos de aplicação de carga e magnitudes de carga.

1.4 ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO

Esta dissertação está estruturada, além desta INTRODUÇÃO, em mais cinco capítulos.

No segundo capítulo, de título REVISÃO BIBLIOGRÁFICA, são expostos fundamentos teóricos sobre comportamento tensão-deformação de misturas asfálticas e teoria da viscoelasticidade, para o entendimento dos capítulos que seguem. Além disto, são mostradas algumas pesquisas recentes que comprovam a eficiência da aplicação da teoria da viscoelasticidade à descrição do comportamento de misturas asfálticas.

No terceiro capítulo, de título MATERIAIS E MÉTODOS, é descrito o material que foi utilizado para a obtenção dos dados experimentais. Também é feita uma breve descrição do procedimento experimental para aquisição dos dados e quais as implicações que os procedimentos experimentais podem ter no modelo constitutivo do material.

No quarto capítulo, de título MODELAGEM MATEMÁTICA: DISCUSSÕES E CALIBRAÇÕES DOS MODELOS, discute-se como são tratados os dados de entrada para sua aplicação no modelo, qual o modelo constitutivo mais adequado para descrever o comportamento do material, o desenvolvimento das equações que descrevem o comportamento do mesmo, o desenvolvimento e discussão dos métodos de calibração do modelo e finalmente as calibrações são expostas e discutidas.

No quinto capítulo, de título APLICAÇÕES DO MODELO ÀS PREVISÕES DE RESULTADOS, é mostrada a aplicação do modelo para previsões de resultados de ensaio sob diferentes condições com relação aos ensaios de onde se obteve os dados da calibração, expondo-se os resultados e fazendo-se os devidos comentários.

No sexto capítulo, de título CONCLUSÕES DA PESQUISA E SUGESTÕES PARA PESQUISAS FUTURAS, com base nos resultados obtidos, são apresentadas as conclusões e em função destas, o que se sugere para trabalhos futuros na área.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 GENERALIDADES SOBRE O COMPORTAMENTO TENSÃO-DEFORMAÇÃO DAS MISTURAS ASFÁLTICAS

Em um caso geral de avaliação do comportamento tensão-deformação de misturas asfálticas, muitas são as parcelas de deformação a considerar em uma modelagem realística. Segundo Oeser e Möller (2004), um modelo genérico do comportamento tensão-deformação de asfaltos englobaria as parcelas de deformação mostradas na equação 2.1:

$$\dot{\underline{\underline{\varepsilon}}}(t, \underline{\underline{\sigma}}, T) = \dot{\underline{\underline{\varepsilon}}}_{el}(t, \underline{\underline{\sigma}}, T) + \dot{\underline{\underline{\varepsilon}}}_{ve}(t, \underline{\underline{\sigma}}, T) + \dot{\underline{\underline{\varepsilon}}}_{vp}(t, \underline{\underline{\sigma}}, T) + \dot{\underline{\underline{\varepsilon}}}_{th}(t, T) + \dot{\underline{\underline{\varepsilon}}}_{tr}(t, \underline{\underline{\sigma}}, T) \quad (\text{equação 2.1})$$

onde:

t = Instante de tempo considerado;

$\underline{\underline{\sigma}}$ = Tensor de Tensões, no qual representa o estado de tensões no ponto considerado;

T = Temperatura;

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

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

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

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

$\dot{\underline{\underline{\varepsilon}}}_{th}(t, T)$ = Velocidade de deformação termal;

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

Em um modelo unidimensional, Oeser e Möller mostram graficamente como se desenvolvem as deformações mostradas na equação 2.1. Para uma tensão constante, em um primeiro momento, as deformações terciárias não se fazem presentes. A partir de um certo momento, a velocidade de deformação começa a aumentar, indicando o início das deformações terciárias, provocadas pelo processo de dano. A figura 2.1 ilustra o processo anteriormente referido:

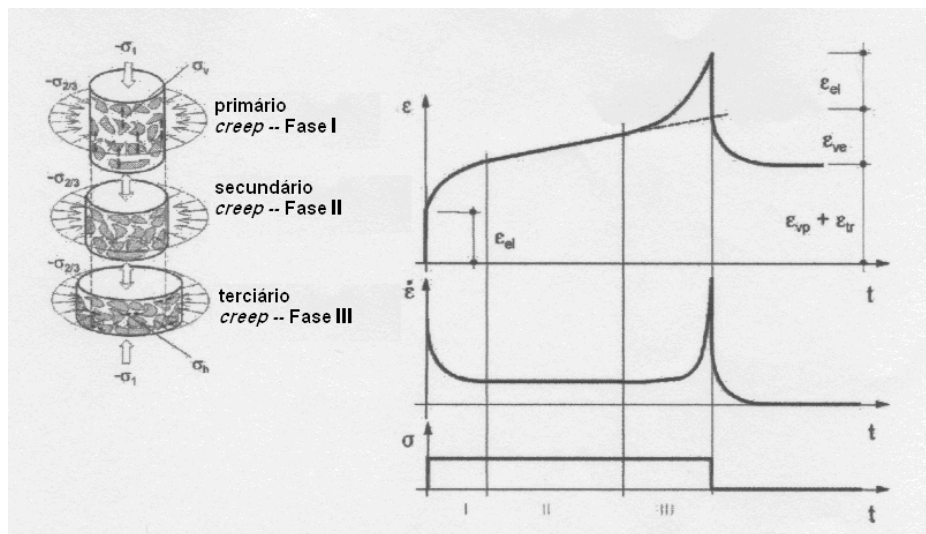


Figura 2.1: Amostra de mistura asfáltica carregada uniaxialmente e suas parcelas de deformação (Oeser e Möller, 2004)

Creus (1986) relata as experiências de Rüsç, onde corpos de prova de concreto (material viscoelástico) foram carregados com tensão constante acima de $0,9 f'_c$ (f'_c sendo a resistência sobre carregamento rápido). Constata-se que os corpos de prova falham à carga constante em um intervalo finito de tempo, e que os outros com menores tensões mostram deformação assintótica. Supõe-se que, para as mesmas condições de carregamento, comportamento semelhante ocorra em misturas asfálticas, assemelhando-se ao mostrado na figura 2.1, onde em um certo instante de tempo, ocorre um crescimento assintótico da deformação. Estes efeitos são devido a não linearidade produzida pelos altos níveis de carga aplicados à amostra.

Nota-se também o surgimento de não linearidade durante o processo de fadiga das misturas asfálticas. Mesmo com um nível de tensões baixo e com cargas de pouca duração, grandes deformações são obtidas, devido à perda de rigidez do material, que o levam finalmente à ruptura.

Entretanto, nem sempre todas as modalidades de deformação ocorrem em uma mistura asfáltica ao mesmo tempo. Dadas certas restrições, como ordem de grandeza das deformações, nível de tensões e número de ciclos de carga aplicados, o modelo descrito pela equação 2.1 pode ser simplificado, eliminando-se parcelas de deformação que não mais teriam magnitude significativa na deformação total da amostra. Para um nível de deformações até 100 μ strains, o comportamento do material pode ser considerado como linear (Di Benedetto *et al.*, 2001), com dano induzido desprezível (Gibson *et al.*, 2003) e isotrópico (Kim *et al.*, 2004). Maiores detalhes sobre simplificações de modelos constitutivos relacionadas às condições de ensaio podem ser vistos no item 3.3 desta dissertação.

Na figura 2.2, é possível visualizar os limites de números de aplicações de carga e nível de deformações no qual o material se comporta de diferentes maneiras:

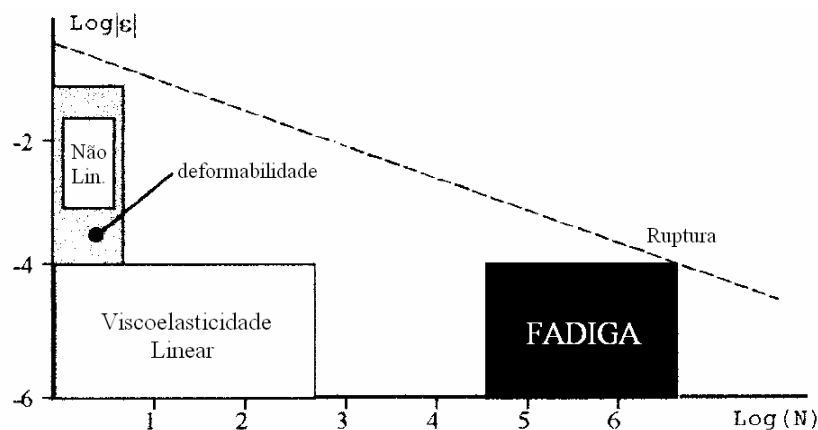


Figura 2.2: Limites de comportamento tensão-deformação das misturas asfálticas (Di Benedetto *et al.*, 2001)

Os ensaios deste trabalho foram feitos em baixos níveis de tensões e deformações, com um número pequeno de ciclos de carga de pequena duração. Isto valida a hipótese de linearidade, segundo os limites mostrados na figura 2.2. Assim, eliminam-se os termos correspondentes às deformações terciária, termal (ensaios a temperatura constante) e viscoplástica na equação 2.1, se considerado apenas para a deformação total os termos expressos pela equação 2.2:

$$\dot{\tilde{\varepsilon}}(t, \tilde{\sigma}, T) = \dot{\tilde{\varepsilon}}_{el}(t, \tilde{\sigma}, T) + \dot{\tilde{\varepsilon}}_{ve}(t, \tilde{\sigma}, T) \quad (\text{equação 2.2})$$

A Teoria da Elasticidade modela a parcela elástica de deformação na equação 2.2. Considerando-se o fato que a Teoria da Elasticidade seja um conteúdo bem consolidado pelo leitor e que para isto existe vasta bibliografia, esta será omitida nesta revisão bibliográfica. O foco deste capítulo será a apresentação e discussão da Teoria da Viscoelasticidade.

2.2 TEORIA DA VISCOELASTICIDADE LINEAR

Os líquidos viscosos não possuem forma geométrica definida e escoam irreversivelmente quando submetidos a forças externas; os sólidos elásticos apresentam forma geométrica bem definida e se deformados pela ação de forças externas, assumem outra forma geométrica de equilíbrio. Muitos materiais, entre eles os de natureza betuminosa, apresentam um comportamento intermediário entre estes dois extremos, evidenciando tanto características viscosas como elásticas e por este motivo, são caracterizados como viscoelásticos.

Segundo Lakes (1998), materiais viscoelásticos têm a sua relação entre tensões e deformações dependente do tempo. Lakes cita alguns fenômenos que ocorrem nestas relações quando o material comporta-se como viscoelástico, que são os seguintes:

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

Algumas das características citadas acima são importantes ao estudo de misturas asfálticas, pois descrevem o que ocorre durante ensaios usualmente empregados no estudo das mesmas. A seguir, são descritos os fenômenos que podem ser notados em ensaios típicos realizados em misturas asfálticas, evidenciando o comportamento viscoelástico do material em questão.

2.2.1 Algumas características dos materiais viscoelásticos

Dentre os fenômenos citados que são peculiares à materiais viscoelásticos, os seguintes merecem maior importância devido ao tema abordado por este trabalho:

2.2.1.1 Fluência

Fluência é uma deformação lenta e progressiva do material quando este é submetido a tensão constante (Lakes, 1998). Este comportamento é notado em materiais viscoelásticos quando se executa o chamado ensaio de fluência ou *creep test*. Resultados típicos de ensaios de fluência são funções onde as deformações crescem ao longo do tempo, mas com declividade decrescente. Uma assíntota pode ou não pode ser notada quando a tensão é aplicada por um longo tempo, dependendo se o material é um sólido ou um fluido (Christensen, 1971).

Supõe-se um material viscoelástico qualquer em que num determinado instante τ_0 é aplicada uma tensão constante de valor σ_0 , de forma unidimensional. A função que descreve esta solitação em função do tempo é expressa pela equação 2.3:

$$\sigma(t) = \sigma_0 H(t - \tau_0) \quad (\text{equação 2.3})$$

$H(t - \tau_0)$ é chamada a função salto unitário no instante τ_0 . Para τ_0 nulo, a descrição da solitação mencionada e a resposta típica a esta solitação podem ser vistas na figura 2.3:

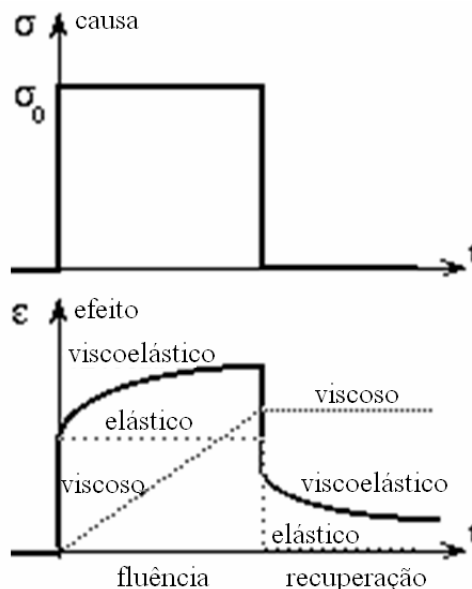


Figura 2.3: Deformação típica de um ensaio de fluência (Lakes, 1998)

A figura 2.3 compara os comportamentos elástico, viscoelástico e viscoso sob mesma solitação. Nota-se que o comportamento viscoelástico é intermediário entre os

comportamentos elástico e viscoso, com acréscimo de deformação ao longo do tempo (característica viscosa) tendendo a um valor constante (característica elástica). O salto da curva de fluência no início e no fim da aplicação de carga geralmente ocorre em materiais viscoelásticos e representa a parcela elástica da deformação, tal como mostrado nas equações 2.1 e 2.2. Em misturas asfálticas, esta situação é simulada no ensaio de *creep* estático.

2.2.1.2 Relaxação

Relaxação é o decréscimo gradual da tensão quando o material é mantido sob deformação constante (Lakes, 1998). Tal comportamento é notado em quando se executa o ensaio de relaxação. Funções típicas de relaxação são decrescentes em função do tempo.

Analogamente ao ensaio de fluência, uma deformação constante ϵ_0 é aplicada em um instante $\tau_0=0$, situação que pode ser representada pela equação 2.4:

$$\epsilon(t) = \epsilon_0 H(t - \tau_0) \quad (\text{equação 2.4})$$

A resposta típica a solicitação mencionada pode ser vista na figura 2.4:

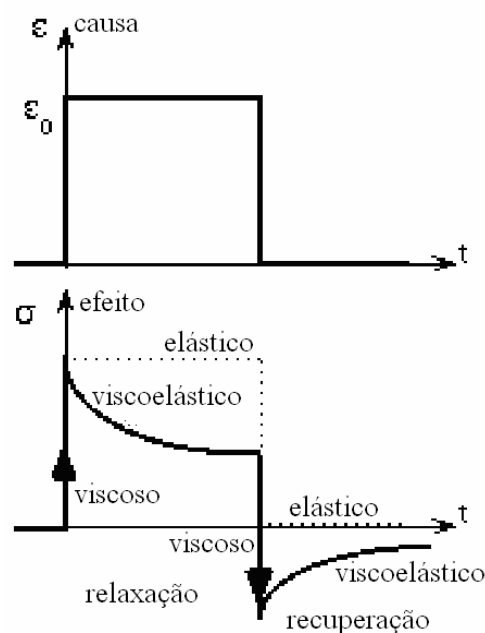


Figura 2.4: Tensão típica de um ensaio de relaxação (Lakes, 1998)

Nota-se na figura 2.4 é um comportamento intermediário entre o viscoso e o elástico. Existe uma tendência de estabilização da tensão ao longo do tempo, que ocorre instantaneamente em um material elástico, porém antes acontecendo um decréscimo da mesma, que ocorre instantaneamente num material viscoso. Este comportamento foi observado em misturas asfálticas por Falcão e Soares (2002), simulando ensaios de relaxação com a aplicação de um deslocamento constante em corpos-de-prova cilíndricos, posteriormente medindo-se a reação provocada pelo corpo-de-prova no tempo, resultando no comportamento visto figura 2.5:

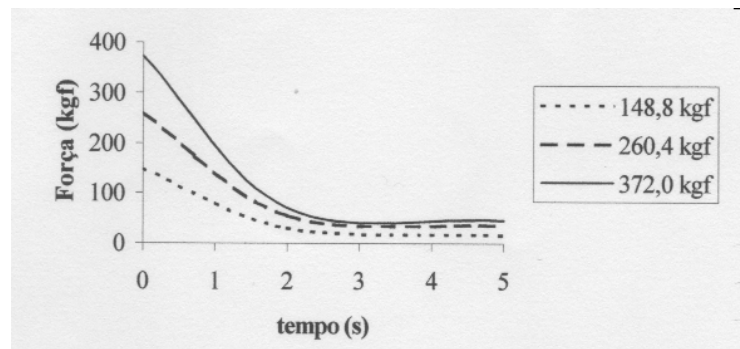


Figura 2.5: Comportamento de relaxação em misturas asfálticas (Falcão e Soares, 2002)

2.2.1.3 Resposta sob sollicitação de cargas senoidais

Um carregamento senoidal seja aplicado ao material pode ser descrito como a equação 2.5:

$$\sigma(t) = \sigma_0 \text{sen}(\omega t) \quad (\text{equação 2.5})$$

Na equação acima, σ_0 representa a amplitude da oscilação harmônica representada pela equação 2.5, e ω é a frequência angular de oscilação do pulso de tensão, que poder ser descrita em função da frequência ou do período segundo a equação 2.6:

$$\omega = 2\pi f = \frac{2\pi}{T} \quad (\text{equação 2.6})$$

Na equação 2.6, f é a frequência de oscilação do pulso e T o período.

Tal como foi mencionado no item 1.2.2 desta dissertação, segundo Di Benedetto *et al.* (2001), se o comportamento do material é viscoelástico, a resposta a uma solicitação senoidal também será senoidal, cuja forma típica pode ser descrita conforme a equação 2.7:

$$\varepsilon(t) = \varepsilon_0 \text{sen}(\omega t - \varphi) \quad (\text{equação 2.7})$$

O que se pode notar na equação 2.7 é o surgimento de uma defasagem entre os pulsos de tensão e de deformação resultante devido ao aparecimento de um ângulo de fase φ entre os dois pulsos. Esta defasagem pode ser vista na figura 2.6:

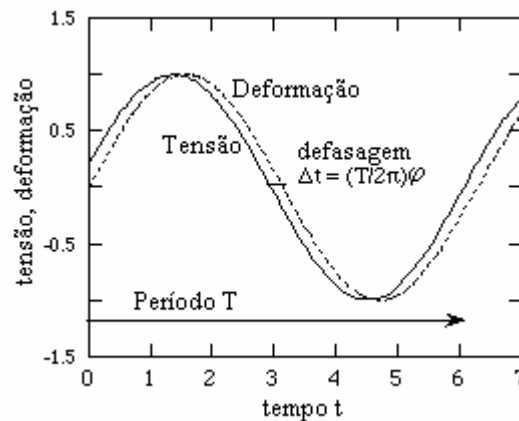


Figura 2.6: Pulsos senoidais de tensão e de deformação (Lakes, 1998)

Em função das amplitudes σ_0 e ε_0 , e do ângulo de fase φ , são definidas duas parcelas de módulos, descritas pelas equações 2.8 e 2.9:

$$E' = \frac{\sigma_0}{\varepsilon_0} \cos(\varphi) = |E^*| \cos(\varphi) \quad (\text{equação 2.8})$$

$$E'' = \frac{\sigma_0}{\varepsilon_0} \text{sen}(\varphi) = |E^*| \text{sen}(\varphi) \quad (\text{equação 2.9})$$

onde $|E^*|$ é denominado Módulo de Rigidez do material, definido como a razão entre σ_0 e ε_0 , e E^* é denominado Módulo Complexo do material, o que será definido posteriormente.

Os módulos E' e E'' são denominados de Módulo de Armazenamento (*Storage Modulus*) e Módulo de Perda (*Loss Modulus*), respectivamente. Cada um destes refere-se a um comportamento constitutivo do material. O módulo E' se refere a parte elástica, onde a energia dissipada não é perdida devido à definição de comportamento elástico (resiliência igual a 100%: toda energia entregue é armazenada e devolvida em forma de deformação). Ao contrário, o módulo E'' , que se refere ao comportamento viscoso, toda a energia fornecida é perdida ou dissipada, devido às deformações serem 100% permanentes (resiliência nula). Por estes conceitos, $\tan(\varphi)$ é referido como uma relação de atrito interno ou amortecimento mecânico (Lakes, 1998). Se o material é puramente elástico ($\varphi=0^\circ$), não há dissipação de energia; se o material é puramente viscoso ($\varphi=90^\circ$), não existe armazenagem de energia.

A rigidez do material pode ser tratada como um número complexo, da forma expressa pela equação 2.10, assim surgindo a definição de Módulo Complexo:

$$E^* = E' + iE'' \quad (\text{equação 2.10})$$

Todos os fenômenos citados nos itens 2.2.1.1 a 2.2.1.3 podem ser modelados matematicamente através de modelos reológicos viscoelásticos, em função de constantes que podem ser determinadas a partir da análise inversa de resultados de ensaios.

2.2.2 Modelos reológicos viscoelásticos

Os sólidos elásticos podem ser modelados unidimensionalmente por uma relação tensão-deformação básica, denominada lei de Hooke, expressa pela equação 2.11:

$$\sigma = E\varepsilon \quad (\text{equação 2.11})$$

Na equação 2.11, o que relaciona tensões e deformações é o Módulo de Elasticidade E , que representa a rigidez do sólido. No caso de fluídos viscosos, a modelagem unidimensional é feita por uma relação tensão-deformação básica denominada de lei de Newton, expressa pela equação 2.12, onde η representa o coeficiente de viscosidade do fluído.

$$\sigma = \eta \frac{d\varepsilon}{dt} \quad (\text{equação 2.12})$$

Sabendo-se que o comportamento viscoelástico é intermediário entre os comportamentos viscoso e elástico, este é modelado utilizando tanto o modelo de Hooke quanto o modelo de Newton. O comportamento viscoelástico pode ser modelado através da associação em paralelo e/ou em série de molas (modelo de Hooke) e de amortecedores (modelo de Newton), resultando nos conhecidos modelos de Maxwell e Kelvin. Dependendo da associação do conjunto de molas e amortecedores, serão obtidos os modelos de Maxwell ou de Kelvin. Nos próximos tópicos, serão descritos os processos de obtenção de cada um dos modelos referidos.

2.2.2.1 Modelo de Kelvin

Uma unidade Kelvin é definida pelo conjunto de uma mola com Módulo de Elasticidade E e um amortecedor com coeficiente de viscosidade η , associados em paralelo. Esta associação é esquematicamente representada pela figura 2.7:

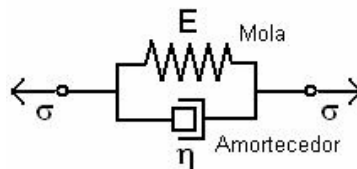


Figura 2.7: Associação em paralelo para o modelo de Kelvin

A associação em paralelo do amortecedor e da mola impõe a ambos a mesma deformação ε e que a tensão σ seja dividida entre ambos. Desta forma, pode-se modelar o comportamento tensão-deformação da unidade mostrada na figura 2.7 conforme as equações a seguir:

$$\sigma_e = E\varepsilon_e \quad (\text{equação 2.13})$$

$$\sigma_v = \eta \frac{d\varepsilon_v}{dt} \quad (\text{equação 2.14})$$

Nas equações acima, σ_e e σ_v representam as tensões que solicitam a mola e o amortecedor, respectivamente; ε_e e ε_v representam as deformações correspondentes a mola e ao amortecedor, respectivamente. Como foi dito no parágrafo anterior, a associação em paralelo da mola e do amortecedor impõe ao conjunto as seguintes relações:

$$\sigma = \sigma_e + \sigma_v \quad (\text{equação 2.15})$$

$$\varepsilon = \varepsilon_e = \varepsilon_v \quad (\text{equação 2.16})$$

Combinando-se as equações 2.13 a 2.16, obtém-se a relação tensão-deformação básica para o modelo de Kelvin, expressa pela equação 2.17:

$$\sigma = E\varepsilon + \eta \frac{d\varepsilon}{dt} \quad (\text{equação 2.17})$$

Na equação 2.17 σ pode ser expresso em função do tempo e do instante inicial de aplicação da solicitação, τ_0 , no qual as deformações resultantes também serão função destes parâmetros.

Também é possível associar em série n elementos como o mostrado na figura 2.7, obtendo-se desta forma o chamado modelo generalizado de Kelvin, representado pela figura 2.8:

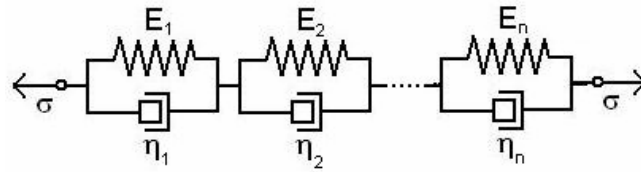


Figura 2.8: Representação do modelo generalizado de Kelvin

A deformação ε é a soma das deformações ε_i de n elementos Kelvin sob tensão σ . Em um elemento i , a deformação é obtida isolando ε na equação 2.17, obtendo-se a equação 2.18:

$$\varepsilon_i = \frac{\sigma}{E_i + \eta_i \frac{d}{dt}} \quad (\text{equação 2.18})$$

Fazendo-se o somatório de 1 a n parcelas expressas pela equação 2.18, obtém-se a relação tensão-deformação do modelo generalizado de Kelvin:

$$\varepsilon = \sum_{i=1}^n \frac{\sigma}{E_i + \eta_i \frac{d}{dt}} \quad (\text{equação 2.19})$$

O modelo generalizado de Kelvin é o mais adequado para descrição da resposta de deformação de materiais viscoelásticos quando estes são submetidos a tensões, devido à resposta se assemelhar ao comportamento de fluência observando experimentalmente nesses materiais (Barbosa, 1979; Gibson *et al.*, 2003; Abbas, 2004; Souza, 2005). Assim, este modelo será adotado para as modelagens mostradas e discutidas no capítulo 4.

2.2.2.2 Modelo de Maxwell

Uma unidade Maxwell é definida pelo conjunto de uma mola com Módulo de Elasticidade E e um amortecedor com coeficiente de viscosidade η , associados em série. Esta associação é esquematicamente representada pela figura 2.9:

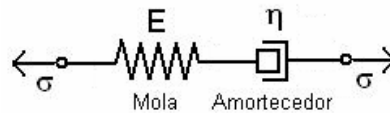


Figura 2.9: Associação em série para o modelo de Maxwell

A associação em série do amortecedor e da mola impõe a ambos tensão σ e deformação ε dividida entre ambos. Assim, modela-se o comportamento tensão-deformação da unidade mostrada na figura 2.9 conforme as equações 2.13 e 2.14 e com as equações 2.20 e 2.21, que representam as imposições da associação em paralelo das unidades elástica e viscosa:

$$\sigma = \sigma_e = \sigma_v \quad (\text{equação 2.20})$$

$$\varepsilon = \varepsilon_e + \varepsilon_v \quad (\text{equação 2.21})$$

Combinando-se as equações 2.13, 2.14, 2.20 e 2.21, é deduzida a relação tensão-deformação básica para o modelo de Maxwell, expressa pela equação 2.22:

$$\frac{d\varepsilon}{dt} = \frac{1}{E} \frac{d\sigma}{dt} + \frac{1}{\eta} \sigma \quad (\text{equação 2.22})$$

Tal como o modelo de Kelvin, também é possível associar, agora em paralelo, n elementos como o mostrado na figura 2.9, obtendo-se desta forma o chamado modelo generalizado de Maxwell, representado pela figura 2.10.

Neste modelo, a tensão σ será a soma das tensões σ_i dos n elementos Maxwell, onde todos têm a mesma deformação ε . A tensão em um elemento i é obtida isolando-se σ na equação 2.22, obtendo-se a equação 2.23:

$$\sigma_i = \frac{1}{\frac{1}{\eta_i} + \frac{1}{E_i} \frac{d}{dt}} \cdot \frac{d\varepsilon}{dt} \quad (\text{equação 2.23})$$

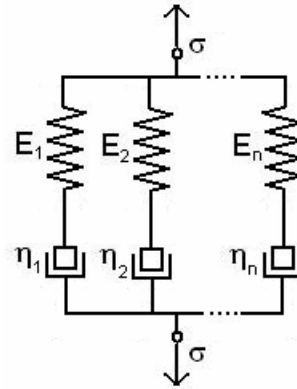


Figura 2.10: Representação do modelo generalizado de Maxwell

Fazendo-se o somatório de 1 a n parcelas expressas pela equação 2.23, obtém-se a relação tensão-deformação do modelo generalizado de Maxwell:

$$\sigma = \sum_{i=1}^n \frac{\frac{d\varepsilon}{dt}}{\frac{1}{\eta_i} + \frac{1}{E_i} \frac{d}{dt}} \quad (\text{equação 2.24})$$

O modelo generalizado de Maxwell é mais utilizado geralmente para modelagens no ramo da dinâmica dos fluídos, não sendo empregado nas modelos constitutivos viscoelásticos desta dissertação.

2.2.3 Funções de fluência e relaxação para um elemento Kelvin

A seguir, serão deduzidas as funções de fluência e relaxação para uma unidade Kelvin, na qual as funções obtidas destas deduções serão úteis para as modelagens abordadas no capítulo 4 desta dissertação.

2.2.3.1 Função de fluência para um elemento Kelvin

Dado um material viscoelástico qualquer com relação básica tensão-deformação modelada por um elemento Kelvin, submete-se o mesmo à solitação descrita na equação 2.25:

$$\sigma(t) = H(t - \tau_0) \quad (\text{equação 2.25})$$

Esta solitação é a mesma solitação representada pela equação 2.3, porem agora, para obtenção da Curva de Fluência, se aplica uma tensão unitária no material. A função temporal que descreve resposta a esta solitação pode ser obtida pela solução da equação diferencial expressa por 2.17. Substituindo-se 2.25 em 2.17, surge a seguinte equação diferencial:

$$H(t - \tau_0) = E\varepsilon + \eta \frac{d\varepsilon}{dt} \quad (\text{equação 2.26})$$

A solução para ε da equação 2.26 é dada pela equação 2.27:

$$\varepsilon(t) = \frac{1}{E} (1 - e^{-\frac{E}{\eta}(t - \tau_0)}) \quad (\text{equação 2.27})$$

O comportamento desta função ao longo do tempo pode ser visto na figura 2.11:

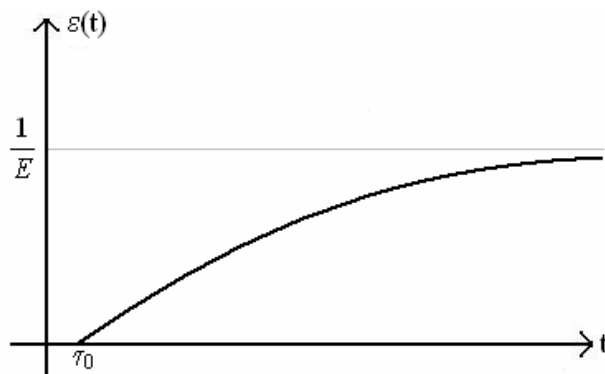


Figura 2.11: Deformação para tensão unitária em um elemento Kelvin

O que se nota do comportamento mostrado na figura 2.11 é que o mesmo se assemelha ao comportamento de fluência mostrado na figura 2.3. Aqui, o salto que antes existia no gráfico de deformação agora não mais existe, pois o modelo de Kelvin considera apenas a parcela viscoelástica da deformação.

A função expressa pela equação 2.27 é denominada de Função de Fluência ou *Creep Compliance*, cujo significado é a resposta ao longo do tempo para a aplicação de uma tensão constante unitária. A notação utilizada para representar esta função é $D(t, \tau)$.

2.2.3.2 Função de relaxação para um elemento Kelvin

Supondo o mesmo material do item 2.2.3.1, agora o mesmo é submetido a uma deformação unitária e constante expressa matematicamente pela equação 2.28:

$$\varepsilon(t) = H(t - \tau_0) \quad (\text{equação 2.28})$$

A função temporal que descreve resposta a esta solitação é obtida pela solução da equação diferencial em 2.17. Substituindo-se 2.28 em 2.17, surge a seguinte equação diferencial:

$$\sigma = EH(t - \tau_0) + \eta \frac{dH(t - \tau_0)}{dt} \quad (\text{equação 2.29})$$

A solução para ε da equação 2.29 é dada pela equação 2.30:

$$\sigma(t) = EH(t - \tau_0) + \eta \delta(t - \tau_0) \quad (\text{equação 2.30})$$

Na equação 2.30, $\delta(t - \tau_0)$ é denominado delta de Dirac, derivada da função degrau ou salto unitário em função do tempo. O comportamento da equação 2.30 é visto na figura 2.12.

No caso da função de relaxação apresentada, nota-se que a mesma não se assemelha ao comportamento visto na figura 2.4. Isto significa que uma unidade Kelvin não estaria

modelando adequadamente o comportamento de relaxação de um material viscoelástico, havendo assim a necessidade de mais elementos na modelagem.

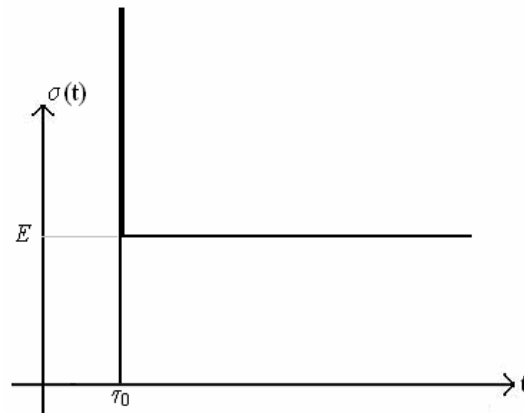


Figura 2.12: Tensão para deformação unitária em um elemento Kelvin

A função expressa pela equação 2.30 é denominada de Função de Relaxação ou *Relaxation Modulus*, cujo significado é a resposta ao longo do tempo para a aplicação de uma deformação constante unitária. A notação utilizada para representar esta função é $E(t, \tau)$.

2.2.3.3 Funções de fluência e relaxação para outros modelos reológicos

São obtidas funções de fluência e relaxação para várias combinações de elementos Kelvin através da solução das equações 2.19 e 2.24, respectivamente. Creus (1986) apresenta um quadro comparativo de soluções para diversas combinações de elementos Kelvin, contendo a representação gráfica dos modelos reológicos, a equação diferencial que os governam e a correspondentes Funções de Fluência e Relaxação. Adaptou-se este quadro na tabela 2.1:

Tabela 2.1: Funções de Fluência e Relaxação de vários Modelos Reológicos (Creus, 1986)



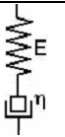
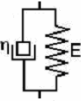
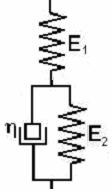
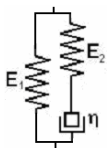
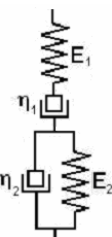
Nome	Equação Diferencial	Função de Fluência	Função de Relaxação
 Hooke	$\sigma = E\varepsilon$	$\frac{1}{E}$	E
 Newton	$\sigma = \eta \frac{d\varepsilon}{dt}$	$\frac{t}{\eta}$	$\eta\delta(t)$

Tabela 2.1 (continuação)

Nome	Equação Diferencial	Função de Fluência	Função de Relaxação
 Maxwell	$\frac{d\varepsilon}{dt} = \frac{1}{E} \frac{d\sigma}{dt} + \frac{1}{\eta} \sigma$	$\frac{1}{E} + \frac{t}{\eta}$	$Ee^{-\frac{E}{\eta}t}$
 Kelvin	$\sigma = E\varepsilon + \eta \frac{d\varepsilon}{dt}$	$\frac{1}{E} (1 - e^{-\frac{E}{\eta}t})$	$E + \eta \delta(t)$
 Standard	$(E_1 + E_2)\sigma + \eta \frac{d\sigma}{dt} = E_1 E_2 \varepsilon + E_1 \eta \frac{d\varepsilon}{dt}$	$\frac{1}{E_1} + \frac{1}{E_2} (1 - e^{-\frac{E_2}{\eta}t})$	$E_1 e^{-\frac{t}{T}} + \frac{E_1 E_2}{E_1 + E_2} (1 - e^{-\frac{t}{T}})$ $T = \frac{\eta}{E_1 + E_2}$
 Zener	$\frac{\sigma}{E_1 \eta} + \frac{1}{E_1 E_2} \frac{d\sigma}{dt} = \frac{\varepsilon}{\eta} + \frac{E_1 + E_2}{E_1 E_2} \frac{d\varepsilon}{dt}$	$\frac{1}{E_1} \left(1 - \frac{E_2}{E_1 + E_2} \right) e^{-\frac{t}{\theta}}$ $\theta = \left(\frac{E_1 + E_2}{E_1 E_2} \right) \eta$	$E_1 + E_2 e^{-\frac{t}{T}}$ $T = \frac{\eta}{E_2}$
 Mawell-Kelvin	$\sigma + \left(\frac{\eta_1}{E_1} + \frac{\eta_2}{E_2} + \frac{\eta_1}{E_2} \right) \frac{d\sigma}{dt} + \frac{\eta_1 \eta_2}{E_1 E_2} \frac{d^2 \sigma}{dt^2} = E_1 \frac{d\varepsilon}{dt} + \frac{\eta_1 \eta_2}{E_2} \frac{d^2 \varepsilon}{dt^2}$	$\frac{1}{E_1} + \frac{t}{\eta_1} + \frac{1}{E_2} (1 - e^{-\frac{t}{\theta}})$ $\theta = \frac{\eta_2}{E_2}$	$\frac{1}{\sqrt{p_1^2 - 4p_2}} \left(\eta_1 - \frac{q}{T_1} \right) e^{-\frac{t}{T_1}} - \left(\eta_1 - \frac{q}{T_2} \right) e^{-\frac{t}{T_2}} ; q = \frac{\eta_1 \eta_2}{E_2}$ $p_1 = \frac{\eta_1}{E_1} + \frac{\eta_2}{E_2} + \frac{\eta_1}{E_2}$ $p_2 = \frac{\eta_1 \eta_2}{E_1 E_2}$ $\begin{bmatrix} T_1 \\ T_2 \end{bmatrix} = \frac{1}{2p_2} \begin{bmatrix} p_1 + \sqrt{p_1^2 - 4p_2} \\ p_1 - \sqrt{p_1^2 - 4p_2} \end{bmatrix}$

2.2.4 Integrais de convolução

No item 2.2.2, foi descrito o procedimento para obtenção de $\varepsilon(t)$ a partir de uma função $\sigma(t)$ e vice-versa. Neste item, uma formulação alternativa será discutida, porém está é mais utilizada pelos pesquisadores da área, pois a sua aplicabilidade é mais viável matematicamente, além de sua gama de problemas abrangentes ser mais ampla dentro da viscoelasticidade.

Supõe-se um material viscoelástico cuja curva de fluência é representada por $D(t, \tau)$, solicitado por uma função $\sigma(t)$ de tensões variáveis no tempo. Ao aplicar um incremento constante de tensão em um certo instante τ_1 representado por $\Delta\sigma_1(\tau_1)$, admitindo-se linearidade entre tensões e deformações, a resposta a este incremento pode ser expressa pela equação 2.31:

$$\Delta\varepsilon_1(t) = \Delta\sigma_1(\tau_1)D(t, \tau_1) \quad (\text{equação 2.31})$$

Aplicando-se novos incrementos de tensão nos instantes τ_i representados por $\Delta\sigma_i(\tau_i)$, existiram como resposta novos incrementos de deformação ao longo do tempo representados por $\Delta\varepsilon_i(t)$. Admitindo válido o princípio da sobreposição de efeitos, a deformação total devido a n incrementos de tensão pode ser expressa pela equação 2.32:

$$\varepsilon(t) = \sum_{i=1}^n \Delta\varepsilon_i(t) = \sum_{i=1}^n \Delta\sigma(\tau_i)D(t, \tau_i) \quad (\text{equação 2.32})$$

A figura 2.13 mostra incrementos de tensão e as respostas a estes incrementos no tempo.

Define-se um intervalo $\Delta\tau_i$ entre os instantes de incremento de tensão τ_{i+1} e τ_i , sendo $\Delta\tau_i$ a diferença entre ambos. Ao fazer $\Delta\tau_i$ tender a zero, a equação 2.32 torna-se como segue:

$$\varepsilon(t) = \lim_{\Delta\tau_i \rightarrow 0} \sum_{i=1}^n \Delta\sigma(\tau_i)D(t, \tau_i) \quad (\text{equação 2.33})$$

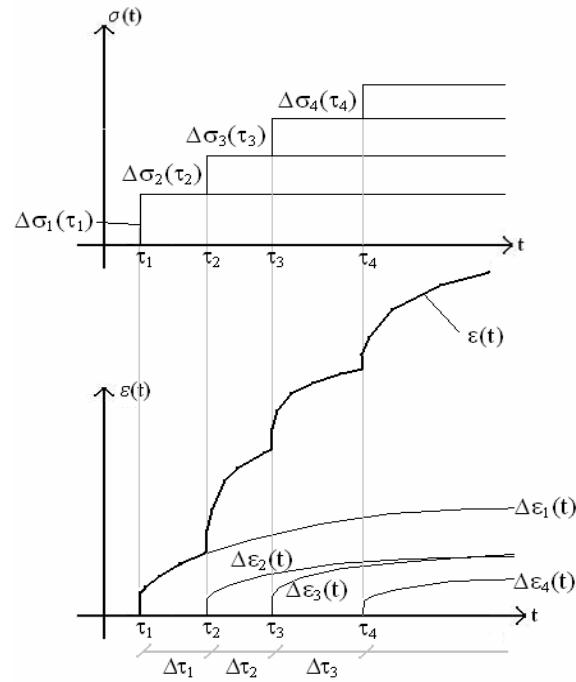


Figura 2.13: Resposta a incrementos de tensão ao longo do tempo

Sabendo-se que $\Delta\sigma_i(\tau_i)$ é a diferença entre o valor total de tensão entre dois incrementos consecutivos, esta diferença pode ser expressa em função da diferença de tempos de incremento de tensão conforme a equação 2.34:

$$\Delta\sigma = \sigma(\tau + \Delta\tau) - \sigma(\tau) = \sigma(\tau) + \frac{\partial\sigma(\tau)}{\partial\tau}\Delta\tau - \sigma(\tau) = \frac{\partial\sigma(\tau)}{\partial\tau}\Delta\tau \quad (\text{equação 2.34})$$

Substituindo-se 2.34 em 2.33, tem-se:

$$\varepsilon(t) = \lim_{\Delta\tau_i \rightarrow 0} \sum_{i=1}^n D(t, \tau_i) \frac{\partial\sigma(\tau)}{\partial\tau} \Delta\tau_i \quad (\text{equação 2.35})$$

A equação 2.35 representa um somatório de parcelas infinitesimais de incrementos de deformação ao longo do tempo, ou seja, uma integral, expressa por 2.36:

$$\varepsilon(t) = \int_{\tau_0}^t D(t, \tau) \frac{\partial \sigma(\tau)}{\partial \tau} d\tau \quad (\text{equação 2.36})$$

A integral expressa por 2.36 é denominada Integral de Convolução que caracteriza a relação constitutiva viscoelástica tensão-deformação, em função de um histórico de tensões $\sigma(\tau)$, da compliância do material representada por $D(t, \tau)$ e do instante inicial de aplicação do histórico de tensões, τ_0 . A relação que a deformação possui com as tensões neste caso faz com que esta não seja uma função das tensões, mas sim um funcional das tensões. Em outras palavras, para cada histórico de tensões, existirá uma deformação diferente para um dado tempo t .

Aplicando-se o mesmo procedimento para a dedução de uma relação deformação-tensão, chega-se na seguinte integral de convolução:

$$\sigma(t) = \int_{\tau_0}^t E(t, \tau) \frac{\partial \varepsilon(\tau)}{\partial \tau} d\tau \quad (\text{equação 2.37})$$

Em 2.37 também se conclui que as tensões são um funcional das deformações, expressas em função de um histórico de deformações $\varepsilon(\tau)$, um módulo (ou rigidez) $E(t, \tau)$ e o instante inicial de aplicação do histórico de deformações, τ_0 .

Existe um caso especial em que as equações 2.36 e 2.37 podem ser simplificadas. Trata-se do caso onde as propriedades mecânicas dos materiais não variam com o tempo, isto é, estas propriedades não dependem da variável τ . As tensões e as deformações neste caso somente dependerão da diferença de tempo em que deformações e tensões são aplicadas. Sendo assim, as equações 2.36 e 2.37 podem ser escritas como as equações 2.38 e 2.39, respectivamente:

$$\varepsilon(t) = \int_{\tau_0}^t D(t - \tau) \frac{\partial \sigma(\tau)}{\partial \tau} d\tau \quad (\text{equação 2.38})$$

$$\sigma(t) = \int_{\tau_0}^t E(t-\tau) \frac{\partial \varepsilon(\tau)}{\partial \tau} d\tau \quad (\text{equação 2.39})$$

As equações 2.38 e 2.39 são as regularmente utilizadas para descrição do comportamento das misturas asfálticas em laboratório, o que é visto em artigos recentes que descrevem o comportamento do material através dos modelos reológicos viscoelásticos. Dado o tempo no qual o material é carregado, a mudança nas propriedades do material é insignificante dentro deste prazo, sendo então coerente à adoção das equações 2.38 e 2.39 para descrição do comportamento das misturas asfálticas, o que não será diferente nesta dissertação.

2.2.5 O Princípio da Correspondência Elasto-viscoelástica

Com base na teoria vista até então no item 2.2, este sub-item discutirá a ferramenta para dedução das equações que não só são utilizadas no modelo adotado no capítulo 4 desta dissertação, mas também em soluções de comportamento viscoelástico de vários tipos de estruturas.

Esta ferramenta é facilmente aplicável graças a um recurso matemático denominado de Transformada de Laplace, no qual uma breve explanação será feita no tópico que segue.

2.2.5.1 Transformadas de Laplace

Dada uma função $f(t)$ que obedece a determinadas condições a seguir mencionadas, define-se matematicamente que a Transformada de Laplace (LT) de $f(t)$ é definida conforme a equação 2.40:

$$\mathcal{L}[f(t)](s) = \int_0^{\infty} f(t) \cdot e^{-st} dt \quad (\text{equação 2.40})$$

onde s é uma variável real que denota a passagem de $f(t)$ do domínio t (tempo) para o domínio s , variável transformada. $\mathcal{L}[f(t)](s)$ é a função resultante da LT, em função de s . A LT de $f(t)$ também pode ser denotada como $\overline{f}(s)$.

Para que exista a LT de $f(t)$, devem ser atendidas as seguintes condições:

- a) Que $f(t)$ seja uma função de ordem exponencial α para $t \rightarrow \infty$, ou seja, que para qualquer constante real α satisfaça-se a equação 2.41:

$$\lim_{t \rightarrow \infty} e^{-\alpha t} f(t) = 0 \quad (\text{equação 2.41})$$

- b) Que $f(t)$ seja seccionalmente contínua (contínua por partes) em qualquer intervalo finito de $t \geq 0$.

São funções de ordem exponencial: funções exponenciais, potenciais e trigonométricas. Assim, são funções de ordem exponencial polinômios, polinômios trigonométricos e produtos de funções exponenciais e potenciais com funções trigonométricas.

A LT é uma poderosa ferramenta utilizada para solução de equações diferenciais, com a vantagem de eliminar os diferenciais das equações, transformando-as em equações algébricas. Por isto, usa-se LT em pesquisas, por facilitar a obtenção das soluções dos problemas.

A tabela 2.2 mostra funções $f(t)$ e a sua respectiva LT. As informações contidas nesta tabela foram extraídas de Souza (2005), onde este cita as notas de aula de Richard A. Schapery.

No capítulo 4, as curvas de fluência foram modeladas com funções exponenciais e a solicitação em função de polinômios, ambas funções de ordem exponencial e contínuas para intervalos finitos de $t \geq 0$, o que viabilizou a aplicabilidade de LT no caso.

2.2.5.2 Definição do Princípio da Correspondência Elasto-viscoelástica

As relações tensão-deformação básicas dos materiais viscoelásticos lineares estão expressas nas equações 2.36 e 2.39, que notavelmente diferem da relação constitutiva básica de um material elástico linear. Entretanto, as equações de equilíbrio e as equações de compatibilidade entre deformações e deslocamentos não se alteram com relação as da solução

de um problema de contorno cujo material é viscoelástico. Sendo assim, a solução de um problema de contorno cujo material se comporta como viscoelástico linear pode ser obtida a partir da solução do mesmo problema cujo material é elástico linear, através da aplicação do Princípio da Correspondência Elasto-viscoelástica (PCEV).

Tabela 2.2: Transformadas de Laplace de algumas funções $f(t)$ (Souza, 2005)

	$f(t)$	$\bar{f}(s)$
1	$\delta(t)$	1
2	$H(t)$	$\frac{1}{s}$
3	t	$\frac{1}{s^2}$
4	t^2	$\frac{2}{s^3}$
5	$t^n \quad (n = 0, 1, 2, \dots)$	$\frac{n!}{s^{n+1}}$
6	$t^n \quad (\forall n > -1)$	$\frac{\Gamma(n+1)}{s^{n+1}}$
7	e^{-at}	$\frac{1}{s+a}$
8	$\frac{1}{a}(1 - e^{-at})$	$\frac{1}{s(s+a)}$
9	$\frac{t}{a} - \frac{1}{a^2}(1 - e^{-at})$	$\frac{1}{s^2(s+a)}$
10	$e^{-at} \cos(bt)$	$\frac{s+a}{(s+a)^2 + b^2}$
11	$e^{-at} \text{sen}(bt)$	$\frac{b}{(s+a)^2 + b^2}$
12	$e^{-at} t^n \quad (\forall n > -1)$	$\frac{\Gamma(n+1)}{(s+a)^{n+1}}$
13	$f(t-t_0) \cdot H(t-t_0)$	$e^{-st_0} \cdot \bar{f}$
14	$\int_0^t f(t-\tau) \cdot g(\tau) d\tau$	$\bar{f} \cdot \bar{g}$
15	$\frac{d^n f}{dt^n}$	$s^n \cdot \bar{f}$

A aplicação do PCEV é simples: consiste na substituição algébrica de parâmetros constitutivos elásticos lineares por parâmetros viscoelásticos lineares na solução do problema. Esta substituição, salvo em casos restritos, não tem sentido se feita no domínio tempo, havendo necessidade de aplicação de LT para que se proceda a mesma.

Para as relações tensão-deformação básicas dos materiais viscoelásticos lineares, é possível deduzir a função algébrica no domínio da variável s em função da curva de fluência ou da curva de relaxação para aplicação do PCEV. Estas equações podem ser reescritas conforme as equações 2.42 e 2.43:

$$\varepsilon(t) = D^* \sigma(t) \quad (\text{equação 2.42})$$

$$\sigma(t) = E^* \varepsilon(t) \quad (\text{equação 2.43})$$

onde E^* (não confundir com módulo complexo no caso) e D^* são operadores que relacionam o histórico de tensões/deformações com o histórico de deformações/tensões no material.

Aplicando-se LT nas equações 2.42 e 2.43, obtêm-se as equações 2.44 e 2.45:

$$\bar{\varepsilon}(s) = D^* \bar{\sigma}(s) \quad (\text{equação 2.44})$$

$$\bar{\sigma}(s) = E^* \bar{\varepsilon}(s) \quad (\text{equação 2.45})$$

onde $\bar{\varepsilon}(s)$ e $\bar{\sigma}(s)$ são respectivamente o histórico de deformações e tensões em função de s .

Os operadores E^* e D^* são obtidos aplicando-se LT às equações 2.36 e 2.37 ou 2.38 e 2.39. No caso se fará a aplicação às equações 2.38 e 2.39 devido ao explicado no do sub-item 2.2.4:

$$\varepsilon(t) = \int_{\tau_0}^t D(t-\tau) \frac{\partial \sigma(\tau)}{\partial \tau} d\tau \Rightarrow LT \Rightarrow \bar{\varepsilon}(s) = s \bar{D}(s) \bar{\sigma}(s) \quad (\text{equação 2.46})$$

$$\sigma(t) = \int_{\tau_0}^t E(t-\tau) \frac{\partial \varepsilon(\tau)}{\partial \tau} d\tau \Rightarrow LT \Rightarrow \bar{\sigma}(s) = s \bar{E}(s) \bar{\varepsilon}(s) \quad (\text{equação 2.47})$$

Comparando-se as equações 2.46 e 2.47 com as equações 2.44 e 2.45, conclui-se que os operadores E^* e D^* podem ser expressos conforme as equações 2.48 e 2.49:

$$D^* = s \bar{D}(s) \quad (\text{equação 2.48})$$

$$E^* = s \bar{E}(s) \quad (\text{equação 2.49})$$

Em um caso genérico de tensões e deformações, as relações constitutivas viscoelásticas são descritas conforme as equações 2.50 e 2.51:

$$\varepsilon_{ij}(t) = \int_{\tau_0}^t D_{ijkl}(t-\tau) \frac{\partial \sigma_{kl}(\tau)}{\partial \tau} d\tau \quad (\text{equação 2.50})$$

$$\sigma_{ij}(t) = \int_{\tau_0}^t E_{ijkl}(t-\tau) \frac{\partial \varepsilon_{kl}(\tau)}{\partial \tau} d\tau \quad (\text{equação 2.51})$$

Executando-se o mesmo procedimento anterior às equações 2.50 e 2.51, obtem-se que as relações expressas pelas equações 2.52 e 2.53:

$$\overline{\sigma}_{ij}(s) = D^*_{ijkl} \overline{\sigma}_{kl}(s) \Rightarrow D^*_{ijkl} = s \overline{D}_{ijkl}(s) \quad (\text{equação 2.52})$$

$$\overline{\sigma}_{ij}(s) = E^*_{ijkl} \overline{\varepsilon}_{kl}(s) \Rightarrow E^*_{ijkl} = s \overline{E}_{ijkl}(s) \quad (\text{equação 2.53})$$

Assim, com a aplicação de LT à solução elástica linear do problema, basta substituir algebricamente os parâmetros elástico-lineares (não alterados após a LT) pelos parâmetros viscoelásticos, após procedendo-se a LT inversa para obtenção da solução no domínio tempo. Este procedimento será melhor entendido com os exemplos mostrados no próximo tópico.

2.2.5.3 Exemplos de aplicação do Princípio da Correspondência Elasto-viscoelástica

Dois exemplos de aplicação serão apresentados neste tópico. Ambos os exemplos estão relacionados a aplicação do PCEV ao ensaio de compressão diametral, foco desta dissertação.

Exemplo 1: Zhang *et al.* (1997), para obter a solução viscoelástica linear de deslocamentos em amostras cilíndricas sob compressão diametral, aplicou o PCEV nas soluções elásticas lineares de Hondros (1959), considerando o material isotrópico. Para deslocamentos horizontais e verticais, as soluções estão expressas nas equações 2.54 e 2.55, respectivamente:

$$\Delta U_{2mR} = \frac{P(t)}{EL} (I_1 - \nu I_2) \quad (\text{equação 2.54})$$

$$\Delta V_{2nR} = \frac{P(t)}{EL} (I_4 - \nu I_3) \quad (\text{equação 2.55})$$

onde:

$m-n$ = Razão distância entre os pontos de medição do deslocamento horizontal-vertical/diâmetro do cilindro;

$\Delta U_{2mR} - \Delta V_{2nR}$ = Deslocamento horizontal-vertical entre pontos distantes $2mR-2nR$ no diâmetro horizontal-vertical do cilindro;

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

L = espessura do cilindro;

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

I_1, I_2, I_3, I_4 = Constantes dependentes de $m-n$ e da razão largura do friso/diâmetro do cilindro.

A aplicação de LT às equações 2.54 e 2.55 resulta nas equações 2.56 e 2.57:

$$\overline{\Delta U_{2mR}}(s) = \frac{\overline{P}(s)}{EL} (I_1 - \nu I_2) \quad (\text{equação 2.56})$$

$$\overline{\Delta V_{2nR}}(s) = \frac{\overline{P}(s)}{EL} (I_4 - \nu I_3) \quad (\text{equação 2.57})$$

As constantes elásticas E e ν em 2.56 e 2.57 são substituídas pelas equações 2.58 e 2.59:

$$E = \frac{3}{2s \overline{J_D}(s) + s \overline{J_V}(s)} \quad (\text{equação 2.58})$$

$$\nu = \frac{\overline{J_D}(s) - \overline{J_V}(s)}{2\overline{J_D}(s) + \overline{J_V}(s)} \quad (\text{equação 2.59})$$

onde J_D e J_V são propriedades constitutivas viscoelásticas do material relacionadas às partes de tensões-deformações desviadoras e volumétricas, respectivamente.

Substituindo-se as equações 2.58 e 2.59 em 2.56 e 2.57, são obtidas as equações 2.60 e 2.61:

$$\overline{\Delta U_{2mR}}(s) = K_1 \frac{\overline{P}(s)}{L} s \overline{J_D}(s) + K_2 \frac{\overline{P}(s)}{L} s \overline{J_V}(s) \quad (\text{equação 2.60})$$

$$\overline{\Delta V_{2nR}}(s) = K_3 \frac{\overline{P}(s)}{L} s \overline{J_D}(s) + K_4 \frac{\overline{P}(s)}{L} s \overline{J_V}(s) \quad (\text{equação 2.61})$$

onde K_1 , K_2 , K_3 e K_4 são constantes em função de I_1 , I_2 , I_3 e I_4 resultantes de manipulação algébrica da substituição anterior.

Aplicando-se LT inversa às equações 2.60 e 2.61, encontra-se a solução viscoelástica no domínio tempo, expressa pelas equações 2.62 e 2.63:

$$\Delta U_{2mR}(t) = \frac{K_1}{L} \left[\int_0^t P(t-\tau) \frac{\partial J_D(\tau)}{\partial \tau} d\tau + J_D(0)P(t) \right] + \frac{K_2}{L} \left[\int_0^t P(t-\tau) \frac{\partial J_V(\tau)}{\partial \tau} d\tau + J_V(0)P(t) \right] \quad (\text{equação 2.62})$$

$$\Delta V_{2nR}(t) = \frac{K_3}{L} \left[\int_0^t P(t-\tau) \frac{\partial J_D(\tau)}{\partial \tau} d\tau + J_D(0)P(t) \right] + \frac{K_4}{L} \left[\int_0^t P(t-\tau) \frac{\partial J_V(\tau)}{\partial \tau} d\tau + J_V(0)P(t) \right] \quad (\text{equação 2.63})$$

Exemplo 2: Obtenção dos deslocamentos entre os pontos extremos dos segmentos AB e CD em uma amostra cilíndrica, conforme mostrado na figura 2.14.

A solução elástico-linear do deslocamento horizontal (Hondros, 1959) no segmento AB (u_{AB}) é dada pela equação 2.64, onde h é a espessura da amostra.

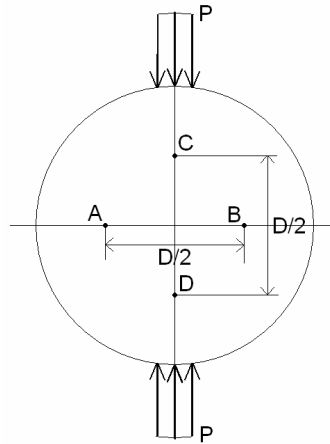


Figura 2.14: Amostra cilíndrica comprimida diametralmente

$$u_{AB}(t) = \frac{P(t)}{Eh} (0,2339 + 0,7801\nu) = \frac{(0,2339 + 0,7801\nu)}{h} DP(t) \quad (\text{equação 2.64})$$

Aplicando-se LT à equação 2.64, obtém-se a equação 2.65. Observa-se que neste caso, o coeficiente de Poisson é considerado como constante.

$$\overline{u_{AB}}(s) = \frac{(0,2339 + 0,7801\nu)}{h} D\overline{P}(s) \quad (\text{equação 2.65})$$

Substituindo-se D na equação 2.65 pela equação 2.48, se obtém a equação 2.66:

$$\overline{u_{AB}}(s) = \frac{(0,2339 + 0,7801\nu)}{h} D * \overline{P}(s) = \frac{(0,2339 + 0,7801\nu)}{h} s\overline{D}(s)\overline{P}(s) \quad (\text{equação 2.66})$$

Executando-se a LT inversa de 2.66, se obtém 2.67:

$$u_{AB}(t) = \frac{0,2339 + 0,7801\nu}{h} \left[D(0)P(t) + \int_0^t P(t-\tau) \frac{\partial D(\tau)}{\partial \tau} d\tau \right] \quad (\text{equação 2.67})$$

Na equação 2.67 utilizar-se-á integração por partes, cuja regra geral é expressa pela equação 2.68:

$$\int u dv = uv - \int v du \quad (\text{equação 2.68})$$

Adotando-se:

$$u = P(t-\tau); dv = \frac{\partial D(\tau)}{\partial \tau} d\tau \quad (\text{equação 2.69})$$

A aplicação de integração por partes resulta na equação 2.70:

$$D(0)P(t) + \int_0^t P(t-\tau) \frac{\partial D(\tau)}{\partial \tau} d\tau = \int_0^t D(t,\tau) \frac{\partial P(\tau)}{\partial \tau} d\tau \quad (\text{equação 2.70})$$

Substituindo-se 2.70 em 2.67, encontra-se a solução viscoelástica linear do problema, expressa pela equação 2.71:

$$u_{AB}(t) = \frac{0,2339 + 0,7801\nu}{h} \int_0^t D(t-\tau) \frac{\partial P(\tau)}{\partial \tau} d\tau \quad (\text{equação 2.71})$$

Analogamente, para o deslocamento vertical no segmento CD, a solução viscoelástica é expressa pela equação 2.72:

$$u_{CD}(t) = \frac{1,0694 + 0,3074\nu}{h} \int_0^t D(t-\tau) \frac{\partial P(\tau)}{\partial \tau} d\tau \quad (\text{equação 2.72})$$

2.3 APLICAÇÕES DA TEORIA DA VISCOELASTICIDADE A PESQUISAS RECENTES

Este item objetiva relatar a aplicação da teoria exposta no item 2.2 em alguns trabalhos recentes no ramo de estudos do comportamento tensão-deformação de misturas asfálticas. Os campos de aplicação são variados, indo desde a viscoelasticidade linear até a teoria viscoelástica de dano contínuo. Aplicações distintas serão descritas nos subitens a seguir.

2.3.1 Utilização de modelos reológicos para modelagem de curvas de fluência e relaxação de misturas asfálticas

Algumas pesquisas têm caracterizado a mistura asfáltica ou o mástique (mistura sem a fração graúda do agregado) como uma série de elementos Kelvin e/ou Maxwell ligados em série e/ou paralelo, cuja equação resultante de deformação também é denominada de Série de Prony. Três trabalhos são citados neste subitem.

Gibson *et al.* (2003) ensaiaram misturas asfálticas cujo agregado é descrito como duro, uma pedra calcária britada com baixa abrasão Los Angeles, com diâmetro nominal de agregado de 12,5 mm e dentro dos requerimentos de granulometria das especificações do SUPERPAVE. O ligante utilizado é um ligante não modificado que se enquadra na categoria PG 64-22 de performance do SUPERPAVE. Os ensaios foram realizados em corpos de prova de 10 cm de diâmetro e 15 cm de altura, no qual o índice de vazios ficou no intervalo entre 4% com tolerância de 0,5%.

As Séries de Prony (representando n elementos Kelvin/Maxwell ligados em série) adotadas por Gibson *et al.* para modelar as curvas de fluência e de relaxação são expressas pelas equações 2.73 e 2.74 respectivamente:

$$D(t) = D_o + \sum_{i=1}^n D_i (1 - e^{-\frac{t}{\tau_i}}) ; \tau_i = \eta_i D_i \quad (\text{equação 2.73})$$

$$E(t) = E_o + \sum_{i=1}^n E_i e^{-\frac{t}{\rho_i}} ; \rho_i = \frac{\eta_i}{E_i} \quad (\text{equação 2.74})$$

Nas duas equações acima: E_o é o Módulo de relaxação a longo tempo; E_i é a rigidez elástica de cada mola em um elemento Maxwell; ρ_i é o tempo de relaxação de cada amortecedor de um elemento Maxwell; D_o é Compliância inicial ou vítrea; D_i é a compliância de cada elemento do modelo mecânico e τ_i é o tempo de retardação de cada elemento.

Foram encontrados os valores mostrados na Tabela 2.3 para as variáveis contidas nas equações 2.73 e 2.74:

Tabela 2.3: Valores dos parâmetros nos modelos reológicos para as misturas ensaiadas por Gibson *et al.* (2003)

Termo i/j	Módulos de Relaxação		Compliâncias	
	$E_i(\text{MPa})$	$\rho_i(\text{s})$	$D_i(\text{MPa}^{-1})$	$\tau_i(\text{s})$
	$E_o = 412,8$	-	$D_o = 3,459 \cdot 10^{-5}$	-
1	14,3	$1,500 \cdot 10^7$	$9,042 \cdot 10^{-5}$	$1,125 \cdot 10^7$
2	32,1	$8,005 \cdot 10^5$	$1,885 \cdot 10^{-4}$	$6,004 \cdot 10^5$
3	74,2	$4,272 \cdot 10^4$	$3,525 \cdot 10^{-4}$	$3,204 \cdot 10^4$
4	179,6	$2,280 \cdot 10^3$	$5,769 \cdot 10^{-4}$	$1,710 \cdot 10^3$
5	458,8	$1,217 \cdot 10^2$	$5,955 \cdot 10^{-4}$	$9,125 \cdot 10^1$
6	1232,0	6,493	$3,396 \cdot 10^{-4}$	4,870
7	2956,0	$3,465 \cdot 10^{-1}$	$1,405 \cdot 10^{-4}$	$2,599 \cdot 10^{-1}$
8	5286,0	$1,849 \cdot 10^{-2}$	$5,670 \cdot 10^{-5}$	$1,387 \cdot 10^{-2}$
9	6531,0	$9,869 \cdot 10^{-4}$	$2,367 \cdot 10^{-5}$	$7,402 \cdot 10^{-4}$
10	5727,0	$5,267 \cdot 10^{-5}$	$1,172 \cdot 10^{-5}$	$3,950 \cdot 10^{-5}$
11	3848,0	$2,811 \cdot 10^{-6}$	$4,222 \cdot 10^{-6}$	$2,108 \cdot 10^{-6}$
12	2160,0	$1,500 \cdot 10^{-7}$	$-6,095 \cdot 10^{-8}$	$1,125 \cdot 10^{-7}$

Segundo os autores, os doze termos da série de Prony utilizados para descrever as curvas de fluência e relaxação para a temperatura de referência de 25°C tiveram um excelente ajuste com relação aos dados experimentais.

Abbas (2004) utilizou o modelo de Maxwell-Kelvin, também denominado de modelo de Burger, com este sendo utilizado pelo autor, para modelar o comportamento tensão deformação de uma série de ligantes asfálticos e mástiques envelhecidos no ensaio de *Rolling Thin Film Oven* (RTFO). Na figura 2.15 são mostrados os parâmetros do modelo reológico utilizado pelo autor na modelagem dos materiais mencionados.

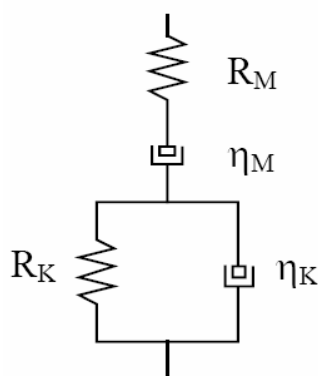


Figura 2.15: Modelo Reológico e parâmetros utilizados por Abbas (2004)

Abbas (2004) não relata se estes parâmetros se ajustaram bem às curvas experimentais. O autor comenta o sucesso em prever resultados experimentais aplicando o Método dos Elementos Discretos para simular o comportamento micromecânico de misturas asfálticas, o sugerindo que o modelo reológico adotado resulta em bons ajustes aos dados experimentais.

Souza (2005) aplicou séries de Prony para modelar o comportamento de mástiques e areias asfalto usinadas a quente (AAUQ). Determinou-se a função de fluência e o módulo de relaxação do mástique, e o módulo de relaxação da AAUQ. O CAP utilizado é o CAP 50/60; o agregado é classificado como areia de campo, constituindo-se de frações granulométricas de média a fina, não havendo agregados graúdos. O teor de CAP nas AAUQ foi de 9% e nos mástiques ensaiados foi de 12%. Mais informações são obtidas na publicação do autor.

Tomando como base as equações 2.73 e 2.74, as tabelas 2.4 a 2.6 mostram os coeficientes da série de Prony obtidos para os ajustes das curvas de fluência do mástique, módulo de relaxação do mástique e módulo de relação da AAUQ respectivamente:

Segundo o autor, a modelagem resultou em bons ajustes com relação aos dados experimentais.

Tabela 2.4: Coeficientes da série de Prony obtidos por Souza (2005) para a curva de fluência do mástique

j	D_j (kPa ⁻¹)	τ_j (s)
1	3,487E-08	1,20E-03
2	5,978E-08	8,30E-03
3	2,509E-07	1,70E-01
4	8,123E-07	1,30E+00
5	2,178E-06	3,40E+01
6	1,699E-05	1,40E+02
7	7,829E-05	1,20E+03
8	5,392E-04	7,90E+03
9	1,813E-03	7,10E+04
$D_0 = 1,014E-07$ kPa ⁻¹		

Tabela 2.5: Coeficientes da série de Prony obtidos por Souza (2005) para o módulo de relaxação do mástique

i	E_i (kPa)	ρ_i (s)
1	2,179E+06	8,70E-04
2	2,675E+06	5,70E-03
3	3,125E+06	6,20E-02
4	9,929E+05	4,60E-01
5	4,477E+05	4,50E+00
6	1,520E+04	4,10E+01
7	9,284E+03	2,40E+02
8	1,748E+03	1,90E+03
9	5,535E+02	2,40E+04
$E_\infty = 4,079E+02$ kPa		

Tabela 2.6: Coeficientes da série de Prony obtidos por Souza (2005) para o módulo de relaxação da AAUQ

i	E_i (kPa)	ρ_i (s)
1	5,844E+05	1,50E-04
2	3,303E+06	1,50E-03
3	4,201E+06	1,50E-02
4	4,223E+06	1,50E-01
5	5,361E+05	1,50E+00
6	7,833E+05	4,50E+00
7	5,234E+04	1,50E+01
8	2,723E+04	1,50E+02
9	3,947E+03	1,50E+03
10	1,377E+03	1,50E+04
11	2,965E+01	1,50E+05
$E_\infty = 8,069E+02$ kPa		

O que se conclui destes três trabalhos é que a teoria exposta no item 2.2 realmente possui aplicabilidade às misturas asfálticas e que pode modelar o comportamento tensão-deformação deste material com boa representatividade do que acontece em laboratório.

2.3.2 Uso do Princípio da Correspondência elasto-viscoelástica

Algumas pesquisas têm utilizado o princípio da correspondência elasto-viscoelástica (PCEV) para prever resultados em um mesmo material submetido a uma história de tensões diferente ou para determinar soluções viscoelásticas para serem aplicadas em ensaios que caracterizem o material como viscoelástico. Dois trabalhos são mencionados neste subitem.

Zhang *et al.* (1997) a partir de ensaios no qual determinavam propriedades constitutivas viscoelásticas de misturas asfálticas medindo deslocamentos horizontais e verticais em corpos de prova comprimidos diametralmente, previram resultados de ensaios onde as amostras eram submetidas a pulsos de carga de 0,1 s e descanso de 0,9 s, 1,9 s e 2,9 s. Os materiais ensaiados estavam à temperatura ambiente, o agregado era granito britado e cascalho britado, com o ligante enquadrando-se na categoria AC20 de viscosidade. Frisos de 12,7 mm foram utilizados no ensaio, em corpos de prova comprimidos diametralmente de dimensões 10 cm de diâmetro e 6,33 cm de altura. Os deslocamentos foram medidos na metade central do diâmetro vertical entre os extremos do diâmetro horizontal. Constatou-se que qualitativamente os resultados foram bons, pois se conseguia o mesmo comportamento a pulsos de carga/descanso que eram observados experimentalmente, porém as modelagens não estavam considerando a parcela plástica que experimentalmente era vista. Sendo assim, extraiu-se os Módulos de Resiliência Instantâneo (na tabela 2.7 como E_I) e Total (na tabela 2.7 como E_T) dos pulsos previsto e medido, além dos coeficientes de Poisson de Poisson Instantâneo e Total (ν_I e ν_T , respectivamente), obtendo-se os resultados mostrados na já mencionada tabela.

O que se nota ao observar a tabela 2.7 é que os módulos extraídos dos resultados previstos são menores que os extraídos dos resultados experimentais. Isto leva a acreditar que o procedimento para extração do módulo de resiliência (utilizou-se aí o protocolo SHRP de 1993) não leva em conta puramente o deslocamento resiliente ou elástico, já que ao desconsiderar deformações plásticas, o valor do módulo diminui, como aconteceu com os resultados previstos. Houve uma boa concordância dos coeficientes de Poisson previstos e medidos, o que significa que o mesmo pode ser aplicado também ao modelar matérias

viscoelásticos. Estes resultados que foram obtidos graças a aplicação da teoria vista no item 2.2 são indícios do quanto a abordagem do módulo de resiliência pode estar equivocada. Um exemplo disto pode ser visto em Brito (2006), no qual se extraí módulos de resiliência de várias normas e protocolos, onde os resultados são bastante dispersivos, tanto para módulos de resiliência como para coeficientes de Poisson.

Tabela 2.7: Resultados obtidos com dados medidos e previstos por Zhang *et al.* (1997)

Frequência f (Hz) (1)	Módulo de Resiliência		Coeficiente de Poisson	
	E_i (MPa) (2)	E_T (MPa) (3)	ν_i (4)	ν_T (5)
(a) Extraído dos ensaios*				
0,33	4.527	3.505	0,282	0,290
0,5	4.520	3.479	0,272	0,273
1	4.622	3.514	0,275	0,273
(b) Previsto				
0,33	3.767	3.028	0,275	0,289
0,5	3.761	3.048	0,272	0,287
1	3.779	3.098	0,268	0,284
* Resultado médio de cinco a seis corpos-de-prova				

Kim *et al.* (2004) aplicaram o PCEV às equações que descrevem o comportamento carga-deslocamento de um corpo de prova cilíndrico comprimido diametralmente, utilizando o modelo de Hondros (1959). Com as equações que descreviam o corpo como sendo constituído de um material elástico, o PCEV foi aplicado com o fim de descrever o comportamento do corpo como viscoelástico, em função do módulo complexo E^* . Deslocamentos verticais e horizontais foram medidos em corpos-de-prova submetidos a carregamentos cíclicos harmônico. Os corpos-de-prova foram compostos de diferentes misturas asfálticas, onde nelas variava-se o tipo de ligante (segundo as designações do SHRP) e o diâmetro máximo do agregado. Os resultados obtidos foram comparados com resultados obtidos em corpos de prova carregados axialmente. A comparação de alguns resultados obtidos entre o ensaio de carregamento axial (Uniaxial) e carregados diametralmente (IDT) é mostrada na figura 2.16:

Nota-se concordância de resultados ao observar a figura 2.16, com valores de Módulo Complexo obtidos nos dois ensaios semelhantes. Estes resultados mostram o potencial de aplicabilidade do PCEV, onde se poderiam prever deslocamentos, tensões e deformações em um corpo solicitado diametralmente a partir dos resultados de amostras solicitadas axialmente

e vice-versa. Na mesma publicação, também existe uma boa concordância entre os resultados para obtenção do Ângulo de Fase, o que comprova o potencial do PCEV.

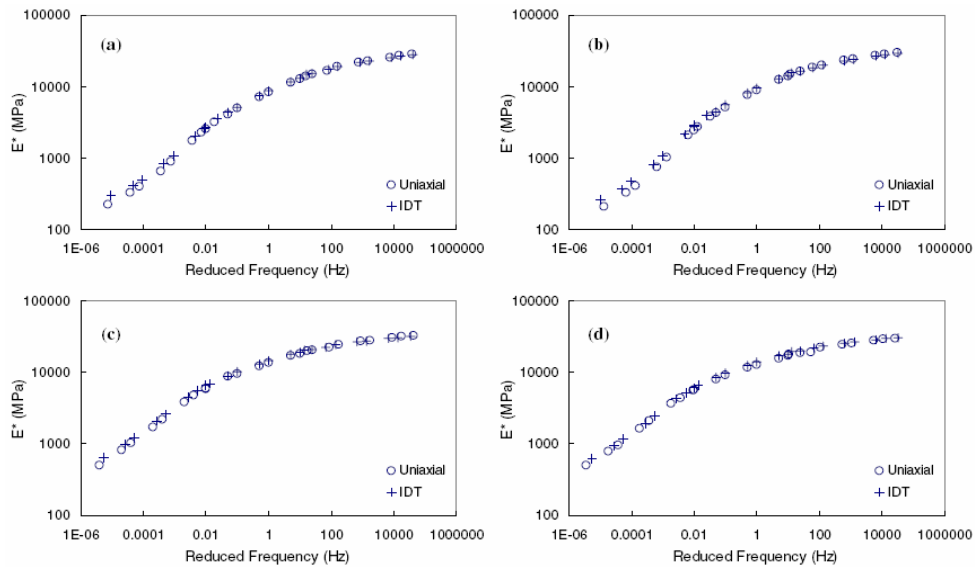


Figura 2.16: Comparação de resultados para obtenção de Módulo Complexo a partir de diferentes ensaios (Kim *et al.*, 2004)

2.3.3 Aplicações a modelos viscoelásticos de dano contínuo e fadiga

Os modelos e os resultados de ensaios mencionados no item 2.2 são adaptáveis para uso em modelos viscoelásticos mais sofisticados, por exemplo, modelos que consideram o dano no material ao longo dos ciclos de aplicação de carga. Um destes é o modelo Viscoelástico de Dano Contínuo de Ha e Schapery (1998), utilizado para simulação do comportamento de misturas asfálticas para grandes deformações e/ou um número grande de ciclos de carga.

Gibson *et al.* (2003) aplicaram a teoria de Ha e Schapery para calibração de modelos tensão-deformação de misturas asfálticas e previsão de resultados sob compressão não confinada. A teoria baseia-se no PCEV de Schapery (1984), cujas equações são vistas a seguir:

$$\varepsilon^R = \frac{1}{E_R} \int_{\tau_0}^t E(t-\tau) \frac{\partial \varepsilon}{\partial \tau} d\tau \quad (\text{equação 2.75})$$

$$\sigma^R = E_R \int_{\tau_0}^t D(t-\tau) \frac{\partial \sigma}{\partial \tau} d\tau \quad (\text{equação 2.76})$$

Nas equações acima:

σ, ε = Tensão Física e Deformação Física;

σ^R, ε^R = Pseudo Tensão e Pseudo Deformação;

E_R = Módulo arbitrário de Referência (constante);

$E(t-\tau), D(t-\tau)$ = Módulo de Relaxação e Compliância de Fluência, respectivamente.

Com base nas equações acima, a previsão das deformações viscoelásticas considerando o dano foram modeladas conforme a equação 2.76:

$$\varepsilon_{ve} = E_R \int_0^{t_R} D(t_R - \tau_R) \frac{\partial \left(\frac{\sigma}{C(S)} \right)}{\partial \tau_R} d\tau_R \quad (\text{equação 2.76})$$

Na equação acima, $C(S)$ é uma função de dano que tem como entrada uma variável de estado interna de dano S , calculada em função de uma Função de Densidade de Energia de Deformação W^R , que é calculada com a função de dano $C(S)$ e com a Pseudo Deformação mostrada na equação 2.75. Todas variáveis mencionadas se relacionam conforme as seguintes equações:

$$\dot{S} = \frac{\partial S}{\partial t_R} = \left(-\frac{\partial W^R}{\partial S} \right)^\alpha \quad (\text{equação 2.77})$$

$$\sigma \equiv \frac{\partial W^R}{\partial \epsilon_R} = C(S)\epsilon^R \quad (\text{equação 2.78})$$

$$W^R = \frac{1}{2}C(S)(\epsilon^R)^2 \quad (\text{equação 2.79})$$

Nas equações 2.76 a 2.79, α é uma constante que depende do material e t_R é denominado tempo reduzido, no qual a relação com o tempo t é dada pela equação 2.80:

$$dt_R = \frac{dt}{a(T)} \quad (\text{equação 2.80})$$

T é a temperatura e $a(T)$ é denominado de Fator de mudança de Temperatura.

O material ensaiado e as dimensões dos corpos de prova são os mesmos citados no subitem 2.3.1, pois se trata do mesmo trabalho. Foram realizados ensaios com diferentes taxas de deformação com o fim de calibrar os modelos adotados. Finalmente, com taxas de deformação diferentes das utilizadas nas calibrações, compararam-se resultados experimentais com previstos pelos modelos, chegando-se aos resultados mostrados nas figuras 2.17 e 2.18:

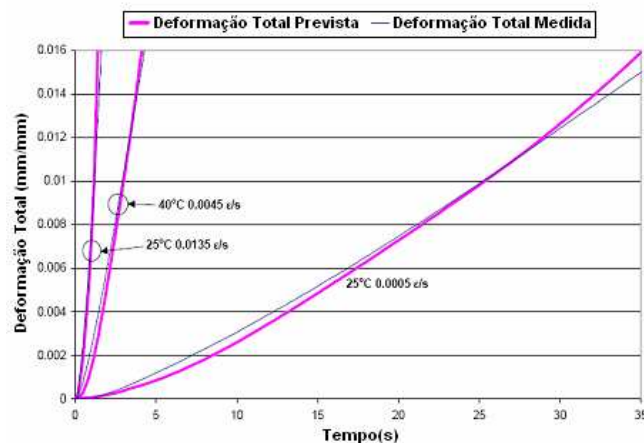


Figura 2.17: Medidas e previsão de deformações totais (Gibson *et al.*, 2003)

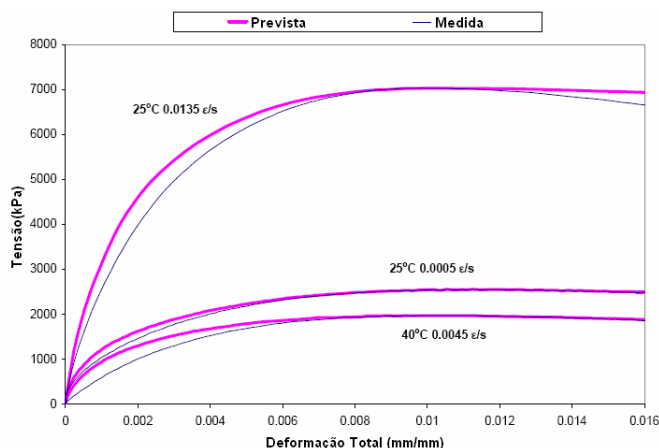


Figura 2.18: Medidas e previsões de tensões versus deformação (Gibson *et al.*, 2003)

O que se pode concluir sobre o trabalho descrito é que se obteve uma boa concordância entre resultados medidos e previstos pelo modelo adotado, levando a conclusão da importância das bases adotadas pelo modelo, que vêm da teoria discutida no item 2.2. Com isto, está clara a potencialidade da teoria da viscoelasticidade linear, que tanto pode ser aplicada em situações no qual não ocorra dano ou que o mesmo ocorra, ressaltando a importância da sua utilização na modelagem do comportamento tensão-deformação de misturas asfálticas.

Os parâmetros das funções que caracterizam o dano em misturas asfálticas, segundo as referências a seguir, podem ser expressos em função de parâmetros que caracterizem o comportamento viscoelástico do material. Aqui, novamente destacam-se as pesquisas de Schapery, mostrando-se a aplicação de com aplicações de Lee e Kim (1998) e Lee *et al.* (2003).

Lee e Kim (1998) utilizaram a lei de crescimento de trincas de Schapery (1984), onde esta é expressa por uma função potencial da integral J generalizada J_v , como visto na equação 2.81:

$$\frac{da}{dt} = A(J_v)^k \quad (\text{equação 2.81})$$

A e k são constantes positivas. De acordo com a teoria, o expoente k é uma função que depende das características da zona de ruptura. Por exemplo, se a energia de fratura do material (Γ) e a tensão de ruptura através da zona do processo de fratura são constantes, então

$k=1+1/m$, onde m é o expoente da compliância de fluência contra o tempo numa relação potencial. Se o tamanho da zona do processo de fratura e Γ são constantes, $k=1/m$.

Utilizou-se na pesquisa amostras de concreto asfáltico com agregado granítico de Watsonville e os ligantes asfálticos AAD e AAM especificados pelos Strategic Highway Research Program (SHRP), com teor de 5%. Foram moldadas placas a temperatura de 116°C com rolo compactador e deixadas em cura a temperatura ambiente por dois dias, para posteriormente extrair corpos de prova como visto na 102 mm e diâmetro (4 polegadas) e 203 mm de altura (8 polegadas). A extração dos corpos de prova foi feita como mostra a figura 2.19, pois segundo os autores, seria consistente com a direção das tensões de tração e/ou deformações que ocorrem próxima a base das camadas de concreto asfáltico nas estruturas de pavimento.

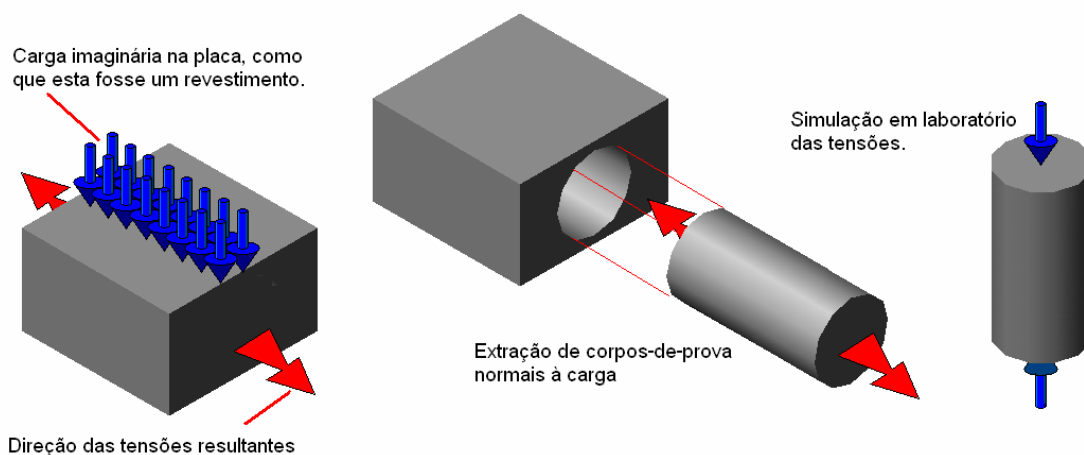


Figura 2.19: Extração de corpos-de-prova de placas em Lee e Kim (1998)

Foram feitas previsões de curvas tensão-deformação para determinados números de ciclos de carga, onde se obteve um bom ajuste com relação a dados experimentais. Com isto, o autor conclui que propriedades viscoelásticas no regime linear podem ser utilizadas também para previsão de resultados de modelos não lineares, otimizando a carga experimental necessária para calibração de modelos.

O mesmo uso do parâmetro m foi feito por Lee *et al.* (2003) para prever a vida de fadiga de misturas asfálticas sob uma condição genérica de carregamento. O modelo teórico obtido de previsão de vida de fadiga é mostrado na equação 2.82:

$$N_f = 4B \sqrt{\frac{\alpha_1}{\pi f}} |E^*|^{2\alpha_1} (\varepsilon_0)^{2\alpha_1} \quad (\text{equação 2.82})$$

$$B = \frac{S_{1f}}{p(0,5C_{11}C_{12})^{\alpha_1}} \quad (\text{equação 2.83})$$

$$p = 1 + \alpha_1(1 - C_{12}) \quad (\text{equação 2.84})$$

Nas três equações acima:

N_f = Vida de fadiga de laboratório da mistura considerada (sob deformação controlada);

f = Frequência de carregamento senoidal aplicada durante o ensaio;

$|E^*|$ = Módulo dinâmico;

ε_0 = Amplitude de deformação do pulso senoidal aplicado;

C_{11}, C_{12} = Constantes que caracterizam evolução de dano do material, obtida através de ajuste de dados experimentais comparando-se tensões com uma variável de estado interna S_1 ;

S_{1f} = Valor de S_1 no final da vida de fadiga.

A constante α_1 é obtida pela lei de crescimento de trincas de Schapery, seguindo as mesmas prerrogativas comentadas neste subitem. Para a atual referência, α_1 foi adotado como $1/2+1/m$ (o mesmo m de Lee e Kim, 1998), pois foi o que mais se ajustou a dados experimentais.

O parâmetro B expresso em 2.83 é admitido, em um modelo simplificado discutido na referência, como uma função de α_1 expresso pela equação 2.85:

$$B = a(\alpha_1)^b \quad (\text{equação 2.85})$$

As constantes a e b na equação 2.85 são expressas em função da amplitude do pulso de deformação ϵ_0 , conforme as equações a seguir:

$$a = a_1(\epsilon_0)^{a_2} \quad (\text{equação 2.86})$$

$$b = b_1(\epsilon_0)^{b_2} \quad (\text{equação 2.87})$$

Sendo assim, substituindo-se as equações 2.86 a 2.87 em 2.82, obtém-se um modelo simplificado de vida de fadiga, em função das propriedades viscoelásticas da mistura:

$$N_f = \frac{4f}{\sqrt{\pi}} a(\alpha_1)^{(0,5+b)} |E^*|^{-2\alpha_1} (\epsilon_0)^{-2\alpha_1} \quad (\text{equação 2.88})$$

O modelo expresso pela equação 2.57 foi aplicado a uma gama de misturas asfálticas, no qual a comparação entre as vidas de fadiga prevista e medida está na figura 2.20.

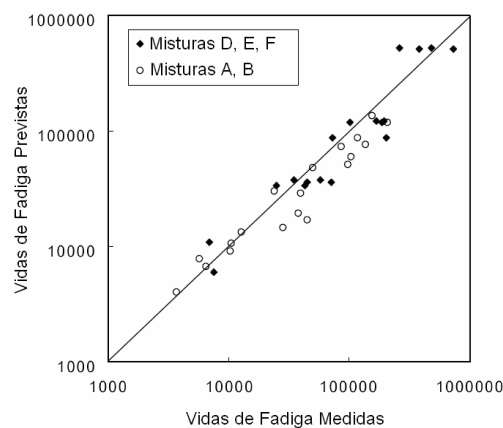


Figura 2.20: Comparação entre vidas de fadiga prevista e medida (Lee *et al.*, 2003)

Pela figura 2.20, é possível notar uma boa concordância entre as vidas de fadiga previstas e medidas, com um erro médio de 26,8%. Isto denota que as propriedades viscoelásticas podem ser importantes não apenas para determinar o comportamento tensão-deformação de misturas asfálticas no regime linear, mas sim se pode prever o comportamento, ou no caso, a vida de fadiga de uma dada mistura com uma gama de ensaios menor, o que seria necessário para obter todos os dados de entrada da equação 2.82.

2.4 COMENTÁRIOS FINAIS

A revisão bibliográfica objetivou mostrar o potencial da teoria da viscoelasticidade para modelagem do comportamento tensão-deformação de misturas asfálticas, expondo resultados obtidos de publicações recentes na área, constatando-se resultados satisfatórios.

O mais importante foi constatar que para qualquer uma das modelagens citadas, as bases estão na teoria vista no item 2.2, ressaltando o evidente comportamento viscoelástico das misturas asfálticas, tanto no comportamento linear como o não linear, cujos parâmetros dos modelos mostraram dependência de parâmetros obtidos dentro do regime linear viscoelástico.

Sendo assim, o potencial para que os resultados que aqui serão expostos sejam satisfatórios é alto, pois as experiências anteriores mostram isto; não houve dentro das publicações mencionadas experiências de resultados absurdos e divergentes. É claro que certos cuidados durante a extração de dados em laboratório devem ser tomados e certas prerrogativas devem ser seguidas e/ou consideradas, pois resultados absurdos podem vir de uma má fase experimental. Também se ressalta que os modelos adotados devem seguir as prerrogativas impostas pelas condições dos ensaios, para evitar erros e/ou dificuldades de modelagem.

3 MATERIAIS E MÉTODOS

Este capítulo mostra uma breve descrição dos materiais desta pesquisa, bem como o procedimento experimental e uma breve descrição dos equipamentos laboratoriais. Discutem-se as implicações da execução dos ensaios face à modelagem do comportamento do material.

3.1 MATERIAIS UTILIZADOS NA PESQUISA

Nesta pesquisa tomaram-se resultados de ensaios realizados por Brito (2006) em corpos-de-prova de concreto asfáltico modificado com borracha (via úmida) que o autor ensaiou em sua dissertação. Dados referentes aos materiais que compõem este material são brevemente descritos nesta dissertação, podendo-se obter maiores detalhes na dissertação de Brito.

O ligante asfáltico utilizado na mistura foi o Ecoflex B, comercializado pela Greca Asfaltos S.A. Algumas propriedades deste ligante são mostradas na tabela 3.1:

Tabela 3.1: Propriedades do Ecoflex B (adaptado de Brito, 2006)

Ensaio	Especificação	EcoflexB* (22/03/2005)	Unidade
Ponto de Amolecimento	NBR 6560 (>55)	59	°C
Penetração a 25°C, 100g, 5 s	NBR 6576 (25-75)	48	dmm
Viscosidade Aparente a 175°C	ASTM D2196/98 (800-2500) spindle3 20RPM	1520	cP
Ponto de Fulgor	NBR 11341 (>235)	280	°C
Massa Específica 25°C	NBR 6296	1.022	g/cm ³
Recuperação Elástica a 25°	NLT 329/91 (>50)	70	%

* Dados fornecidos pelo laboratório da Greca Asfaltos S.A.

O teor de ligante utilizado na mistura foi de 5,6%. Informações complementares sobre esta mistura, como volume de vazios, vazios de agregado mineral, relação betume-vazios e densidade máxima teórica são obtidas no trabalho de Brito (2006).

Os agregados minerais utilizados, de natureza granítica, provindos da pedreira Sargon (Santa Isabel – SP), têm sua distribuição granulométrica vista na figura 3.1.

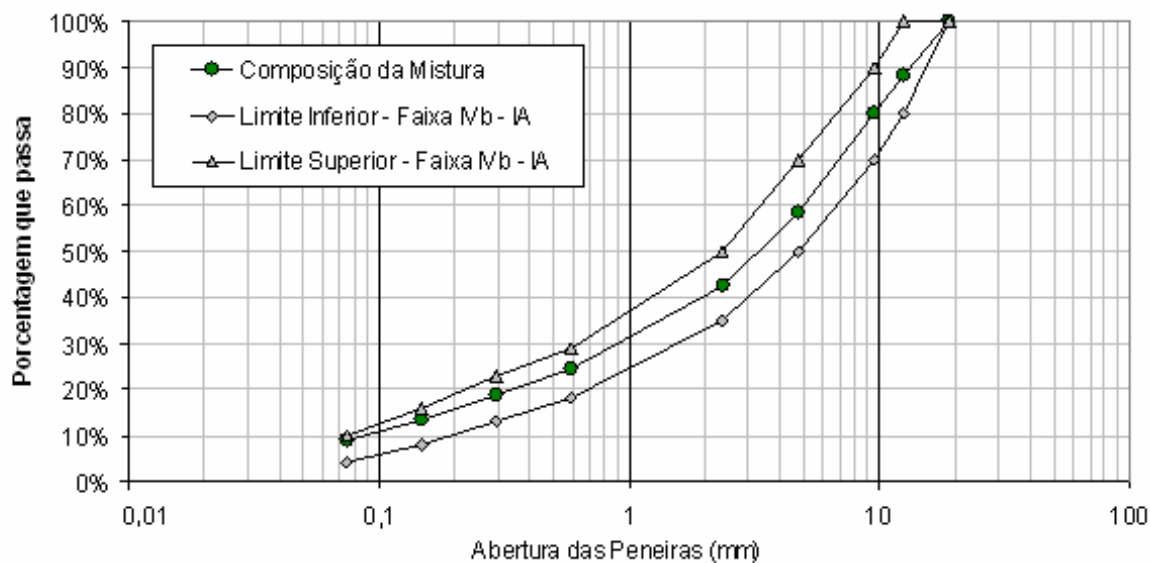


Figura 3.1: Curva granulométrica da mistura asfáltica utilizadas na pesquisa (Brito, 2006)

Nota-se que a curva granulométrica do material se enquadra na faixa IVb do Instituto do Asfalto norte-americano, que é similar à faixa B especificada pelo DAER/RS.

A curva granulométrica da figura 3.1 é uma composição de quatro tamanhos diferentes de agregados, mostrados na tabela 3.2:

Tabela 3.2: Valores médios das análises granulométricas (adaptado de Brito, 2006)

Peneira		Percentagem passante em massa (%)			
n°	mm	Brita 0	Pedrisco	Pó de pedra	Fíler (CAL)
3/4"	19,1	100,0	100,0	100,0	100,0
1/2"	12,7	48,3	100,0	100,0	100,0
3/8"	9,5	13,8	99,0	100,0	100,0
n 4	4,76	0,6	30,1	98,9	100,0
n 8	2,38	0,4	10,8	77,2	100,0
n 30	0,59	0,3	6,4	43,1	100,0
n 50	0,297	0,3	5,5	32,4	100,0
n 100	0,149	0,2	4,4	22,4	99,8
n 200	0,074	0,2	3,1	14,2	95,9

Com os materiais citados acima, foram confeccionados corpos-de-prova (CP's) cilíndricos de 10,16 cm de diâmetro por 6,35 cm de altura-referência. A Tabela 3.3 lista a relação dos CP's que foram ensaiados, com suas respectivas alturas e índices de vazios.

Ressalta-se que os grupos de CP's acima foram ensaiados às temperaturas de 10, 25 e 35°C por Brito, sendo nesta dissertação utilizados somente os dados referentes aos ensaios a 25°C.

Tabela 3.3: Propriedades dos CP's ensaiados (adaptado de Brito, 2006)

Grupo	CP	h(cm)	Índice de vazios (%)	Média (%)	Desvio Padrão (%)
11	3K	6.31	3.33	3.99	0.71
	6E	6.38	3.88		
	5I	6.46	4.75		
12	2M	6.41	3.41	4.08	0.67
	5M	6.46	4.08		
	4N	6.48	4.74		
13	6J	6.31	3.42	3.98	0.63
	1I	6.35	3.87		
	5A	6.61	4.66		
14	2A	6.53	3.43	4.05	0.60
	1N	6.47	4.08		
	6N	6.42	4.63		
15	6O	6.38	3.43	3.94	0.55
	3M	6.39	3.86		
	5N	6.45	4.53		
16	4L	6.37	3.45	4.02	0.53
	5Q	6.40	4.09		
	3Q	6.43	4.50		

3.2 OBTENÇÃO DE DADOS EXPERIMENTAIS

Um desenho esquemático do pórtico e do aparato utilizado no ensaio de compressão diametral sob cargas cíclicas pode ser visto na figura 3.2.

Nas dependências do LAPAV-UFRGS existe uma rede de ar comprimido canalizado a qual serve de fonte para alimentação do cilindro de pressão. A pressão no cilindro é regulada por um manômetro localizado no extremo da rede, que antecede a uma válvula “three-way”, da qual surge a vazão de ar que é levada ao cilindro. À válvula “three-way” está ligado a um timer, que dependendo do tempo de aplicação de carga no ciclo de carga-descanso, varia o tempo de abertura desta válvula e, por conseqüência, o tempo de aplicação da carga.

Ao pistão de carga está acoplada uma célula de carga que mede o valor da carga ao longo do tempo. A carga é transferida ao CP através de um pistão cujo extremo possui um friso metálico com largura de 12,7 mm, de onde é distribuída a carga ao CP. Os deslocamentos

resultantes do carregamento são medidos por transdutores de deslocamento do tipo L.V.D.T. (Linear Variable Displacement Transducer), cujo posicionamento é em função de onde se desejam medir dados nos CP's.

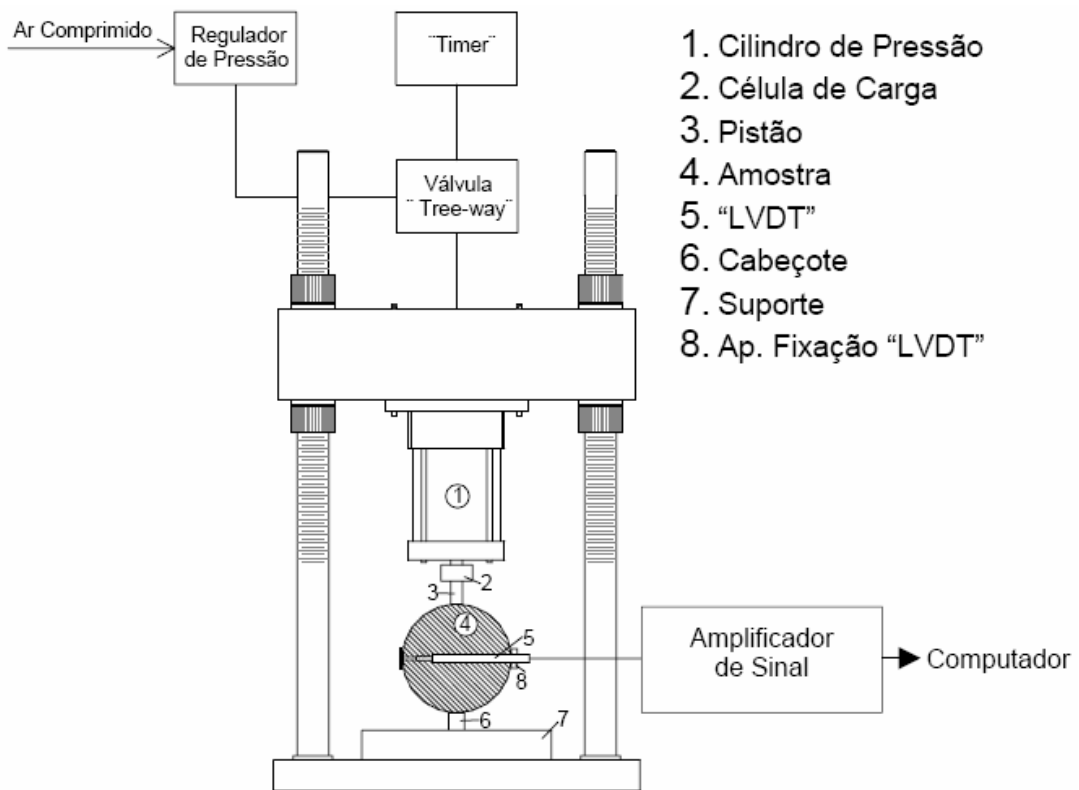


Figura 3.2: Desenho esquemático do equipamento de aplicação de carregamento e medição de dados experimentais

Brito (2006) executou ensaios com a medição simultânea de deslocamentos verticais e horizontais. Para isto, os L.V.D.T.'s foram posicionados nas faces dos CP's, onde um L.V.D.T. mede o deslocamento horizontal entre os pontos extremos da metade central do diâmetro horizontal e um L.V.D.T. do tipo "palito" mede o deslocamento vertical entre os pontos extremos da metade central do diâmetro vertical. A figura 3.3 mostra o posicionamento descrito dos L.V.D.T.'s em um corpo de prova:

Na figura 3.3 (b) nota-se que os L.V.D.T.'s são colocados apenas em uma das faces do corpo de prova. Idealmente seriam necessários 4 L.V.D.T.'s, dois em cada face externa do corpo-de-prova, para que pudesse ser feita a média das medidas em cada face e utilizá-las como dados do ensaio. Essa implementação não foi possível devido a limitações na aquisição de dados.

O pórtico da figura 3.3 (b) é transferido ao aparato da figura 3.2, onde o corpo de prova estará apto para ser ensaiado. O posicionamento do pórtico no aparato é visto na figura 3.4, em estufa já condicionada à temperatura do ensaio. O ensaio propriamente dito consiste na aplicação de ciclos de carga-descanso no CP, cuja magnitude da carga é definida como 15% da carga de Resistência à Tração (RT) do material, cujo procedimento de obtenção pode ser visto ao consultar a norma DNER-ME 138/94 (1994). Durante a aplicação de carga, geralmente são dados 50 golpes para condicionamento da amostra (eliminação de deformações plásticas iniciais, acomodação do friso no corpo de prova), logo depois acontecendo o arquivamento de dados e cálculo de parâmetros constitutivos, caso solicitado.

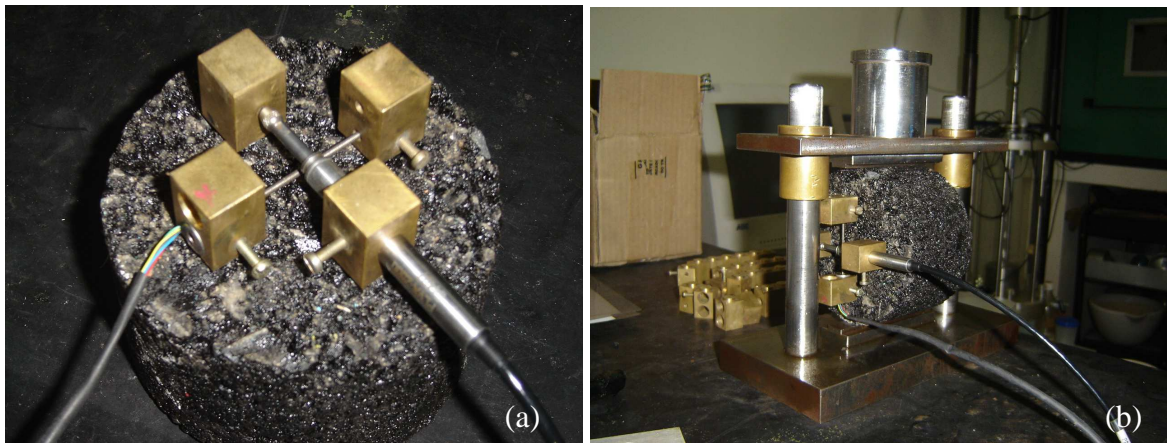


Figura 3.3: (a) Posicionamento dos L.V.D.T.'s no corpo de prova; (b) posicionamento do conjunto no pórtico de aplicação de carga.

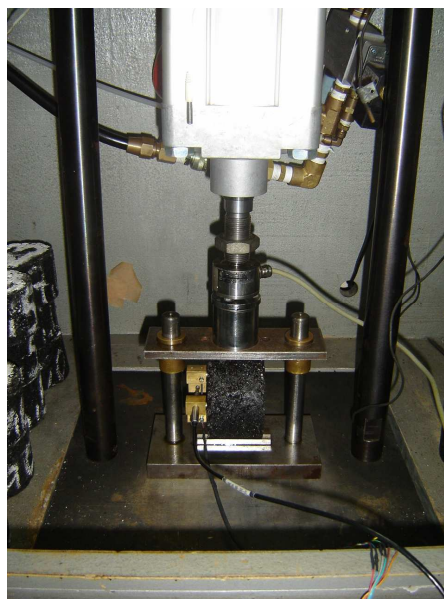


Figura 3.4: Posicionamento do pórtico de em estufa de condicionamento.

A forma do pulso de carga é ajustada conforme explica Brito (2006), assim como a frequência dos ciclos carga-descanso do ensaio. A medida dos deslocamentos, como dito anteriormente é feita através de L.V.D.T.'s, que transmitem um sinal a um sistema amplificador, cujo nível de amplificação pode ser determinado pelo nível de ganho do mesmo: quanto menores forem os deslocamentos no corpo de prova (baixas temperaturas, misturas de alto módulo), maior deve ser o nível de ganho para que exista precisão suficiente para medi-los. O sinal amplificado vai para um computador, onde se visualiza e se arquivam dos dados experimentais.

A gravação de dados é feita numa taxa de 200 pontos por segundo em arquivos do tipo txt, e a exposição em tempo real em 100 pontos por segundo. É possível após o ensaio visualizar graficamente os dados gravados em planilha eletrônica, gerando-se gráficos com razoável precisão pois se dispõem de 200 pontos por segundo de medição. Isto foi fundamental para a pesquisa aqui relatada, pois se aproxima de uma medição contínua de dados, o que seria ideal para calibração e comparação de resultados previstos com medidos experimentalmente.

A figura 3.5 mostra a tela do programa utilizado para visualização e arquivamento de dados. O programa refere-se ao sistema SEEPAV DBI 8200®. Mais sobre seu funcionamento e potencialidades, bem como detalhes do procedimento experimental são vistos Brito (2006).

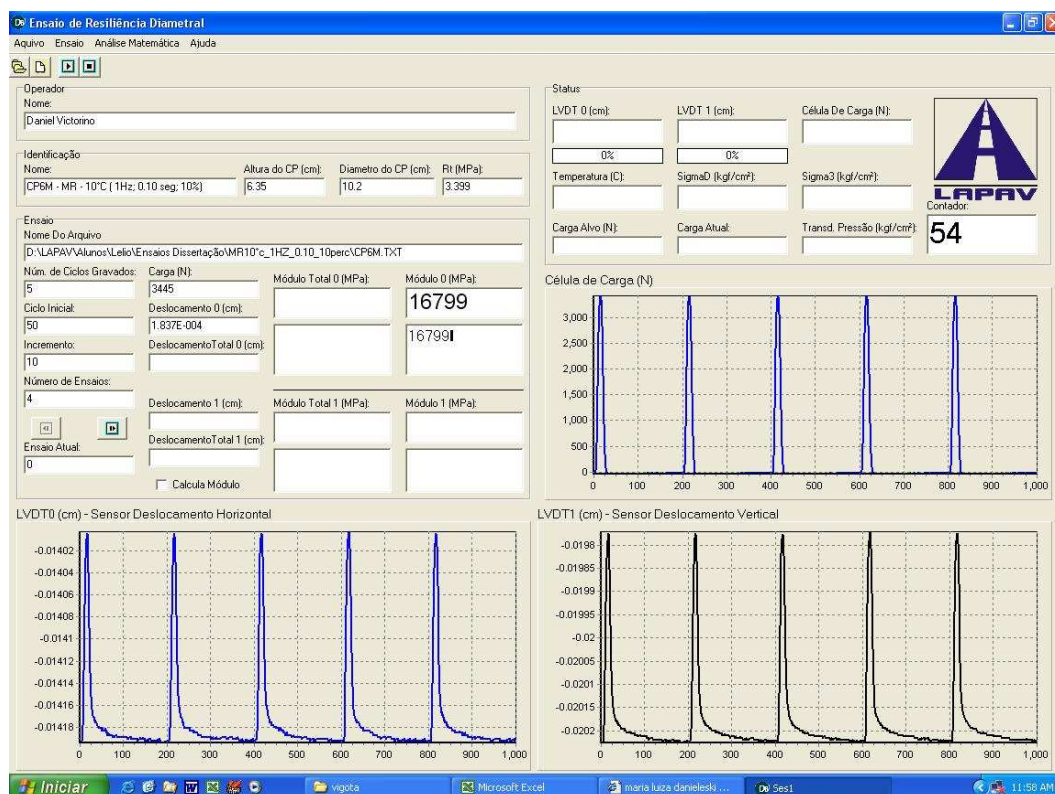


Figura 3.5: Tela do programa de visualização e arquivamento de dados experimentais

Explicado o procedimento experimental, a tabela 3.4 mostra o direcionamento dos CP's descritos na tabela 3.3 para a campanha experimental. Obviamente, para determinação da magnitude da carga máxima de cada ensaio, ensaios de Resistência à Tração foram executados com CP's semelhantes.

Tabela 3.4: Direcionamento experimental dos grupos de CP's (adaptado de Brito, 2006)

Grupo	Freq. ciclo carga-descanso (Hz)	Tempo em carga (s)	% da RT no pico de carga (%)
11	1	0,1	15
12	3	0,1	15
13	5	0,1	15
14	1	0,15	15
15*	1	0,2	15
16	1	0,1	30

* Este grupo foi utilizado para ensaios em duas formas de pulso de carga, vistas no capítulo 5.

3.3 IMPLICAÇÕES DO PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL NA MODELAGEM

Devido à estrutura complexa das misturas asfálticas, o seu comportamento também pode ser considerado como complexo, existindo a necessidade de uma modelagem sofisticada para contemplar tal complexidade.

Entretanto, algumas condições sobre magnitude de carga, dimensão de volume representativo, número de L.V.D.T.'s no CP, entre outras, permitem adotar simplificações na modelagem do comportamento do material, sem grande perda na representação da realidade física do comportamento. Estas condições podem ser impostas durante a campanha de ensaios em laboratório, adaptando-se o ensaio a um modelo matemático menos complexo, o que facilita toda e qualquer modelagem que se deseja executar no material.

Por isto, este item tem o objetivo de mostrar quais as simplificações que podem ser adotadas, segundo a literatura, na modelagem do comportamento das misturas asfálticas frente às condições que são impostas no procedimento experimental descrito no item anterior, bem como os riscos que estas simplificações podem oferecer aos resultados. Esta discussão é bastante importante para escolha do modelo constitutivo que será adotado nas calibrações e nas previsões de resultados, assuntos alvo dos capítulos 4 e 5 desta dissertação, respectivamente.

3.3.1 Magnitude da carga

A magnitude da carga ou das tensões aplicadas é importante na consideração de LINEARIDADE no comportamento do material, não necessitando considerar deformações devido a dano, por exemplo, que causariam não linearidade no comportamento do material. Isto é visto não só em misturas asfálticas, mas também em concreto (comportamento viscoelástico segundo Barbosa, 1979), no efeito Rüsç, relatado por Creus (1986).

Para misturas asfálticas, o que garante comportamento no regime linear são deformações menores que 10^{-4} (Di Benedetto *et al.*, 2001). O autor relata que para deformações menores que a citada, o comportamento das misturas asfálticas pode ser considerado como viscoelástico linear, desde que se aplique um limite de repetições de carga no material. Os limites de comentados neste parágrafo podem ser vistos na figura 2.2 do capítulo 2.

Kim *et al.* (2004), comentando ensaios de compressão diametral sob cargas cíclicas, observam que sob um baixo nível de tensões e/ou deformações, o comportamento de misturas asfálticas pode ser considerado como ISOTRÓPICO, devido este níveis de deformações não capturar o efeito de anisotropia, associado à orientação dos agregados maiores dentro do material, pois a sollicitação estaria sendo absorvida pelo mástique.

A hipótese assumida por Kim *et al.* deve ser assumida com ressalvas no caso dos ensaios desta pesquisa, isto porque os ensaios realizados pelos autores da referência tomavam corpos de prova com 150 mm de diâmetro e com razão (largura de friso/diâmetro do CP) de 1/8. O menor diâmetro dos CP's ensaiados por Brito (100 mm) aproxima as escalas da dimensão do domínio do material e do tamanho dos agregados graúdos, o que torna o material menos homogêneo com relação ao seu domínio, podendo assim aparecer a influência da orientação dos agregados dentro do CP. Além disto, com uma menor largura de friso, existe uma concentração de carga maior ao se comparar à situação dos ensaios de Kim *et al.*, podendo-se capturar efeitos pontuais próximos à região de aplicação de carga. No capítulo 4 desta dissertação, faz-se um teste para verificação de comportamento isotrópico do material.

3.3.2 Distância entre os extremos dos L.V.D.T.'s

A distância entre os extremos do L.V.D.T's tem influência em tomar um volume representativo onde se considere que não exista influência de heterogeneidades nas medições.

Dependo deste, é possível considerar material HOMOGÊNEO; caso contrário, recomenda-se modelagens que analisem as fases do material (agregados graúdos, mástique) separadamente.

Volume representativo pode ser definido como uma dimensão que abrange certa porção do CP, assumindo-se dentro desta que o material é homogêneo. Este volume é tão maior quanto maior for o tamanho das heterogeneidades no material (vazios, agregados, entre outras).

No caso de ensaios de compressão diametral em misturas asfálticas, segundo Kim *et al.* (2004), um volume representativo de pelo menos 3 vezes o tamanho da dimensão máxima nominal do agregado é recomendado, pois, segundo esses autores, se obtém maior variabilidade de resultados entre amostras se a regra não for obedecida, ressaltando mais ainda a influência dos agregados graúdos no comportamento do material.

No caso dos ensaios desta pesquisa, a distância tomada para medição de deslocamentos foi de 50,8 mm, que segundo a recomendação de Kim *et al.*, estaria coerente para um diâmetro máximo nominal de agregado de 16,9 mm. Ao se observar a tabela 3.2, constata-se que 51,7% da Brita 0 utilizada fica retida na peneira de abertura 12,7 mm, mas que toda ela passa pela de 19,1 mm. Considerando-se que a abertura em que o material fica retido represente a dimensão nominal do agregado, podem existir agregados com dimensão maior que os 16,9 mm comentados, o que pode influir para variabilidade de resultados entre os ensaios.

No caso da medição deslocamentos verticais, a situação é ainda mais complicada, pois segundo Zhang *et al.* (1997), os pontos da vizinhança da região dos frisos são problemáticos, pois possuem desvios de resultados com relação à teoria, tornando a avaliação de parâmetros controversa. Isto pode ser explicado pelo alto gradiente de tensões de cisalhamento que ocorre nas proximidades da região carregada, como pode ser vista em uma simulação por elementos finitos no programa ANSYS®, mostrada na figura 3.6:

Na simulação na figura 3.6, utilizou-se um quarto de CP cilíndrico de 10,16 cm de diâmetro, espessura 1 cm, carga distribuída na região dos frisos de 1kN/cm^2 , coeficiente de Poisson de 0,3 e módulo de elasticidade de 1kN/cm^2 . O elemento finito utilizado foi o quadrilátero quadrático de 8 nós isoparamétrico. Valores unitários foram utilizados devido à linearidade e à condição de estado plano de tensões (EPT) da simulação acima.

Analisando-se a figura 3.6, nota-se um alto gradiente de tensões de cisalhamento perto da região de contato com os frisos, o que pode ter significância no cálculo de deslocamentos

nesta região. Os modelos utilizados para obtenção de propriedades elásticas (módulo de resiliência, coeficiente de Poisson) em CP's cilíndricos, como o de Lobo Carneiro (1943) e de Hondros (1959), desconsideraram a atuação das tensões de cisalhamento naquela região, falhando na descrição do comportamento próximo a região carregada.

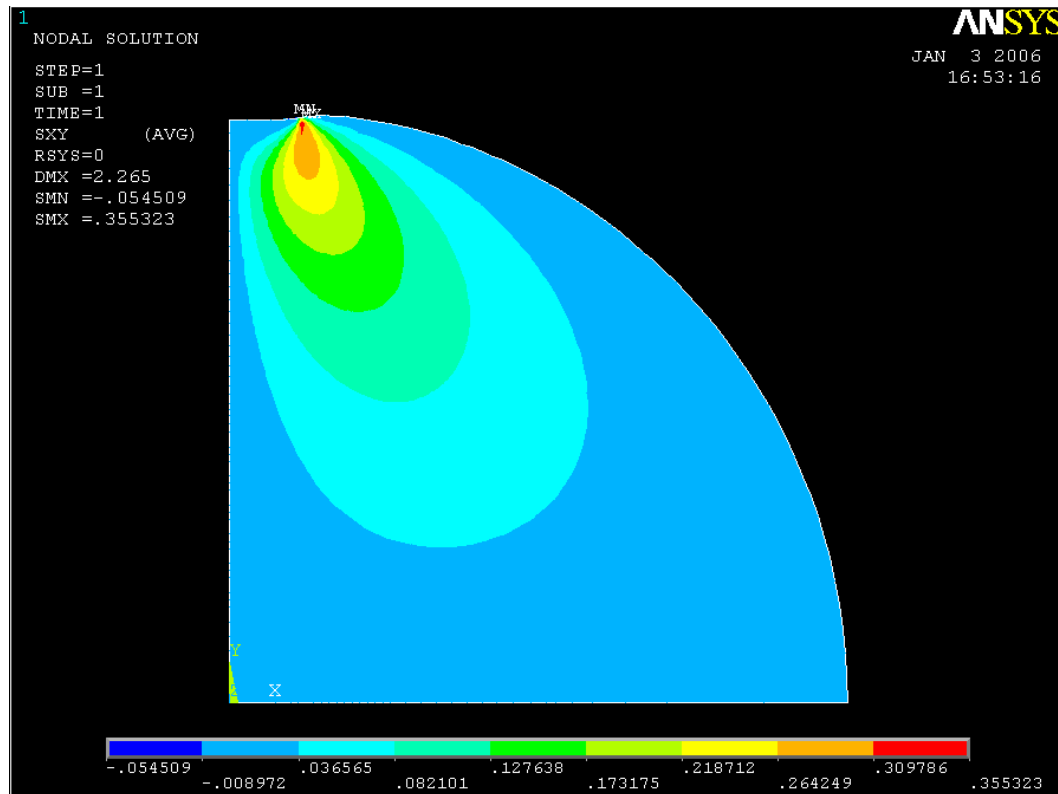


Figura 3.6: Tensões de cisalhamento em um CP cilíndrico sob compressão diametral

No volume representativo tomado por Brito (2006) na medição de deslocamentos verticais, nota-se que este está distante do bulbo de tensões de cisalhamento visto na figura 3.6. Assim, torna-se baixa a influência das tensões de cisalhamento neste volume, podendo-se adotar sem grandes erros os modelos antes citados, que desconsideram as tensões de cisalhamento.

3.3.3 Número de L.V.D.T.'s

O número de L.V.D.T.'s é importante no sentido de se eliminar erros experimentais que possam ocorrer durante a execução dos ensaios, pois se terá no mesmo CP uma maior quantidade de dados relativos a vários volumes representativos do mesmo, detectando-se e amenizando-se estatisticamente quaisquer divergências de resultados que possam existir, sejam por heterogeneidades no material ou problemas experimentais.

Como foi mencionado no item 3.2, seriam necessários 4 L.V.D.T.'s para medição de dados no CP, um par em cada face do mesmo. Adotar medidas de somente uma das faces do corpo de prova traz riscos à integridade dos dados obtidos. Segundo Kim *et al.* (2004), a variabilidade de resultados entre as faces do CP é tão maior quanto maior for o diâmetro nominal máximo do agregado e a proximidade entre os pontos extremos de medição de deslocamentos pelos L.V.D.T.'s. Ao medir apenas deslocamentos em uma face, não se tem conhecimento da variabilidade com relação a outra face, não se detectando a influência das heterogeneidades, o que coloca em risco a eficiência de um modelo de calibração e previsão de resultados.

3.3.4 Índice de vazios nos CP's

Os 50 primeiros ciclos de carga-descanso aplicados nos CP's têm como uma de suas funções eliminar deformações irreversíveis iniciais no material. Mas mesmo com isto, alguns CP's ainda podem apresentar deformações irreversíveis altas, devido ao alto índice de vazios.

Já é difundido na literatura o efeito do alto índice de vazios na rigidez de misturas asfálticas. No caso de módulo de resiliência, um alto índice de vazios baixa drasticamente o seu valor, dificultando a execução dos ensaios, tal fato ocorrido no estudo de Clerman (2004), ao medir módulo de resiliência e RT de pré-misturados a frio semi-densos, misturas asfálticas com grande índice de vazios.

A modelagem de misturas com grande índice de vazios exigiria um modelo sofisticado de deformações irreversíveis, dado que a partir de um certo índice de vazios, estas deformações predominam, exaltando mais a necessidade de uma boa modelagem.

Tão importante quanto o valor absoluto do índice de vazios, é a sua variabilidade dentro do estoque de CP's. Uma baixa variabilidade é importante no sentido de que existirá menor variabilidade de propriedades no estoque, tornando, para os modelos, os materiais mais semelhantes. Para CP's com os mesmos ligantes, agregados, teor de ligantes e quantidade de fíler, a diferença de índice de vazios os tornam materiais completamente diferentes em modelos matemáticos, devido às magnitudes de deformações que neles ocorrem.

Observando-se a tabela 3.3 é possível notar que existe certa variabilidade nos índices de vazios dos CP's, notando-se claramente para cada grupo um CP com índice de vazios de aproximadamente 3,4%; outro com aproximadamente 4,1% e outro com 4,6%, representando

diferença significativa no comportamento do material, como analisado nos capítulos 4 e 5 desta dissertação. Este foi o motivo para adoção somente dos ensaios a 25°C para esta dissertação, já que a variabilidade de índice de vazios para os CP's ensaiados às outras temperaturas foi maior ainda, como pode ser visto na dissertação de Brito (2006).

3.3.5 Número de ciclos de carga-descanso

Aplicar um alto número de ciclos carga-descanso em misturas asfálticas causa dano por fadiga nas mesmas, necessitando-se para modelar tal fenômeno modelos de dano, como o modelo de Schapery (1984), ou outra teoria baseada na mecânica da fratura e do dano contínuo. Aplicações são vistas em Lee e Kim (1998), Gibson *et al.* (2003) e Lee *et al.* (2003).

No caso dos ensaios desta dissertação, o número de ciclos aplicados ficou entre 50 e 100, que segundo Di Benedetto *et al.* (2001) ainda induzem comportamento viscoelástico linear no material (ver figura 2.2, capítulo 2). Desta forma, pode-se assumir o material como SEM DANO INDUZIDO ou com DANO DESPREZÍVEL.

3.3.6 Colagem de L.V.D.T.'s nas faces dos CP's

Além do menor volume representativo tomado para as medições durante o ensaio, a colagem dos L.V.D.T.'s nas faces dos CP's traz outro problema: o efeito de ABAULAMENTO do CP.

Efeito de abaulamento pode ser definido como o efeito de deformação das faces do CP que ocorre quando o mesmo é solicitado por carga, desfazendo a configuração plana desta mesma face. Esta deformação não é considerada nas soluções elásticas clássicas do problema, pois estas consideram uma situação de EPT, modelagem que assume que as faces se mantêm planas sob ação das cargas.. Embora a medição de deslocamentos entre os extremos do CP não resulte em variação significativa dos valores das propriedades constitutivas, como concluíram Theisen *et al.* (2005), a deformação perpendicular à face do CP indeformado é significativa, como mostra a simulação por elementos finitos tridimensionais da figura 3.7.

Na figura 3.7, numa vista superior de um corte planar em um CP qualquer, é mostrado o plano horizontal central do mesmo, perpendicular ao plano de aplicação de carga, na sua configuração indeformada. A aplicação de carga induz o plano a uma nova configuração

deformada, cujos vetores de deslocamento indicam a direção do deslocamento dos pontos da periferia do plano referido. Nota-se que os deslocamentos mais próximos do centro do CP são puramente verticais, e que os do extremo são quase puramente horizontais. Os deslocamentos do intermédio entre o centro e o extremo do CP possuem duas componentes na mesma ordem de grandeza, o que causa a deformação da face no CP e a rotação dos L.V.D.T.'s que estejam colados nesta face, influenciando no valor da medida do deslocamento.

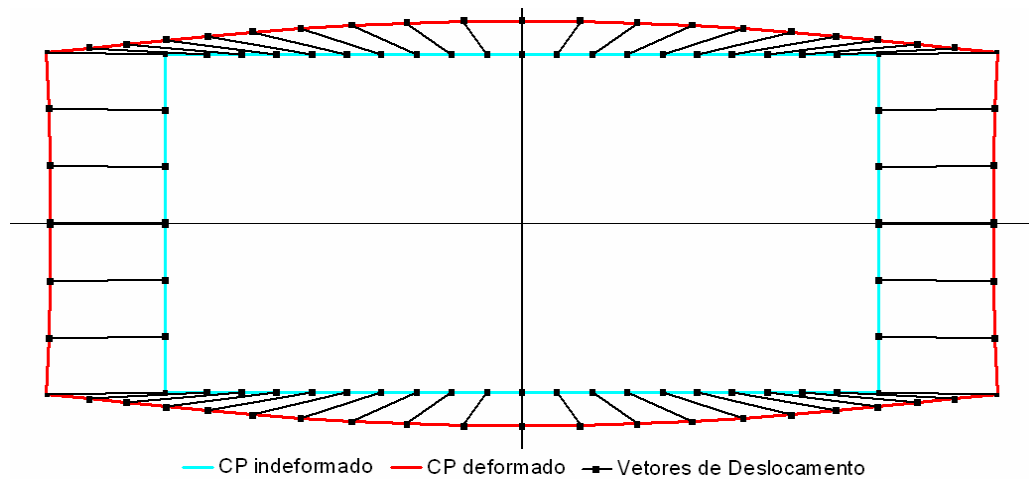


Figura 3.7: Efeito de abaulamento no plano central horizontal de um CP

Brito (2006) relata estudos de alguns autores sobre o efeito de abaulamento no ensaio de compressão diametral, como Roque e Buttlar (1992) e Kim e Wen (2002). Brito também sugere um modelo para correção dos deslocamentos obtido através de análise por elementos finitos no programa ABAQUS® e regressão linear múltipla com o modelo da equação 3.1:

$$\Delta_{corr} = (m_1 \times MR(MPa)) + (m_2 \times P_{cicl}(N)) + b \quad (\text{equação 3.1})$$

No modelo 3.1, Δ_{corr} é a correção do deslocamento horizontal ou vertical, em mm; m_1 , m_2 e b são parâmetros de regressão linear do modelo, que podem ser obtidos na dissertação do autor.

Os coeficientes da equação 3.1 que Brito obteve nas regressões não são aplicáveis a qualquer ensaio de compressão diametral. Segundo o autor, vale lembrar que a equação de correção acima só é válida para o espaçamento e altura de sensores utilizados em sua pesquisa. Pequenas diferenças nestes valores acarretam em variações consideráveis nos coeficientes.

3.4 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Neste capítulo tentou-se razoavelmente descrever os procedimentos dos ensaios realizados por Brito (2006) nos CP's relatados em 3.1. Isto serviu de base para o entendimento do que se julga ser o mais importante deste capítulo: expor que benefícios e riscos que adoção dos procedimentos podem trazer nos resultados e na modelagem do comportamento do material.

São muitas as dificuldades para se adquirir dados confiáveis dos ensaios, como Brito relata em sua dissertação, listando diversas dificuldades e limitações do procedimento experimental. Mas o que se deseja deixar claro aqui é que antes de aplicar qualquer tipo de modelagem, tem-se a consciência e o conhecimento de todas estas dificuldades e limitações, de forma que o trabalho tenta contribuir, dentro de suas possibilidades, para gerar discussões sobre o assunto e para a solução do problema, expondo os resultados de forma clara e transparente, sempre fazendo observações pertinentes quando necessárias.

4 MODELAGEM MATEMÁTICA: DISCUSSÕES E CALIBRAÇÃO DOS MODELOS

Neste capítulo será apresentado e discutido o tratamento de todas as variáveis envolvidas na concepção do modelo constitutivo empregado e da calibração dos mesmos em função dos dados experimentais. As apresentações e discussões aqui contempladas vão desde a forma que os dados experimentais serão introduzidos no modelo, passando pela discussão do modelo constitutivo mais adequado ao comportamento do material estudado, pelo método de calibração utilizado e finalizando nos resultados das calibrações do modelo adotado.

4.1 TRATAMENTO DOS DADOS DE ENTRADA

O sistema de aquisição de dados desenvolvido por Brito (2006) adquire os dados de forma discreta em intervalos de 0,005 s. Esta forma de aquisição não é contínua, necessária para a aplicação do Princípio da Correspondência Elasto-viscoelástica (PCEV). Além disto, os dados são fornecidos com a interferência de ruídos que aparecem quando a magnitude dos dados é pequena, essencialmente na medida da carga aplicada. Para contornar estes problemas, adotaram-se os procedimentos explicados nos três subitens que seguem.

4.1.1 Pulsos de Carga

Os pulsos de carga aplicados na amostra, antes de serem introduzidos no modelo, sofreram o seguinte tratamento:

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

Comparações entre os dados experimentais e os mesmos dados após o tratamento acima descrito podem ser vistas nas duas figuras que seguem:

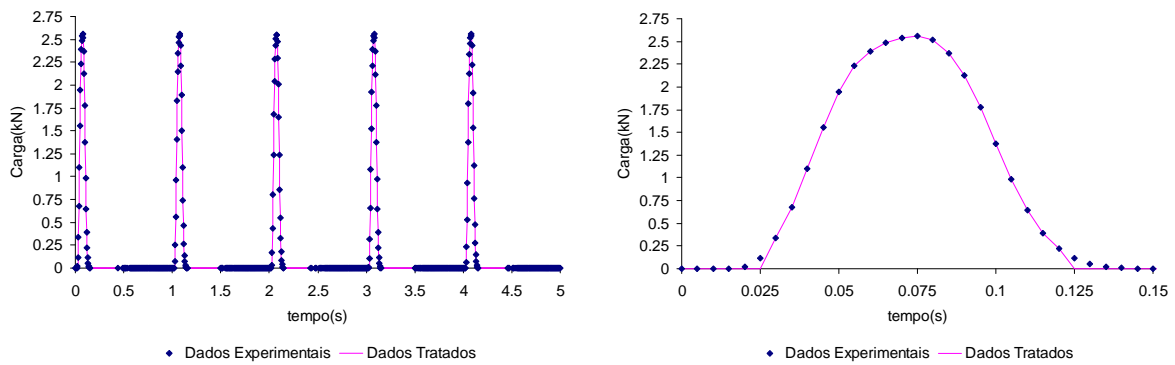


Figura 4.1: Comparação entre pulsos de carga tratados e não tratados para os dados do CP 3K

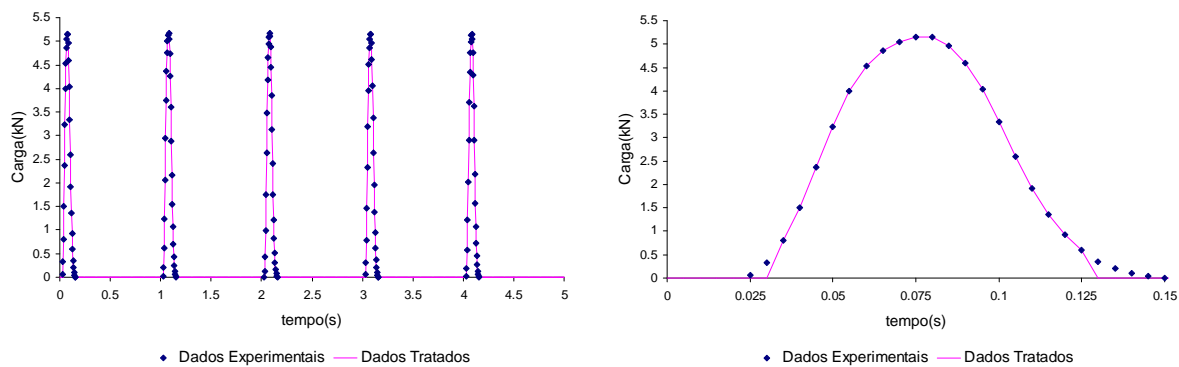


Figura 4.2: Comparação entre pulsos de carga tratados e não tratados para os dados do CP 4L

Nota-se nas figuras 4.1 e 4.2 que o tratamento dos dados define bem o intervalo de tempo de carga da amostra, com início e fim onde a linha contínua muda bruscamente de inclinação. Neste intervalo, a curva resultante pôde ser ajustada a um polinômio, que dependendo do ensaio, obtiveram-se ajustes satisfatórios ($R^2 > 0,99$) com polinômios de quarta a sexta ordem.

O ajuste dos dados foi feito de forma conjunta, ou seja, tomaram-se os dados de todos os pulsos de carga e com eles feito o ajuste, sem perda de precisão, como mostra a figura 4.3.

Assim, puderam-se modelar os dados experimentais de carga de forma contínua, utilizando-se ajustes polinomiais. A equação do ajuste geral dos polinômios é expressa pela equação 4.1:

$$P(t) = \sum_{i=0}^6 c_i t^i \quad (\text{equação 4.1})$$

onde $P(t)$ é o polinômio de carga e c_i são constantes obtidas no ajuste numérico dos dados.

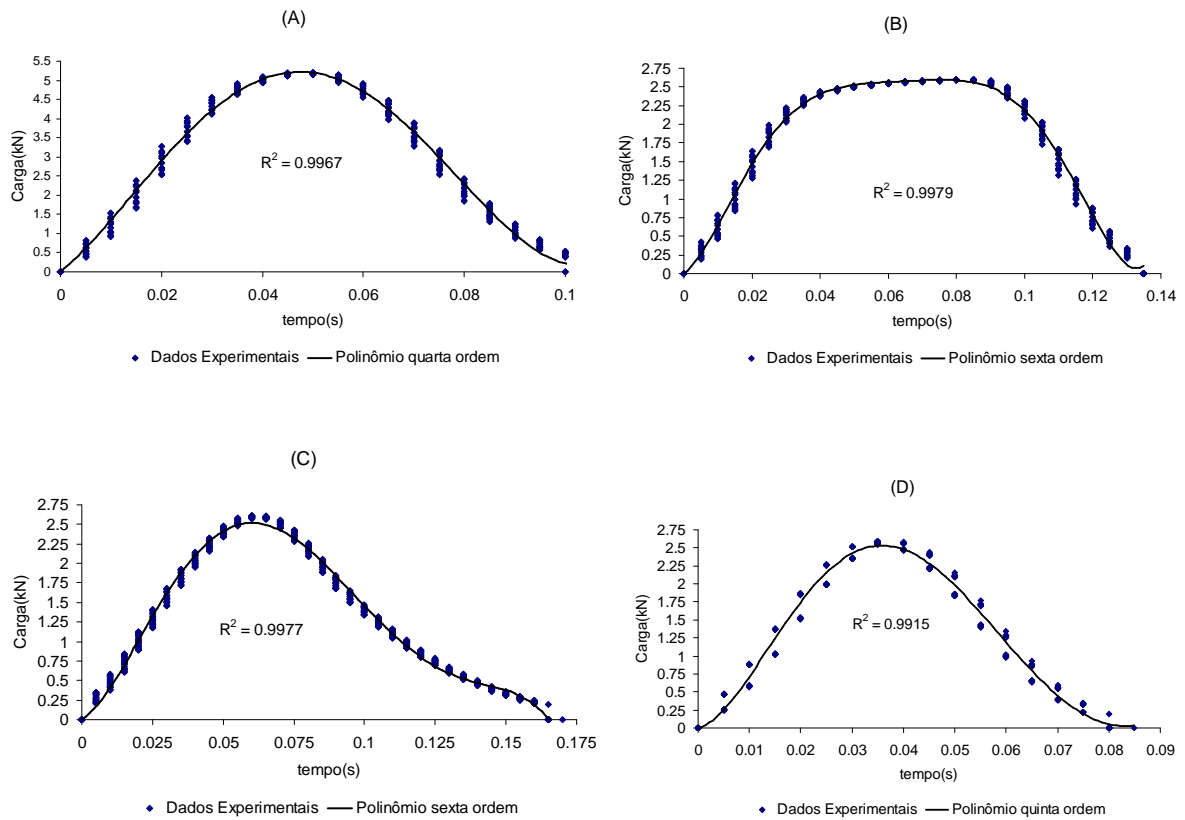


Figura 4.3: Ajuste polinomial para os dados de pulso de carga dos CP's 5Q (A), 6N (B), 6O (C) e 6J (D)

A tabela 4.1 mostra as constantes c_i obtidas para cada um dos ensaios realizados:

Tabela 4.1: Constantes c_i dos ajustes dos polinômios de carga

CP	c_0 (kN)	c_1 (kN/s)	c_2 (kN/s ²)	c_3 (kN/s ³)	c_4 (kN/s ⁴)	c_5 (kN/s ⁵)	c_6 (kN/s ⁶)
3K	0	54,62	1842,50	-51872,48	280175,48	0,00	0,00
5I	0	59,46	1761,24	-52083,17	285506,20	0,00	0,00
6E	0	56,38	1786,59	-51171,35	276949,19	0,00	0,00
3Q	0	126,44	2917,74	-92864,15	512617,22	0,00	0,00
4L	0	121,73	3023,01	-93330,65	511482,94	0,00	0,00
5Q	0	109,35	3549,68	-100086,75	538858,58	0,00	0,00
1N	0	40,57	4366,39	-180543,93	2799120,41	-19544058,14	50531173,16
2A	0	44,10	4285,56	-181583,21	2849194,33	-20067967,83	52253016,22
6N	0	34,19	4742,36	-189793,47	2907751,19	-20136514,97	51728306,55
3M	0	30,01	1742,81	-37350,44	200832,01	-6775,96	-1619735,31
5N	0	24,90	2139,09	-47983,04	331051,31	-747082,08	-35625,60

Tabela 4.1 (continuação)

CP	c_0 (kN)	c_1 (kN/s)	c_2 (kN/s ²)	c_3 (kN/s ³)	c_4 (kN/s ⁴)	c_5 (kN/s ⁵)	c_6 (kN/s ⁶)
6O	0	24,28	2131,19	-47119,07	312392,41	-595967,72	-446435,89
3M (2)	0	61,70	1762,79	-78118,98	1023242,05	-5676756,72	11348963,32
5N (2)	0	66,76	1563,12	-74916,03	998780,98	-5589393,50	11232806,44
6O (2)	0	60,14	1869,58	-81042,25	1060531,00	-5897188,88	11832062,42
2M	0	59,82	1760,28	-52397,76	288326,33	0,00	0,00
4N	0	58,03	1832,77	-52689,47	285746,04	0,00	0,00
5M	0	65,34	1562,64	-50072,00	279104,78	0,00	0,00
1I	0	22,51	9520,06	-370877,75	4651484,28	-19348103,04	0,00
5A	0	4,28	8815,27	-289113,17	3096505,53	-10839395,43	0,00
6J	0	17,91	7634,81	-260940,13	2842885,85	-10097610,02	0,00

4.1.2 Deslocamentos medidos experimentalmente

Neste caso, procurou-se tratar os deslocamentos de forma que se obtivesse um pequeno número de dados para calibrações, mas que ao mesmo tempo estes dados fossem representativos de todos os dados disponíveis para as calibrações. Desta maneira, verificou-se a variabilidade dos dados com relação à média e com relação às envoltórias superior e inferior dos mesmos.

A média e as envoltórias de dados foram calculadas conforme abaixo explicado:

- a) São fornecidos como dados os deslocamentos medidos nos ciclos de carga-descanso 50 a 54, 60 a 64, 70 a 74 e assim por diante (ver procedimento experimental no capítulo 3);
- b) No início de cada um destes conjuntos de dados (pulsos 50, 60, 70 ...) foi tomado como origem de coordenadas o ponto de tempo = 0.
- c) Desta maneira, cada conjunto de pulsos resultava em dados individuais nos quais foram obtidas as médias e as envoltórias.

As figuras 4.4 e 4.5 mostram as curvas normalizadas da variação das envoltórias de deslocamentos horizontais e verticais com relação à média destes dados:

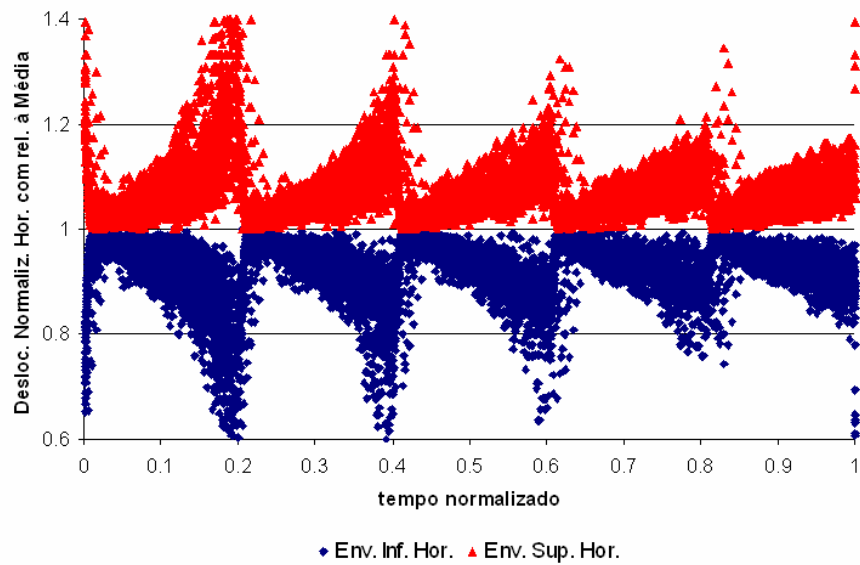


Figura 4.4: Curva normalizada de variação dos deslocamentos horizontais em relação á média

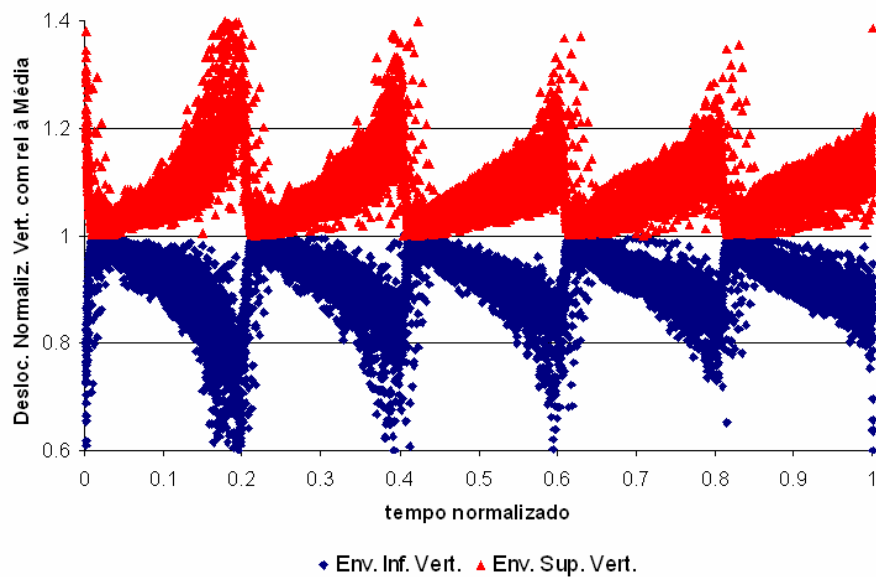


Figura 4.5: Curva normalizada de variação dos deslocamentos verticais em relação á média

Nas figuras 4.4 e 4.5, as seqüências foram calculadas como a razão entre os dados da envoltória superior e inferior com a média de deslocamento do instante de tempo. A variável das abscissas, foi calculada como a razão entre o instante de tempo considerado e o tempo dos cinco ciclos de carga-descanso do ensaio, variável conforme a frequência de dos ciclos.

Considerou-se adequada uma variação máxima de 20% dos dados com relação à média para que estes fossem utilizados na modelagem. Como uma pequena percentagem dos dados extrapolou este limite, como visto na tabela 4.2, se adotou as médias dos dados à modelagem.

Tabela 4.2: Percentagem de dados das envoltórias extrapolantes ao limite de 20%

Conjunto de Dados	Percentagem extrapolante (%)
Envoltória Inferior Horizontal	4,08
Envoltória Superior Horizontal	3,60
Envoltória Inferior Vertical	5,76
Envoltória Superior Vertical	5,84

Adotando-se este procedimento, vale ressaltar que a hipótese assumida é que não existe variação significativa no processo de condicionamento das amostras, tarefa que é realizada (supostamente) nos primeiros 50 ciclos de carga e descanso de cada ensaio.

4.1.3 Curva de fluência teórica do material

Na literatura encontram-se várias calibrações de curvas de fluência de misturas asfálticas e/ou mástiques que usam entre 9 e 12 elementos Kelvin na série de Prony para obter bons ajustes (Gibson *et al.*, 2003; Souza, 2005), com tempos de retardação de diversas ordens de grandeza.

Nesta pesquisa, não houve necessidade de adotar tantos elementos Kelvin, devido aos seguintes aspectos:

- a) O intervalo de aquisição dos dados é 0,005 s (200 pontos por segundo). A adoção de elementos Kelvin com tempos de retardação menores que 0,005 s não seria percebida nas calibrações, julgando-se conveniente uma parcela elástica pura para estes elementos Kelvin;
- b) O tempo de aplicação de carga nos ensaios é de no máximo 0,2 s, assumindo-se não dar tempo suficiente para as deformações de elementos Kelvin com tempo de retardação maior que 1 s se manifestar em magnitude significativa em relação à deformação total. Neste caso, julgou-se conveniente substituir estas parcelas por uma única parcela viscosa pura.

O FHWA (1978) recomenda utilizar como tempos de retardação para calibrações de curvas de fluência 0,001; 0,003; 0,01; 0,03; 0,1; 0,3; 1; 3; 10; 30 e 100 s. Visto que foi explicado acima, elimina-se os tempos de 0,001; 0,003; 3; 10; 30 e 100 s, restando 5 tempos de retardação, o que indicaria o uso de uma curva de fluência com cinco elementos Kelvin. Mas com os

tempos de retardação restantes, não há garantia de que estes resultem em um bom resultado na calibração do modelo, dada a variabilidade e a complexibilidade das misturas asfálticas.

Em geral, a literatura recomenda o uso de tempos de retardação que diferem de si pela ordem de grandeza. Com isto em vista e o que foi comentando anteriormente, resolveu-se adotar nas calibrações uma série de Prony com três elementos Kelvin: um com tempo de retardação entre 0,01 a 0,1 s e dois com tempo de retardação entre 0,1 e 1 s. Também se adotaram, tal como foi explicado, uma parcela elástica pura e uma parcela viscosa pura na curva de fluência, sendo esta vista na equação 4.2 e seu desenho esquemático visto na figura 4.6:

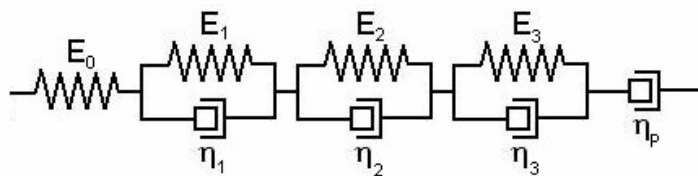


Figura 4.6: Representação do modelo reológico adotado nas calibrações

$$D(t, \tau) = D_0 + \sum_{i=1}^n D_i \left(1 - e^{-\frac{\tau-t}{T_i}}\right) + D_p(t - \tau) \quad (\text{equação 4.2})$$

onde:

$D(t, \tau)$ = Curva de Fluência teórica;

D_0 = Compliância da parcela elástica de deformação;

D_i = Compliância da parcela viscoelástica i de deformação;

T_i = Tempo de retardação da parcela viscoelástica i ;

τ = Tempo de início de aplicação de carga;

n = Número de elementos Kelvin na curva de fluência (no caso, de 1 a 3);

D_p = Compliância da parcela viscosa de deformação.

4.2 DISCUSSÃO SOBRE O MODELO CONSTITUTIVO EMPREGADO

Neste item, será discutido qual modelo constitutivo é o mais adequado, ou pelo menos se aproxima mais do comportamento do material observado nos dados experimentais. Algumas hipóteses e verificações serão feitas, o que ajudará na escolha do modelo constitutivo. Não se fará aqui nenhuma distinção entre o mástique e o agregado, como por feito por Freitas (2002), Abbas (2004) e Souza (2005), assumindo-se o material como homogêneo.

4.2.1 Modelo viscoelástico linear isotrópico com coeficiente de Poisson constante

Esta hipótese é coerente com misturas asfálticas cujo agregado tem dimensões muito menores que as da amostra, como por exemplo Areias Asfalto Usinadas a Quente, ou para mostras solicitadas a baixos valores de carga, caso dos ensaios desta pesquisa. Segundo Kim *et al.* (2004), pelo baixo nível de deformações dos ensaios, a solicitação é absorvida pelo mástique e não se captura o efeito da orientação dos agregados maiores.

Com dados de deslocamentos verticais e horizontais, é possível validar a hipótese do modelo constitutivo descrito neste item. O Procedimento é simples e será explicado em detalhes.

A aplicação do PCEV se dá a situação apresentada na figura 4.7:

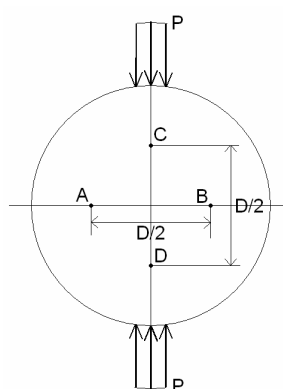


Figura 4.7: Corpo de prova solicitado por carga

A solução elástica para os deslocamentos entre os extremos dos segmentos os AB e CD da situação mostrada na figura 4.7 pode ser obtida em Zhang *et al.* (1997). Aplicando-se o PCEV, conforme mostrado em 2.2.5.3 a estas soluções, são obtidas as equações 4.3 e 4.4:

$$u_{AB}(t) = \frac{P(t)}{Eh} (0,2339 + 0,7801\nu) \Rightarrow PCEV \Rightarrow u_{AB}(t) = \frac{0,2339 + 0,7801\nu}{h} \int_0^t D(t, \tau) \frac{\partial P(\tau)}{\partial \tau} d\tau \quad (\text{equação 4.3})$$

$$u_{CD}(t) = \frac{P(t)}{Eh} (1,06949 + 0,3074\nu) \Rightarrow PCEV \Rightarrow u_{CD}(t) = \frac{1,0694 + 0,3074\nu}{h} \int_0^t D(t, \tau) \frac{\partial P(\tau)}{\partial \tau} d\tau \quad (\text{equação 4.4})$$

onde u_{AB} e u_{CD} são os deslocamentos entre os pontos extremos dos segmentos AB e CD respectivamente, ν é o coeficiente de Poisson e h a espessura do corpo-de-prova.

A equação 4.4 foi multiplicada por -1 para compatibilidade de sinais, devido à solução elástica fornecer deslocamentos negativos e os dados experimentais serem positivos.

Se o material é considerado como isotrópico, $D(t, \tau)$ é o mesmo nas equações 4.3 e 4.4, assim se podendo eliminar a integral de ambas as equações ao dividir 4.3 por 4.4:

$$\frac{u_{AB}(t)}{u_{CD}(t)} = \frac{0,2339 + 0,7801\nu}{1,0694 + 0,3074\nu} \quad (\text{equação 4.5})$$

Isolando-se o coeficiente de Poisson da equação 4.5, se obtém a equação 4.6:

$$\nu = \frac{1,0694 \left(\frac{u_{AB}}{u_{CD}} \right) - 0,2339}{0,7801 - 0,3074 \left(\frac{u_{AB}}{u_{CD}} \right)} \quad (\text{equação 4.6})$$

Desta maneira, se obteve uma ferramenta para verificar a hipótese de comportamento constitutivo assumida neste subitem. Utilizando-se os dados experimentais (como u_{AB} e u_{CD}) na equação 4.6, a hipótese estará coerente se o coeficiente de Poisson apresentar uma

tendência constante no tempo. Assim, substituindo-se os dados experimentais na equação 4.6, se obtêm as tendências como as mostradas nas figuras 4.8 a 4.10.

Analisando as figuras, notam-se três tipos de tendência: a primeira, representada pela figura 4.8, que mostra variação significativa de coeficiente de Poisson com o tempo, com valores maiores que 0,5, o que, segundo Kim *et al.* (2004), poderia estar representando dano acontecendo na amostra; a segunda, representada pela figura 4.9, mostra uma variação mais suave, mas semelhante a anterior; e a terceira, representada na figura 4.10, que mostra, no trecho de descanso dos ciclos, uma tendência constante.

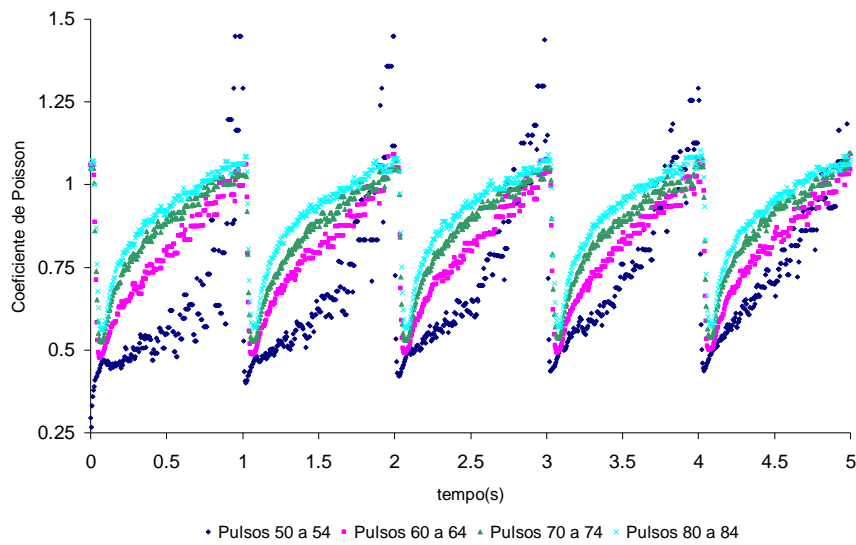


Figura 4.8: Aplicação da equação 4.6 para os dados do CP 3K

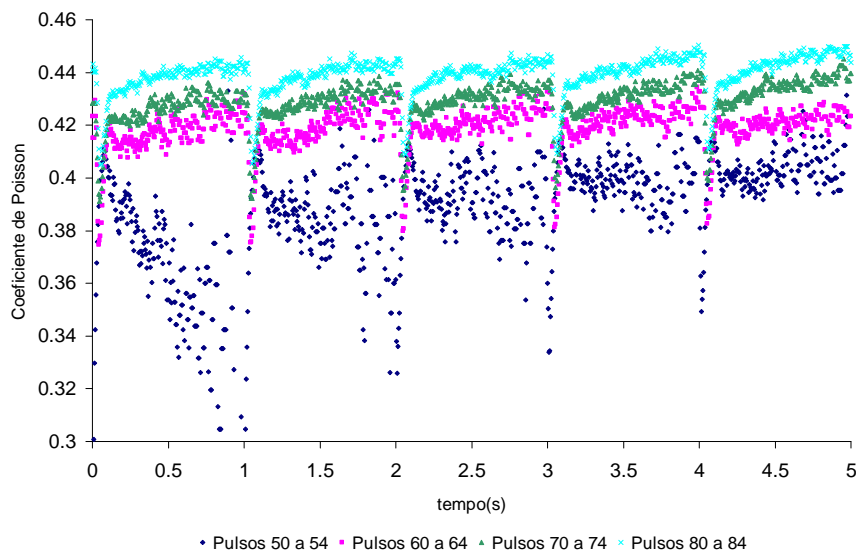


Figura 4.9: Aplicação da equação 4.6 para os dados do CP 4L

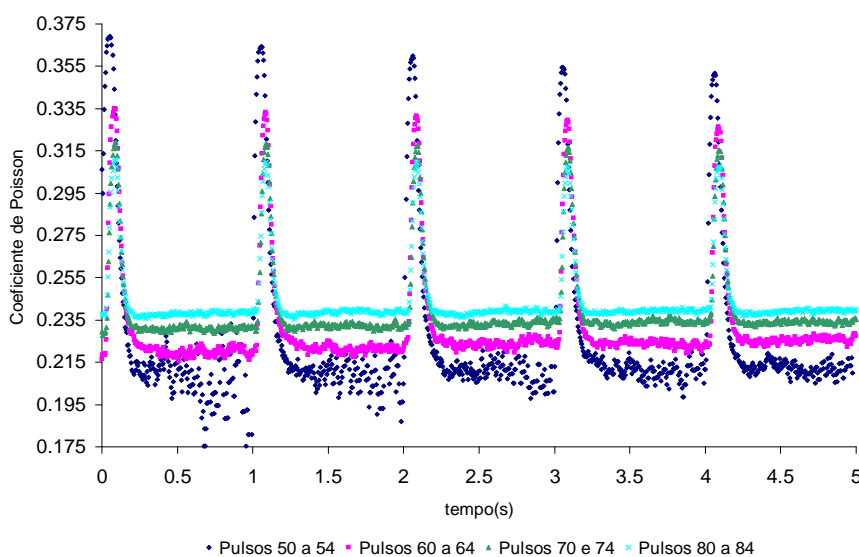


Figura 4.10: Aplicação da equação 4.6 para os dados do CP 3Q

Executando-se o procedimento para todos os dados, a tendência mais freqüente foi a da figura 4.8, levando a crer que a hipótese de material isotrópico de coeficiente de Poisson constante não é adequada ao material. Não se julgou possível que dano ocorresse em todas as amostras que mostrassem esta tendência, pelas condições de execução dos ensaios (Brito, 2006).

Assim, entendeu-se que se deveria buscar outro modelo constitutivo para a modelagem do comportamento do material. As alternativas sugeridas são citadas a seguir:

- a) Material Viscoelástico Linear isotrópico com coeficiente de Poisson variável no tempo;
- b) Material Viscoelástico Linear anisotrópico.

As hipóteses acima serão discutidas nos subitens a seguir.

4.2.2 Modelo viscoelástico linear isotrópico com coeficiente de Poisson variável no tempo

Pouco foi encontrado na literatura sobre este tipo de variação. Um exemplo é visto em Zhang *et al.* (1997), onde se faz o coeficiente de Poisson em função das compliâncias do material obtidas através de curvas de fluência e modelagem por séries de Fourier e transformadas de Laplace, como visto em 2.2.5.3. Os coeficientes de Poisson encontrados pelos autores ficam próximos aos da curva experimental, porém, os mesmos não mencionam nada sobre os coeficientes de Poisson instantâneos.

Em resumo, esta modelagem faria o problema se tornar mais complexo, devido a função coeficiente de Poisson trazer mais parâmetros para serem obtidos na calibração, podendo inviabilizar uma análise analítica, foco desta pesquisa, além de que não se teria garantia que os modelos que fossem encontrados na literatura se adequassem aos dados experimentais.

4.2.3 Modelo viscoelástico linear anisotrópico

Neste caso, existem mais referências que descrevem as misturas asfálticas como um material de comportamento anisotrópico. Como exemplo, os trabalhos de Mamlouk *et al.* (2002), Massad *et al.* (2002), Underwood *et al.* (2005), Wang *et al.* (2004) e Wang *et al.* (2005) discutem o comportamento anisotrópico das misturas asfálticas, constatando maior rigidez na direção horizontal e devido a isto significativas alterações nas tensões de estruturas *in situ*.

Para determinar propriedades anisotrópicas, é necessário um equipamento que aplique tensões de forma independente na direção dos eixos coordenados do espaço e que meça respostas em termos de deformação em um elemento de volume representativo, cúbico geralmente (Wang *et al.*, 2004). No ensaio de compressão diametral, esta relação não é possível ser extraída de forma direta, caracterizando um ensaio não homogêneo (Di Benedetto *et al.*, 2001), isto é, postula-se a lei constitutiva primeiramente, considera-se a geometria do problema para obter um modelo e deste obter parâmetros constitutivos do material.

A anisotropia apresentada pelas misturas asfálticas se deve principalmente a orientação aleatória dos agregados de maior dimensão na amostra, evidenciadas principalmente quando não se toma um volume representativo onde se meça deslocamentos em um espaço que represente pelo menos 3 vezes a maior dimensão do agregado na amostra (Kim *et al.*, 2004). Pesquisas recentes têm considerado misturas asfálticas como um material não uniforme para contornar a anisotropia, utilizando modelos multi-escala (Souza, 2005) e/ou com simulações de comportamento micromecânico através de métodos numéricos (Abbas, 2004).

Assim, supondo material de comportamento anisotrópico, fica inviabilizada a aplicação do PCEV à solução elástica vista em Zhang *et al.* (1997), porque esta considera o material em questão como isotrópico, devendo-se partir para uma solução alternativa ao problema.

Nas possibilidades oferecidas pelos dados fornecidos à pesquisa, decidiu-se considerar a anisotropia do material de forma simplificada, através das equações a seguir apresentadas:

$$u_{AB}(t) = \frac{D_{0H}}{h} P(t) + \sum_{i=1}^n \frac{D_{iH}}{h} \int_0^t (1 - e^{-\frac{\tau-t}{T_{iH}}}) \frac{\partial P(\tau)}{\partial \tau} d\tau + \frac{D_{PH}}{h} \int_0^t (t - \tau) \frac{\partial P(\tau)}{\partial \tau} d\tau \quad (\text{equação 4.7})$$

$$u_{CD}(t) = \frac{D_{0V}}{h} P(t) + \sum_{i=1}^n \frac{D_{iV}}{h} \int_0^t (1 - e^{-\frac{\tau-t}{T_{iV}}}) \frac{\partial P(\tau)}{\partial \tau} d\tau + \frac{D_{PV}}{h} \int_0^t (t - \tau) \frac{\partial P(\tau)}{\partial \tau} d\tau \quad (\text{equação 4.8})$$

onde:

D_{xH} ($x=0,1,2,\dots,n,P$) = Compliâncias de deslocamento no sentido horizontal;

D_{xV} ($x=0,1,2,\dots,n,P$) = Compliâncias de deslocamento no sentido vertical;

T_{xH} ($x=1,2,\dots,n$) = Tempos de retardação dos elementos Kelvin, sentido horizontal;

T_{xV} ($x=1,2,\dots,n$) = Tempos de retardação dos elementos Kelvin, sentido vertical.

Qual o significado da formulação acima?

Se o material é considerado anisotrópico, assume-se a existência de duas curvas de fluência ao material: uma relacionada à compliância sentido horizontal e outra no sentido vertical. Como há a dependência de deformações horizontais com as verticais, que no caso isotrópico é representada pelo coeficiente de Poisson, neste caso as compliâncias de deslocamento englobariam em si esta dependência, não havendo a necessidade do cálculo do coeficiente de Poisson ou qualquer parâmetro que relacione deformações verticais e horizontais.

Como desvantagem, esta modelagem restringe a aplicação do PCEV com os parâmetros encontrados somente ao ensaio de compressão diametral e no volume representativo tomado nesta pesquisa, já que nas compliâncias de deslocamentos estaria embutida a geometria, forma de carga e condições de contorno do problema. Não se poderiam aplicar diretamente estas constantes a um caso geral, por exemplo simulação de outro tipo de ensaio.

Entretanto, como nesta pesquisa trabalhou-se apenas com ensaios de compressão diametral de carga cíclica com corpos de prova semelhantes, com todos submetidos ao mesmo tipo de

carga no mesmo aparato de ensaio, esta modelagem torna-se fácil e adequada à situação, sendo adotada para as calibrações que seguem neste capítulo.

4.3 MÉTODOS DE CALIBRAÇÃO DO MODELO ADOTADO

Existem métodos já consagrados para calibração de curvas experimentais, citando-se o Método dos Resíduos Sucessivos e o *Collocation Method*, vistos em Huang (1993). Entretanto, estes métodos são aplicáveis apenas à situação de ensaio de fluência, ou seja, sob carga constante e geometria unidimensional do problema, o que discorda dos ensaios tratados nesta pesquisa. Neste item, serão apresentados e discutidos os métodos de calibração do modelo constitutivo adotado para a condição dos ensaios em questão. Sua concepção será apresentada, fazendo-se as discussões necessárias.

Antes de apresentar o método de calibração, é coerente desenvolver as equações e apresentar as variáveis envolvidas no problema para entendimento e apresentação dos métodos. Inicialmente, caracteriza-se o x -ésimo pulso de carga conforme a figura 4.11:

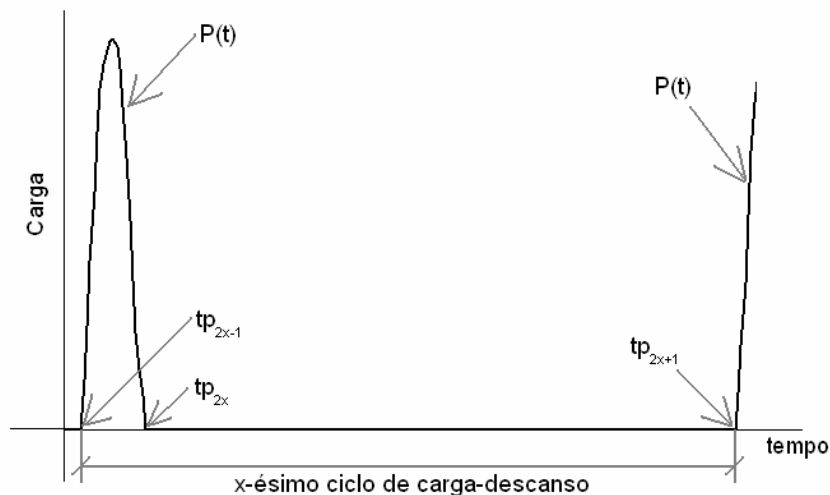


Figura 4.11: Variáveis do x -ésimo ciclo de carga-descanso

Como visto na figura 4.11, tp_{2x-1} é o tempo de início de aplicação de carga do x -ésimo ciclo de carga-descanso; tp_{2x} é o tempo de fim de aplicação de carga do mesmo ciclo e tp_{2x+1} é o tempo de término do ciclo.

Os deslocamentos verticais e horizontais do trecho carregado de um ciclo de carga e descanso x qualquer são obtidos substituindo-se a equação 4.1 nas equações 4.7 e 4.8:

$$u_{AB}^X(t) = \frac{D_{0H}}{h} \Omega_{C0}^X + \sum_{i=1}^n \left(\frac{D_{iH}}{h} \Omega_{Ci}^X + DRVE_{iH}^X \right) + \frac{D_{PH}}{h} \Omega_{CP}^X + DRV_H^X \quad (\text{equação 4.9})$$

$$u_{CD}^X(t) = \frac{D_{0V}}{h} \Omega_{C0}^X + \sum_{i=1}^n \left(\frac{D_{iV}}{h} \Omega_{Ci}^X + DRVE_{iV}^X \right) + \frac{D_{PV}}{h} \Omega_{CP}^X + DRV_V^X \quad (\text{equação 4.10})$$

onde:

$$\Omega_{C0}^X = P(t - tp_{2X-1}) \quad (\text{equação 4.11})$$

$$\Omega_{Ci}^X = \sum_{j=0}^6 c_j \varphi_{ji}(t - tp_{2X-1}, T_i) \quad (\text{equação 4.12})$$

$$\varphi_{ji}(t - tp_{2X-1}, T_i) = \int_0^{t - tp_{2X-1}} \left[1 - \exp\left(\frac{\tau - (t - tp_{2X-1})}{T_i} \right) \right] \frac{\partial \tau^j}{\partial \tau} d\tau \quad (\text{equação 4.13})$$

$$\Omega_{CP}^X = \sum_{i=0}^6 \frac{c_i (t - tp_{2X-1})^{i+1}}{i+1} \quad (\text{equação 4.14})$$

As funções DRVE e DRV significam, respectivamente, o deslocamento residual viscoelástico do ciclo x-1 e o deslocamento residual viscoso do mesmo ciclo. Estes são calculados em função dos modelos que descrevem o trecho em descanso do ciclo.

Para a parcela elástica, o deslocamento no trecho em descanso é nulo, pelo conceito de comportamento elástico linear. Quanto à parcela viscoelástica, dado o momento que $P(t-tp_{2x-1})$ é nulo até o início do próximo ciclo de carga, existe uma deformação qualquer em um dado ponto do diâmetro do CP. Isto reflete uma situação que não se aplicam tensões, mas se impõe no instante inicial do descarregamento (tp_{2x}) uma deformação $\varepsilon_0(x')$, onde x' é um eixo que coincide com o diâmetro do CP e tem sua origem no baricentro do mesmo. A deformação em um ponto qualquer deste eixo em um elemento Kelvin é expressa conforme a equação 4.15:

$$\varepsilon_{VE}(x', t) = \varepsilon_0(x') e^{-\frac{(t_{2x}-t)}{T_i}} \quad (\text{equação 4.15})$$

Para obtenção do deslocamento, basta aplicar ao longo do eixo x' , a equação 4.16:

$$u_{VE}(t) = \int_{-\frac{D}{4}}^{\frac{D}{4}} \varepsilon_{VE}(x', t) dx' \quad (\text{equação 4.16})$$

A integração expressa pela equação 4.16 resulta na equação 4.17:

$$u_{VE}(t) = \bar{u}_{VE}(tp_{2x}) e^{-\frac{(t_{2x}-t)}{T_i}} \quad (\text{equação 4.17})$$

Quando todas as parcelas viscoelásticas atuam conjuntamente, o deslocamento da parcela viscoelástica pode ser definido conforme a equação 4.18:

$$u_{VE}(t) = \sum_{i=1}^n \left(\bar{u}_{VEi}(tp_{2x}) e^{-\frac{(t_{2x}-t)}{T_i}} \right) \quad (\text{equação 4.18})$$

onde \bar{u}_{VEi} é o deslocamento viscoelástico do elemento Kelvin i no início do trecho de descanso de um ciclo qualquer.

Quanto à parcela viscosa, está será constante e igual ao deslocamento plástico no tempo tp_{2X} , conforme a equação 4.19:

$$u_P(t) = \bar{u}_P(tp_{2X}) \quad (\text{equação 4.19})$$

onde \bar{u}_P é o deslocamento viscoso i no início do trecho de descanso de um ciclo qualquer.

Adaptando-se o formulário acima às variáveis do formulário do trecho do ciclo sob carga, os deslocamentos no trecho em descanso podem ser modelados conforme as equações a seguir:

$$u_{AB}^X(t) = \sum_{i=1}^n \left(\frac{D_{iH}}{h} \Omega_{Di}^X \exp\left(\frac{tp_{2X} - t}{T_{iH}}\right) \right) + \frac{D_{PH}}{h} \Omega_{DP}^X \quad (\text{equação 4.20})$$

$$u_{CD}^X(t) = \sum_{i=1}^n \left(\frac{D_{iV}}{h} \Omega_{Di}^X \exp\left(\frac{tp_{2X} - t}{T_{iV}}\right) \right) + \frac{D_{PV}}{h} \Omega_{DP}^X \quad (\text{equação 4.21})$$

onde:

$$\Omega_{Di}^X = \Omega_{Ci}^X(t = tp_{2X}) + DRVE_{iHouV}^X \quad (\text{equação 4.22})$$

$$\Omega_{DP}^X = \Omega_{CP}^X(t = tp_{2X}) + DRV_{iHouV}^X \quad (\text{equação 4.23})$$

Definidas as funções Ω_D , finalmente podem ser mostradas as parcelas DRVE e DRV, que são as seguintes:

$$DRVE_{iHouV}^X = \sum_{j=1}^{X-1} \frac{D_{iHouV}}{h} \Omega_{Di}^j(t = tp_{2,j+1}) \quad (\text{equação 4.24})$$

$$DRV_{iHouV}^X = \sum_{j=1}^{X-1} \frac{D_{PHouV}}{h} \Omega_{DP}^j(t = tp_{2,j+1}) \quad (\text{equação 4.25})$$

Nas equações 4.24 e 4.25, nota-se que DRVE e DRV são funções acumulativas em função dos ciclos, que podem ter o seu valor tão maior dependendo dos valores de D_i , D_P e T_i .

Definidas as funções e variáveis do modelo proposto ao material, em função destas apresentase os métodos para calibração dos modelos e por fim determinar as constantes D_0 , D_i , D_P e T_i .

4.3.1 Calibração pelo uso da equação geral dos mínimos quadráticos

O método dos mínimos quadráticos é um método para determinação de constantes de calibração de curvas cujo comportamento matemático é pré-determinado. É um método matricial, onde se determina a solução de um sistema linear de equações algébricas a partir de, no caso plano, n pares ordenados x_i, y_i através da equação 4.26:

$$\begin{bmatrix} \sum_{i=1}^n \alpha_1(x_i)\alpha_1(x_i) & \sum_{i=1}^n \alpha_1(x_i)\alpha_2(x_i) & \dots & \sum_{i=1}^n \alpha_1(x_i)\alpha_m(x_i) \\ \sum_{i=1}^n \alpha_2(x_i)\alpha_1(x_i) & \sum_{i=1}^n \alpha_2(x_i)\alpha_2(x_i) & & \vdots \\ \vdots & & & \vdots \\ \sum_{i=1}^n \alpha_m(x_i)\alpha_1(x_i) & \dots & \dots & \sum_{i=1}^n \alpha_m(x_i)\alpha_m(x_i) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} a_1 \\ a_2 \\ \vdots \\ a_m \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sum_{i=1}^n \alpha_1(x_i)y_i \\ \sum_{i=1}^n \alpha_2(x_i)y_i \\ \vdots \\ \sum_{i=1}^n \alpha_m(x_i)y_i \end{bmatrix} \quad (\text{equação 4.26})$$

onde, com as constantes a_1, a_2, \dots, a_m é ajustada uma curva conforme a equação 4.27:

$$y(x) = a_1\alpha_1(x) + a_2\alpha_2(x) + \dots + a_m\alpha_m(x) \quad (\text{equação 4.27})$$

Adaptando-se as equações acima ao modelo mostrado neste item, as funções α são representadas pelas funções Ω e as constantes a pelas constantes D . Como a calibração será feita utilizando-se 3 ciclos de carga-descanso, totalizando 6 diferentes conjuntos de equações para realização dos ajustes, porém retirando deles os mesmos parâmetros, podem-se concentrar os 6 ajustes em uma única matriz, conforme mostrado nas equações que seguem:

$$\begin{bmatrix} M_{00} & M_{01} & \dots & M_{0n} & M_{0P} \\ M_{10} & M_{11} & \dots & : & : \\ : & : & & & \\ M_{n0} & \dots & & & \\ M_{n0} & \dots & & M_{PP} & \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \frac{D_{0HouV}}{h} \\ \frac{D_{1HouV}}{h} \\ : \\ \frac{D_{nHouV}}{h} \\ \frac{D_{PHouV}}{h} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} V_{0HouV} \\ V_{1HouV} \\ : \\ V_{nHouV} \\ V_{PHouV} \end{bmatrix} \quad (\text{equação 4.28})$$

onde:

$$M_{ij} = \sum_{X=1}^3 \left[\sum_{t=tp_{2X-1}}^{tp_{2X}} \Omega_{Ci}^X \Omega_{Cj}^X \right] + \sum_{X=1}^3 \left[\sum_{t=tp_{2X}}^{tp_{2X+1}} \Omega_{Di}^X \Omega_{Dj}^X \right] \quad (\text{equação 4.29})$$

$$V_{iHouV} = \sum_{X=1}^3 \left[\sum_{t=tp_{2X-1}}^{tp_{2X}} \Omega_{Ci}^X U_{ABouCD}^X \right] + \sum_{X=1}^3 \left[\sum_{t=tp_{2X}}^{tp_{2X+1}} \Omega_{Di}^X U_{ABouCD}^X \right] \quad (\text{equação 4.30})$$

Os deslocamentos U^X são os deslocamentos medidos experimentalmente, representando os y_i na equação geral dos mínimos quadráticos e os x_i são representados pelos tempos t .

Embora o método dos mínimos quadráticos seja um método linear para determinação de constantes de calibração, no caso isto não se aplica, pois as equações acima só determinam os valores de D_i , sendo os T_i dados de entrada, pois as funções Ω são em função destes.

Desta maneira, o processo de calibração torna-se um processo não linear, onde antes da solução do sistema de equações, é necessário arbitrar os T_i . Neste sentido, o algoritmo empregado para a calibração está descrito nos seguintes passos:

- a) Arbitrio de intervalos de T_i , entre $T_{i\text{menor}}$ e $T_{i\text{maior}}$, para interpolação de 20 valores entre estes e para cada um deles determinadas as constantes D_i através da equação 4.28;
- b) Cálculo dos deslocamentos verticais e horizontais teóricos em função das constantes D_i , com posterior cálculo do erro quadrático para cada um dos T_i interpolados, através da equação 4.31:

$$EQ = \sum_{X=1}^3 \left[\sum_{t=tp_{2,X-1}}^{tp_{2,X+1}} (u^X - U^X)^2 \right] \quad (\text{equação 4.31})$$

- c) Término do processo quando a média dos erros quadráticos calculados não ser maior que 0,1% do valor do erro quadrático mínimo obtido nas interpolações;
- d) Caso contrário, nova iteração, com novos intervalos de T_i , onde $T_{i\text{menor}}$ passa a ser o T_i imediatamente inferior, obtido na interpolação anterior, ao que resultou no menor erro quadrático e $T_{i\text{maior}}$ o valor imediatamente superior ao mesmo, sem necessidade de se novamente arbitrar um intervalo de T_i .
- e) Caso o T_i que resultasse no menor erro quadrático estivesse no extremo do intervalo de interpolação, a nova iteração era realizada tomando-se os intervalos de T_i como nas equações 4.32 e 4.33:

$$T_{i\text{menor}}^{\text{iteração}A} = 0,1T_{i\text{menor}}^{\text{iteração}A-1} \quad (\text{equação 4.32})$$

$$T_{i\text{maior}}^{\text{iteração}A} = 10T_{i\text{maior}}^{\text{iteração}A-1} \quad (\text{equação 4.33})$$

O método é facilmente programável e possui relativa rapidez. Não há procedimentos de grande esforço computacional, como solução de grandes sistemas de equações ou inversão de matrizes de grande ordem.

Porém, o método apresentou algumas instabilidades, como resultar em constantes de calibração sem sentido físico, de ordens de grandezas inaceitáveis ou negativas, ocorrido principalmente na análise com 3 elementos Kelvin e em algumas análises com 2 elementos Kelvin. Em adição, ao impor a condição de constantes obrigatoriamente positivas, não era obtida uma solução, pois não se cumpria o terceiro passo do algoritmo explicado.

Para contornar estes problemas, lançou-se mão do método explicado no próximo subitem.

4.3.2 Calibração por uso de método iterativo quantitativo-qualitativo

Este método baseia-se no arbítrio das constantes D_i e T_i nas equações 4.9 e 4.10 de forma a ter um parâmetro quantitativo de ajuste (erro quadrático) e um parâmetro qualitativo (comparação entre as curvas teóricas e experimentais) do mesmo ajuste. É facilmente programável em planilha Excel, onde imediatamente visualiza-se o efeito na curva teórica da variação dos parâmetros, sendo uma boa ferramenta para o entendimento do comportamento do material. A figura 4.12 mostra um exemplo de programação do método em planilha Excel.

O procedimento de iteração pode ser descrito conforme segue abaixo:

- a) Eram arbitradas constantes em função dos resultados das análises anteriores, utilizando-se os mesmos tempos de retardação e dobrando-se a compliância obtida nas análises de deslocamentos horizontal, já que a razão entre os deslocamentos verticais e horizontais era aproximadamente esta;
- b) Variava-se a constante D_0 em função da configuração da curva experimental e das curvas teóricas, como visto na figura 4.14, até que houvesse aumento do erro quadrático. Assim, passava-se a variar D_1 da mesma forma, D_2 , D_3 , T_1 , T_2 , T_3 , D_P , T_3 , T_2 , T_1 , D_3 , D_2 , D_1 e D_0 , completando um ciclo de iteração;
- c) O processo cessava quando a diferença entre os erros quadráticos no início e no fim de um ciclo fosse menor ou igual a 1%.

Evidentemente, este método não possui uma velocidade computacional para solução do problema, resringindo o número de análises feita nesta pesquisa. Também, para três elementos

Kelvin, este método apresentou dependência das constantes iniciais empregadas no arbítrio inicial, resultando em diferenças na ordem de 20% no erro quadrático do final do processo.

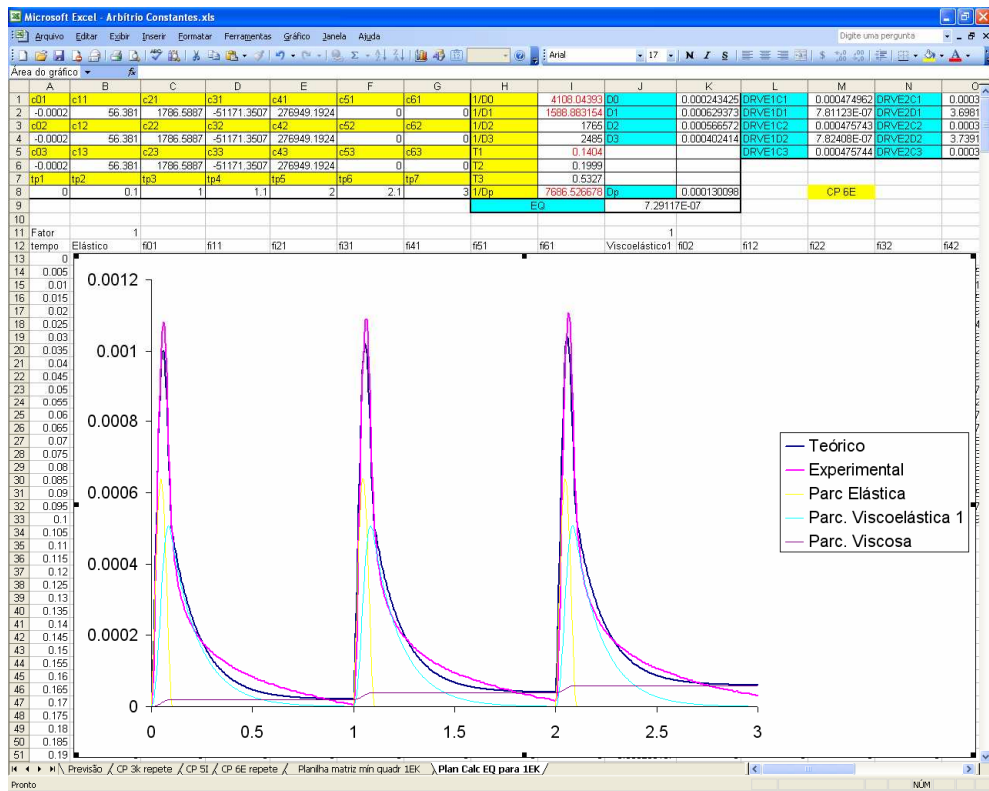


Figura 4.12: Exemplo de planilha Excel para calibração das constantes D e T .

4.3.3 Comparações e discussões dos métodos apresentados

Como visto no subitem anterior, os métodos apresentados têm suas vantagens e desvantagens. Assim, por coerência deve-se usar cada um deles onde os mesmos apresentavam mais vantagens do que desvantagens, reduzindo o tempo de análise e se obtendo bons resultados. Em resumo, procurou-se utilizar os dois métodos da melhor maneira possível para as calibrações que serão apresentadas no item seguinte.

A tabela 4.3 mostra um quadro comparativo entre os dois métodos, o que ajuda a entender melhor a discussão aqui posta:

Tabela 4.3: Comparação entre os métodos de calibração

Quesitos	Uso da equação geral dos mínimos quadráticos	Uso de método iterativo quantitativo-qualitativo
Tempo para obtenção de resultados	Rápido para 1 e 2 elementos Kelvin. Para três elementos Kelvin, depende dos T_i iniciais arbitrados.	Velocidade não computacional, portanto demorado.
Visualização dos Resultados	Os dados devem ser programados para serem fornecidos em arquivo de saída, existindo a necessidade de pós-processamento dos mesmos.	Visualização direta em figura, se programado em Planilha Excel ou software similar.
Interpretação de Resultados	Pode ser feita a partir das constantes resultantes do ajuste, de forma quantitativa. Uma forma qualitativa (visualização gráfica) exige programa de pós processamento.	Pode ser feita de forma qualitativa e quantitativa, adquirindo-se sensibilidade à variação dos parâmetros.
Facilidade de Programação	É um método baseado em soluções analíticas, por isso possui fácil programação, se bem explorados os recursos da linguagem de programação em questão.	Possui grande quantidade de dados e variáveis, o que não torna sua organização em planilha algo tão trivial.

Tabela 4.3 (continuação)

Quesitos	Uso da equação geral dos mínimos quadráticos	Uso de método iterativo quantitativo-qualitativo
Instabilidade	É um método puramente matemático, podendo resultar em parâmetros sem sentido físico, baseados puramente na minimização do erro quadrático.	Como é o operador que define o valor de todas as constantes do modelo, somente constantes com sentido físico podem ser arbitradas.
Calibração com 1 elemento Kelvin na série de Prony	Método mostrou-se eficiente e é recomendado para este caso.	Fornece os mesmo resultados do método anterior, porém em um tempo maior. Não recomendado neste caso.
Calibração com 2 elementos Kelvin na série de Prony	Recomendado, com ressalvas. Gera em algumas análises instabilidades. Usá-lo em conjunto com o outro método em questão, ou criar código para contornar este problema.	Recomendando como complementar ao método dos mínimos quadráticos para correção de instabilidades e sensibilidade para o arbítrio dos T_i .
Calibração com 3 elementos Kelvin na série de Prony	Muitas vezes se mostrou demorado, devido a grande quantidade de dados que gera, além de apresentar instabilidades. Necessita de revisão ou algoritmo melhor otimizado para sua utilização.	Dependendo dos parâmetros inicialmente arbitrados, é recomendado e é o que foi usado no caso, mas deve-se estar ciente do que foi mencionado sobre diferença de erros quadráticos em função do arbítrios iniciais.

4.4 RESULTADOS DAS CALIBRAÇÕES: APRESENTAÇÃO E DISCUSSÃO

Neste item serão finalmente apresentados os resultados das calibrações com o emprego dos métodos descritos no item anterior. As calibrações foram realizadas nos corpos-de-prova ensaiados a 1Hz, com pulso de carga de duração de 0,1 s e magnitude de carga correspondente a 15% da Resistência a Tração do material. Como esta configuração de ensaio é a padronizada no Brasil e conseqüentemente a mais utilizada, decidiu-se executar a calibração nos resultados destes ensaios.

4.4.1 Calibrações pelos três primeiros ciclos de carga-descanso

As amostras utilizadas para a calibração foram os CP's 3K, 5I e 6E, com os dados de carga e deslocamentos recebendo o tratamento descrito no item 4.1. Apresentar-se-ão os resultados e discussões das análises de cada uma separadamente.

4.4.1.1 Resultados provenientes do CP 3K

As figuras 4.13 a 4.18 representam os resultados das calibrações com os dados de deslocamento horizontal e vertical do CP 3K para série de Prony com 1, 2 e 3 elementos Kelvin. Nestas figuras, e para ou outros CP's valendo o mesmo, o significado da legenda é o seguinte: Teórico representa os dados de deslocamentos obtidos nas calibrações, Experimental representa os dados medidos experimentalmente, Elástica significa a parcela elástica do deslocamento total, obtida na calibração; Viscoelástica representa a parcela viscoelástica i do deslocamento total, vinda da calibração; e Viscosa representa a parcela viscosa do deslocamento total, também obtida na calibração.

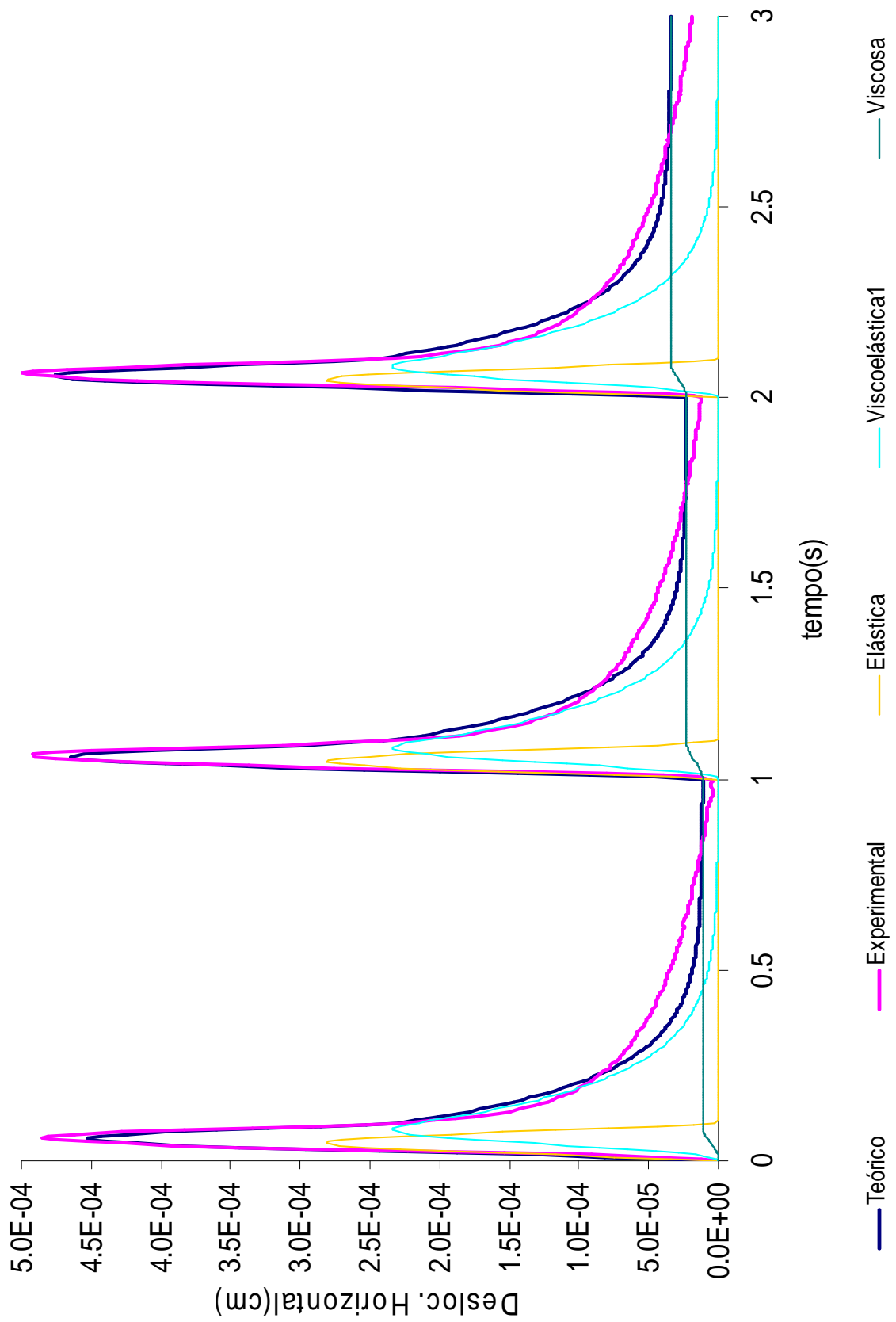


Figura 4.13: Calibração para os deslocamentos horizontais do CP 3K com 1 elemento Kelvin

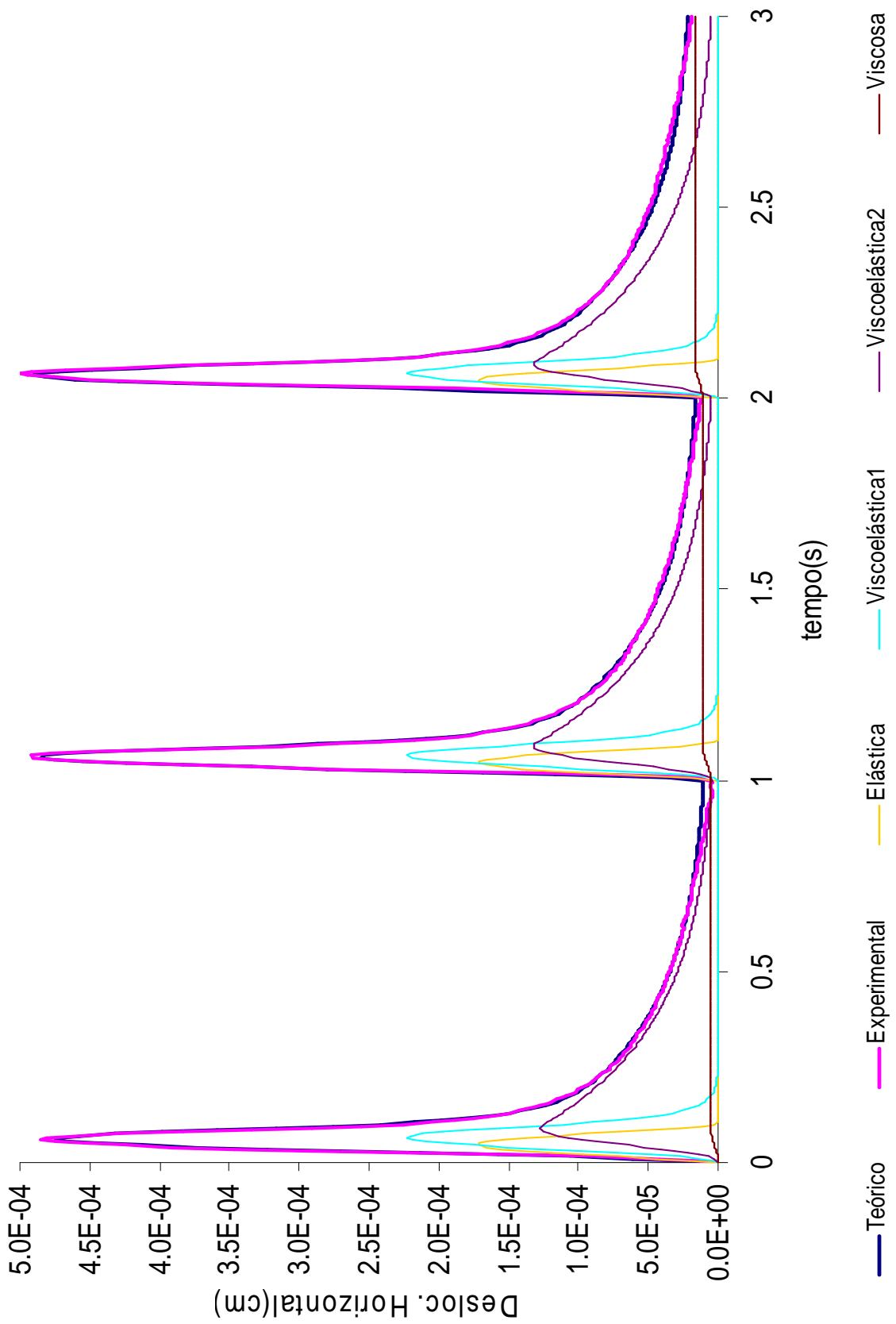


Figura 4.14: Calibração para os deslocamentos horizontais do CP 3K com 2 elementos Kelvin

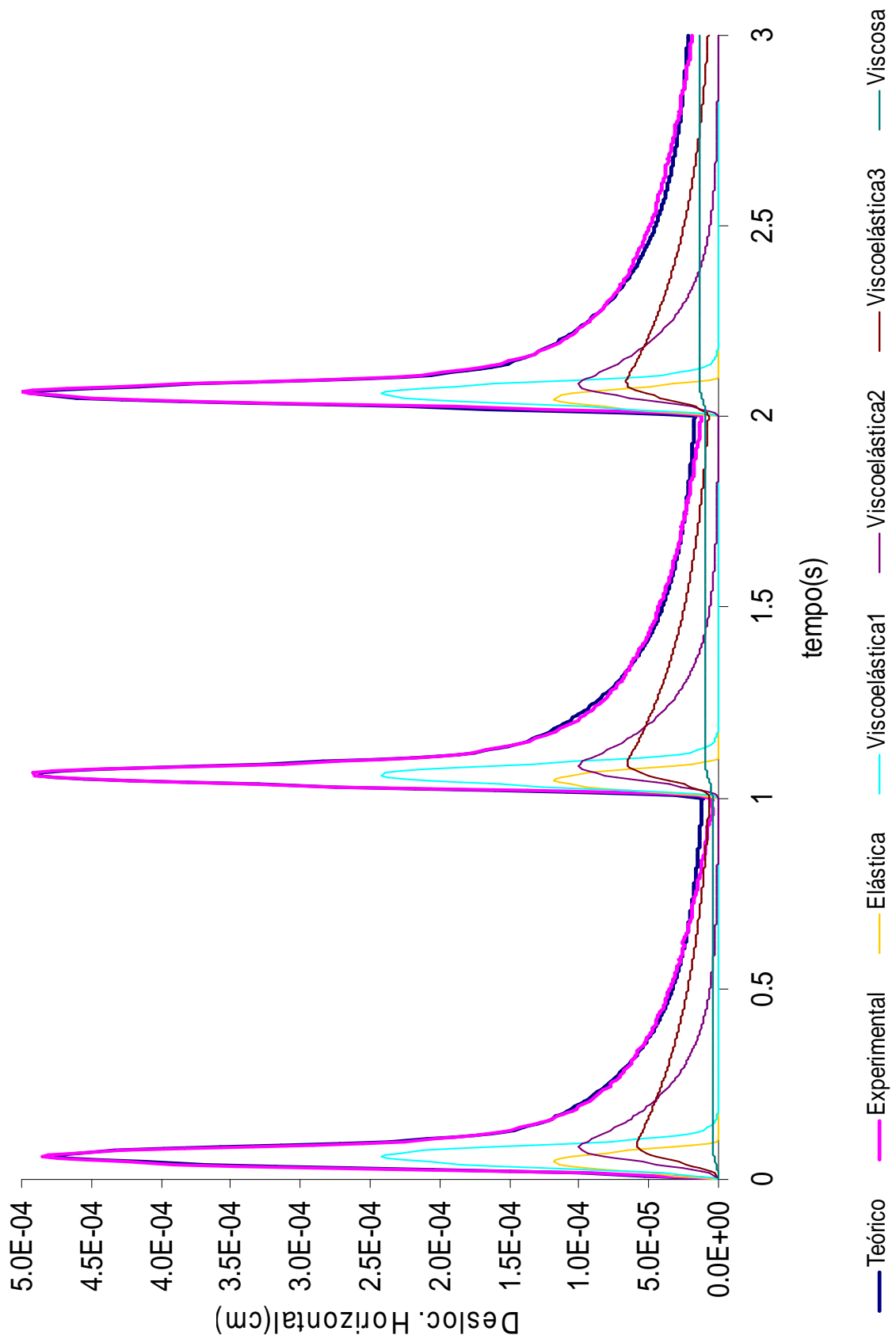


Figura 4.15: Calibração para os deslocamentos horizontais do CP 3K com 3 elementos Kelvin

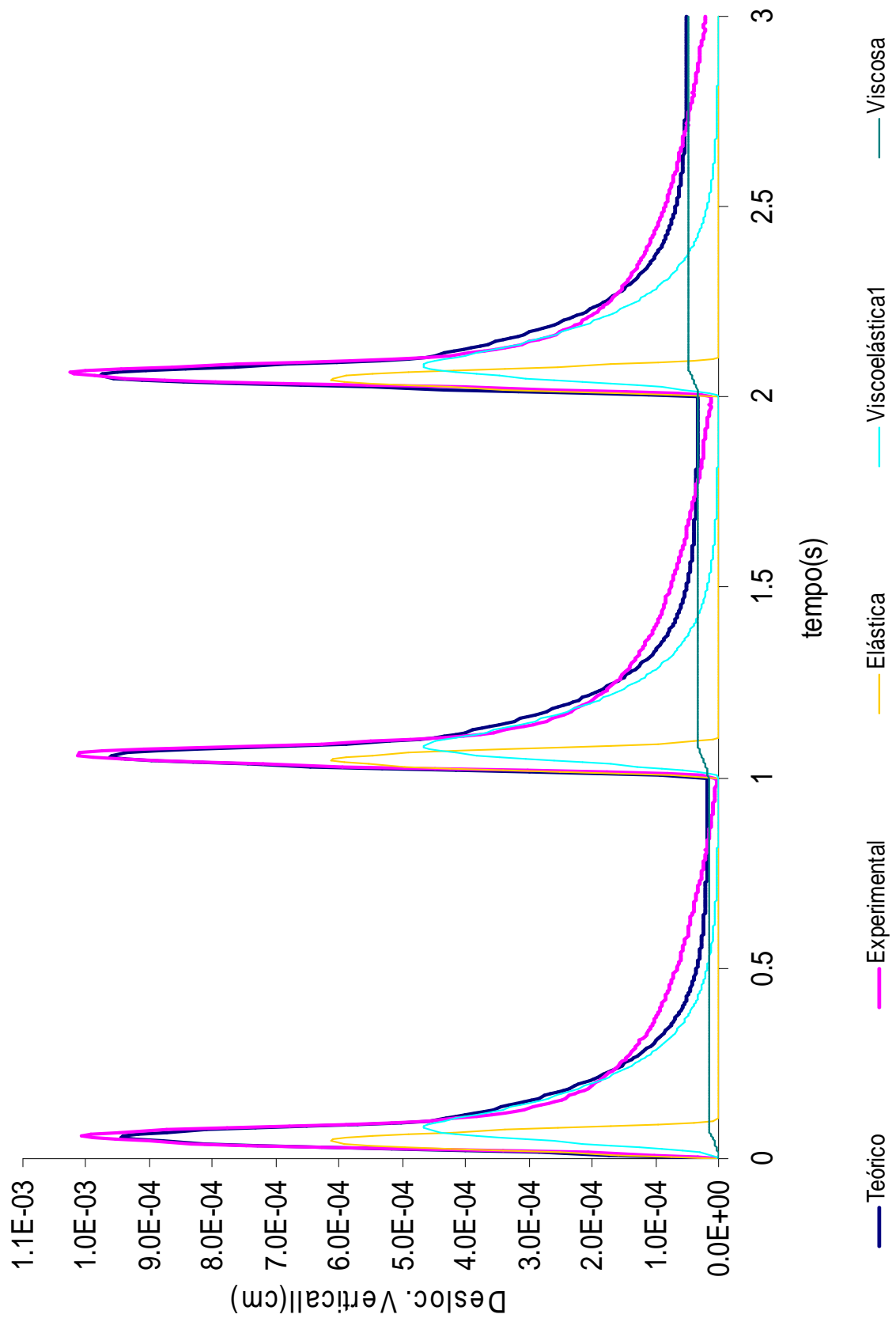


Figura 4.16: Calibração para os deslocamentos verticais do CP 3K com 1 elemento Kelvin

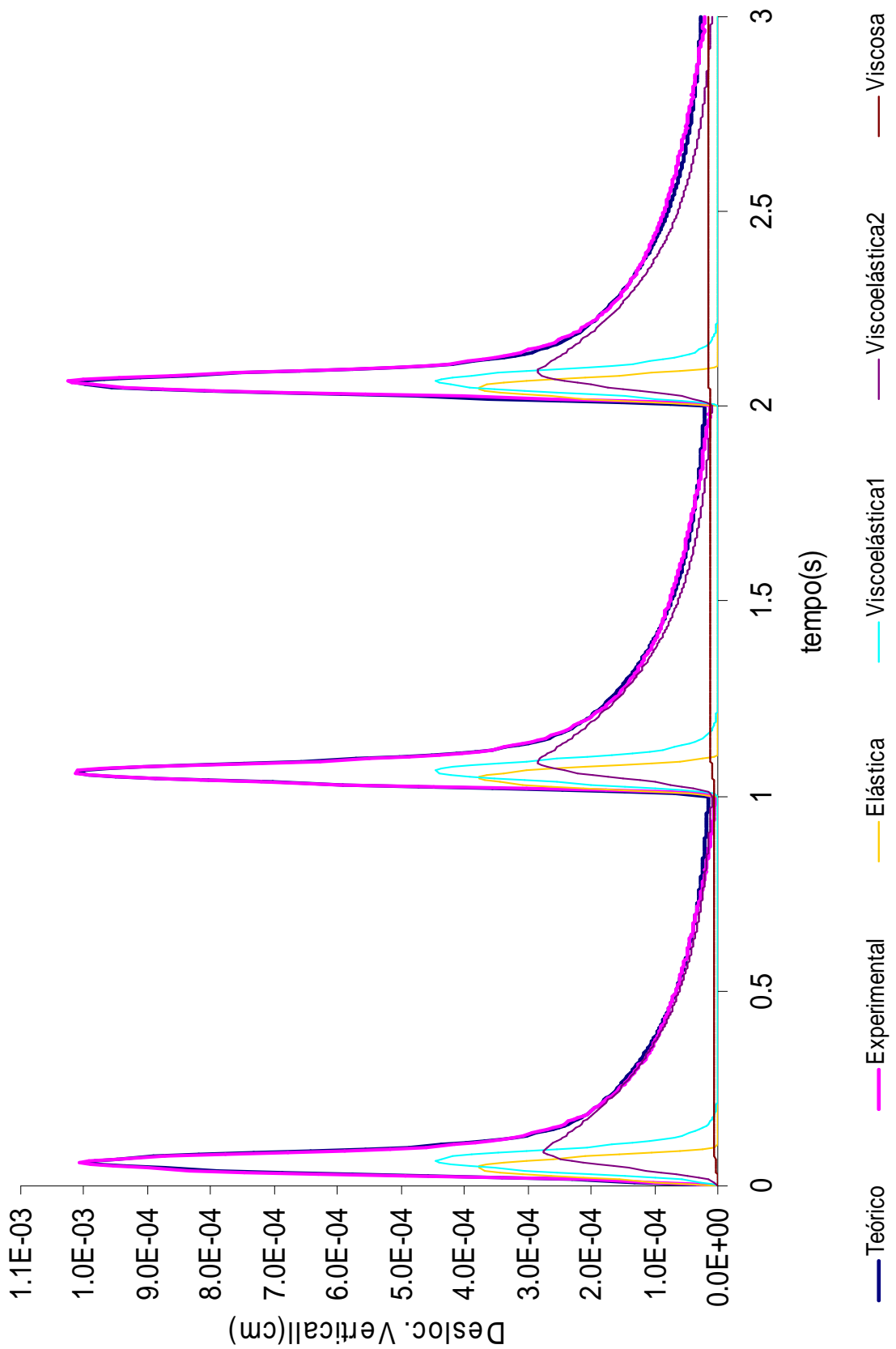


Figura 4.17: Calibração para os deslocamentos verticais do CP 3K com 2 elementos Kelvin

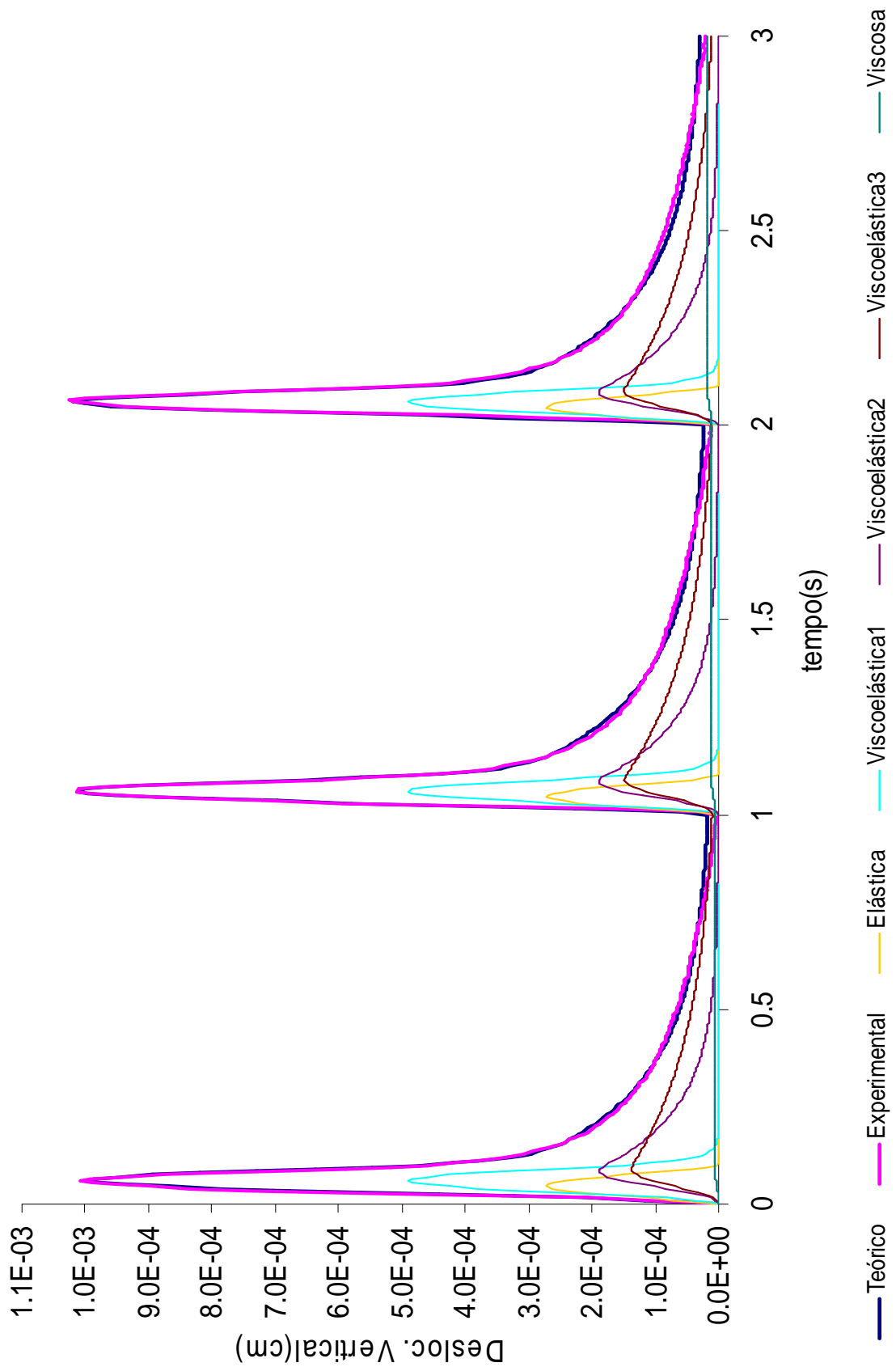


Figura 4.18: Calibração para os deslocamentos verticais do CP 3K com 3 elementos Kelvin

As tabelas 4.4 e 4.5 mostram os valores das constantes de calibração obtidas para o ajuste nas figuras 4.13 a 4.18:

Tabela 4.4: Constantes obtidas na calibração dos dados de deslocamento horizontal do CP 3K

	1 Elemento Kelvin	2 Elementos Kelvin	3 Elementos Kelvin
$D_{0H}(\text{cm}^2/\text{kN})$	6,738E-04	4,150E-04	2,845E-04
$D_{1H}(\text{cm}^2/\text{kN})$	1,620E-03	6,803E-04	6,578E-04
$T_{1H}(\text{s})$	0,1186	0,0244	0,0153
$D_{2H}(\text{cm}^2/\text{kN})$		1,727E-03	8,207E-04
$T_{2H}(\text{s})$		0,2748	0,1474
$D_{3H}(\text{cm}^2/\text{kN})$			1,141E-03
$T_{3H}(\text{s})$			0,412
$D_{PH}(\text{cm}^2/\text{kNs})$	4,716E-04	2,332E-04	1,968E-04
$EQ(\text{cm}^2)$	1,55209E-07	2,49339E-08	2,09172E-08
$EQ/\text{ciclo}(\text{cm}^2)$	5,17365E-08	8,31129E-09	6,9724E-09

Tabela 4.5: Constantes obtidas na calibração dos dados de deslocamento vertical do CP 3K

	1 Elemento Kelvin	2 Elementos Kelvin	3 Elementos Kelvin
$D_{0V}(\text{cm}^2/\text{kN})$	1,478E-03	9,133E-04	6,548E-04
$D_{1V}(\text{cm}^2/\text{kN})$	3,405E-03	1,328E-03	1,328E-03
$T_{1V}(\text{s})$	0,1263	0,0228	0,0147
$D_{2V}(\text{cm}^2/\text{kN})$		3,662E-03	1,583E-03
$T_{2V}(\text{s})$		0,2692	0,152
$D_{3V}(\text{cm}^2/\text{kN})$			2,295E-03
$T_{3V}(\text{s})$			0,3478
$D_{PV}(\text{cm}^2/\text{kNs})$	6,871E-04	2,223E-04	2,419E-04
$EQ(\text{cm}^2)$	5,75121E-07	9,77814E-08	8,93763E-08
$EQ/\text{ciclo}(\text{cm}^2)$	1,91707E-07	3,25938E-08	2,97921E-08

Observando-se as seis últimas figuras, nota-se que:

- a) O ajuste com 1 elemento Kelvin, como já era de se esperar, subestimando o pico de deslocamento no ensaio e superestimando deslocamentos no final do trecho de descanso. Isto se dá devido à existência de pelo menos dois comportamentos viscoelásticos presentes no material, o que é visto nos ajustes com 2 e 3 elementos Kelvin: um predominante no trecho em carga e outro predominante no trecho em descanso. Como o ajuste com um elemento Kelvin não consegue modelar estes dois comportamentos, o trecho em carga acaba tendo excesso de deslocamento elástico se comparado aos demais ajustes, o que faz a aproximação das curvas experimentais e teóricas ruim no pico; e excesso de deslocamentos viscosos, já que para modelagem do comportamento viscoelástico no trecho de descanso é pobre, devido ao baixo tempo de retardação da parcela viscoelástica;
- b) Os deslocamentos nos trechos em carga não são predominantemente elásticos, mas sim em grande parte viscoelásticos com baixo tempo de retardação, o que

é visto nos ajustes com 2 e 3 elementos Kelvin. No ajuste com 3 elementos Kelvin, isto é mais evidente, caracterizando um forte comportamento viscoelástico do material sob carga;

- c) Os deslocamentos no trecho em descanso, como se pode ver, são predominantemente viscoelásticos, com alto tempo de retardação. Nos ajustes com dois elementos Kelvin, no primeiro ciclo é possível notar nitidamente isto, com o fato de que os deslocamentos da segunda parcela viscoelástica quase se sobrepõem a curva experimental, caracterizando uma boa modelagem já com poucos elementos Kelvin. Com três elementos Kelvin, a melhora do ajuste não é tão significativa, pelos valores dos erros quadráticos vistos nas tabelas 4.3 e 4.4;
- d) Nota-se também, para os ajustes com 2 e 3 elementos Kelvin, baixos deslocamentos viscosos, devida a baixa compliâncias de deslocamento desta parcela, o que caracteriza que as deformações residuais existentes entre os ciclos são devidas a lenta recuperação das parcelas viscoelásticas que possuem alto tempo de retardação;
- e) Ao se comparar os tempos de retardação obtidos nos ajustes vertical e horizontal, observa-se que eles têm valores semelhantes, principalmente nos dois primeiros elementos Kelvin, que participam mais dos deslocamentos do trecho sob carga dos ciclos. Isto, a grosso modo, estaria indicando um comportamento anisotrópico não tão pronunciado do material, o que aconteceria se estes parâmetros não fossem semelhantes

4.4.1.2 Resultados provenientes do CP 5I

As figuras 4.19 a 4.24 mostram as calibrações com os dados do CP 5I para série de Prony com 1, 2 e 3 elementos Kelvin. As tabelas 4.6 e 4.7 mostram as constantes de calibração encontradas:

Tabela 4.6: Constantes obtidas na calibração dos dados de deslocamento horizontal do CP 5I

	1 Elemento Kelvin	2 Elementos Kelvin	3 Elementos Kelvin
$D_{0H}(\text{cm}^2/\text{kN})$	7,689E-04	4,812E-04	3,750E-04
$D_{1H}(\text{cm}^2/\text{kN})$	1,642E-03	7,018E-04	6,891E-04
$T_{1H}(\text{s})$	0,1183	0,0232	0,0159
$D_{2H}(\text{cm}^2/\text{kN})$		1,803E-03	9,836E-04
$T_{2H}(\text{s})$		0,2821	0,1661
$D_{3H}(\text{cm}^2/\text{kN})$			1,071E-03
$T_{3H}(\text{s})$			0,4898
$D_{PH}(\text{cm}^2/\text{kNs})$	7,562E-04	4,872E-04	4,419E-04
$EQ(\text{cm}^2)$	1,5019E-07	2,98035E-08	2,72028E-08
$EQ/\text{ciclo}(\text{cm}^2)$	5,00634E-08	9,93451E-09	9,0676E-09

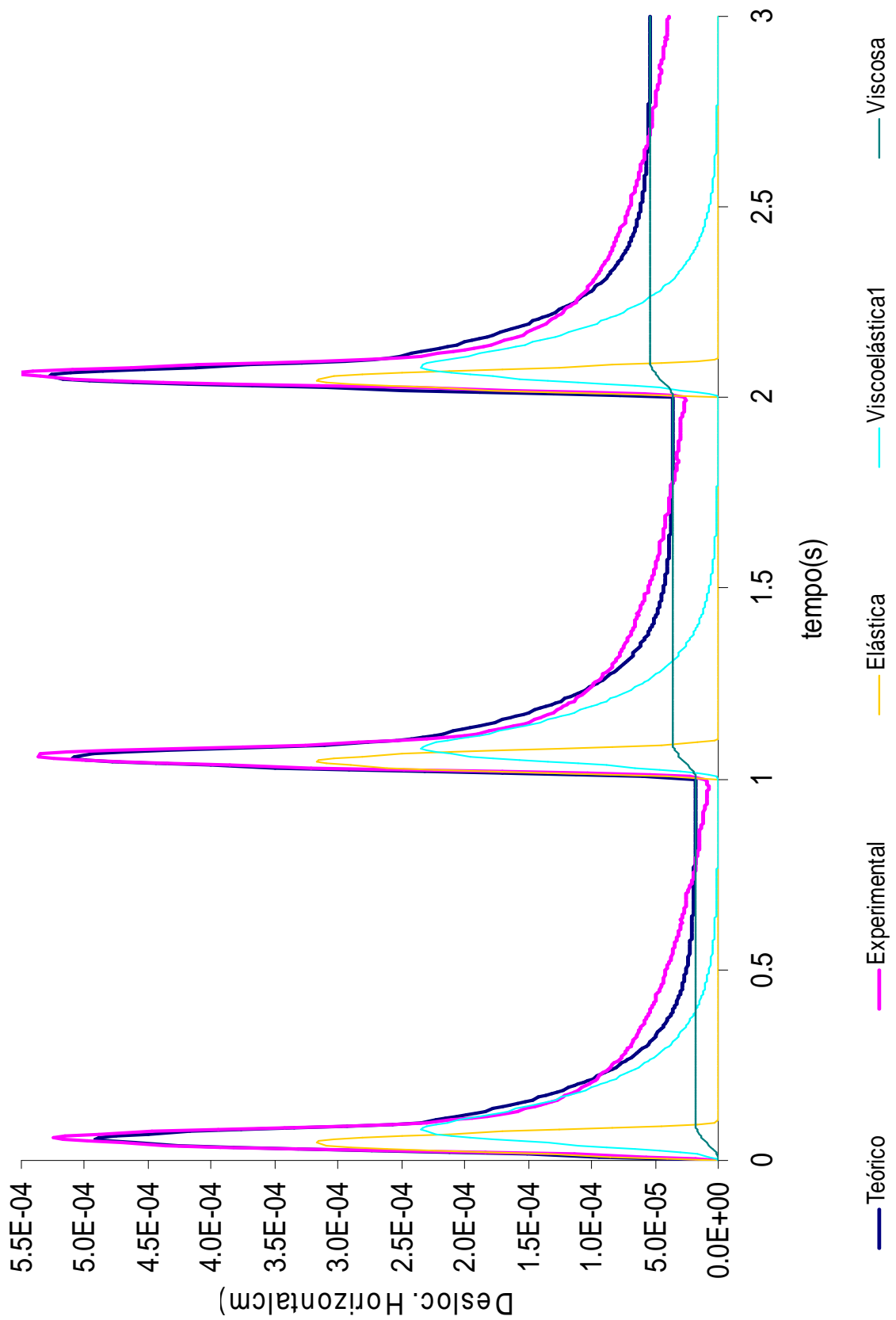


Figura 4.19: Calibração para os deslocamentos horizontais do CP 5I com 1 elemento Kelvin

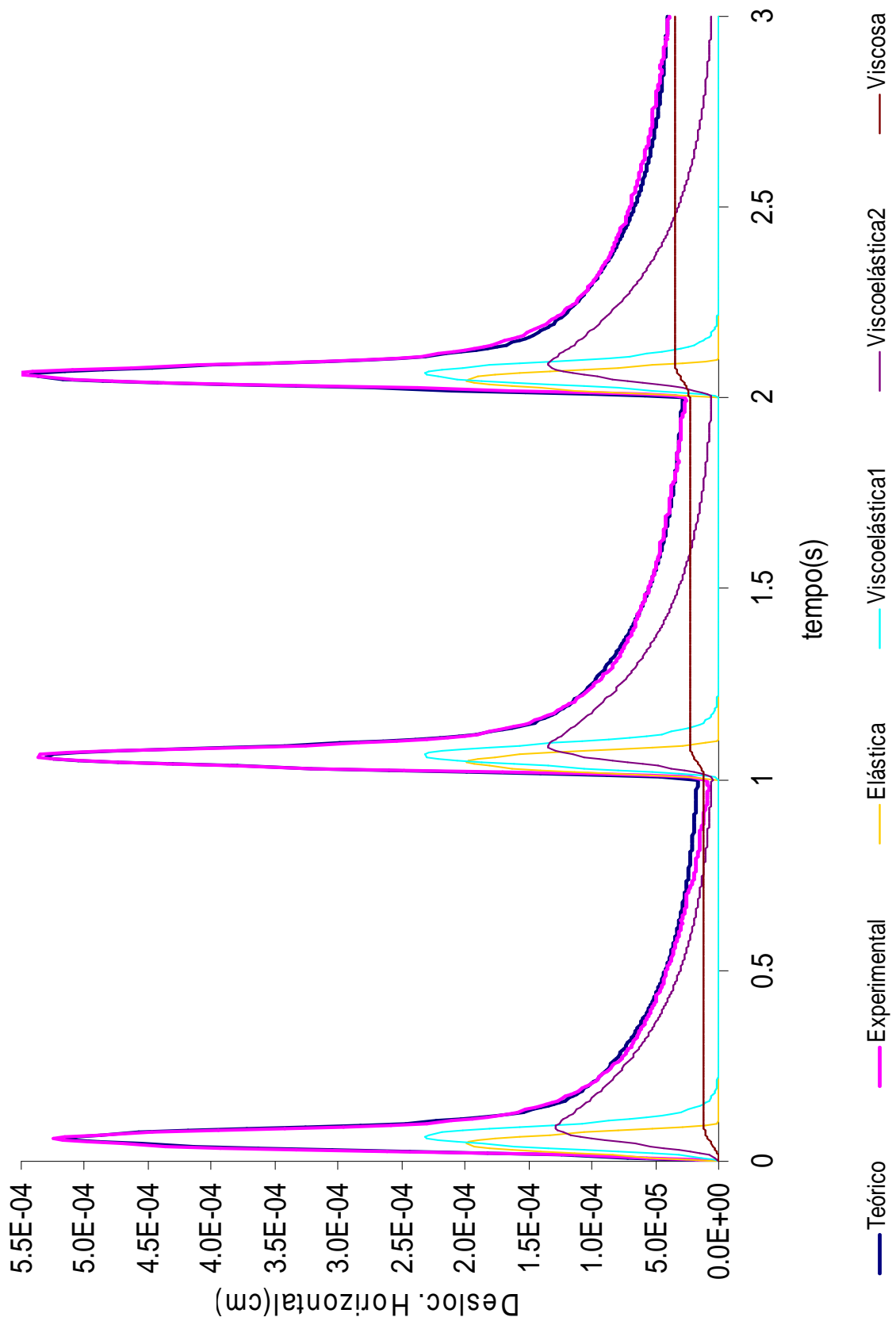


Figura 4.20: Calibração para os deslocamentos horizontais do CP 5I com 2 elementos Kelvin

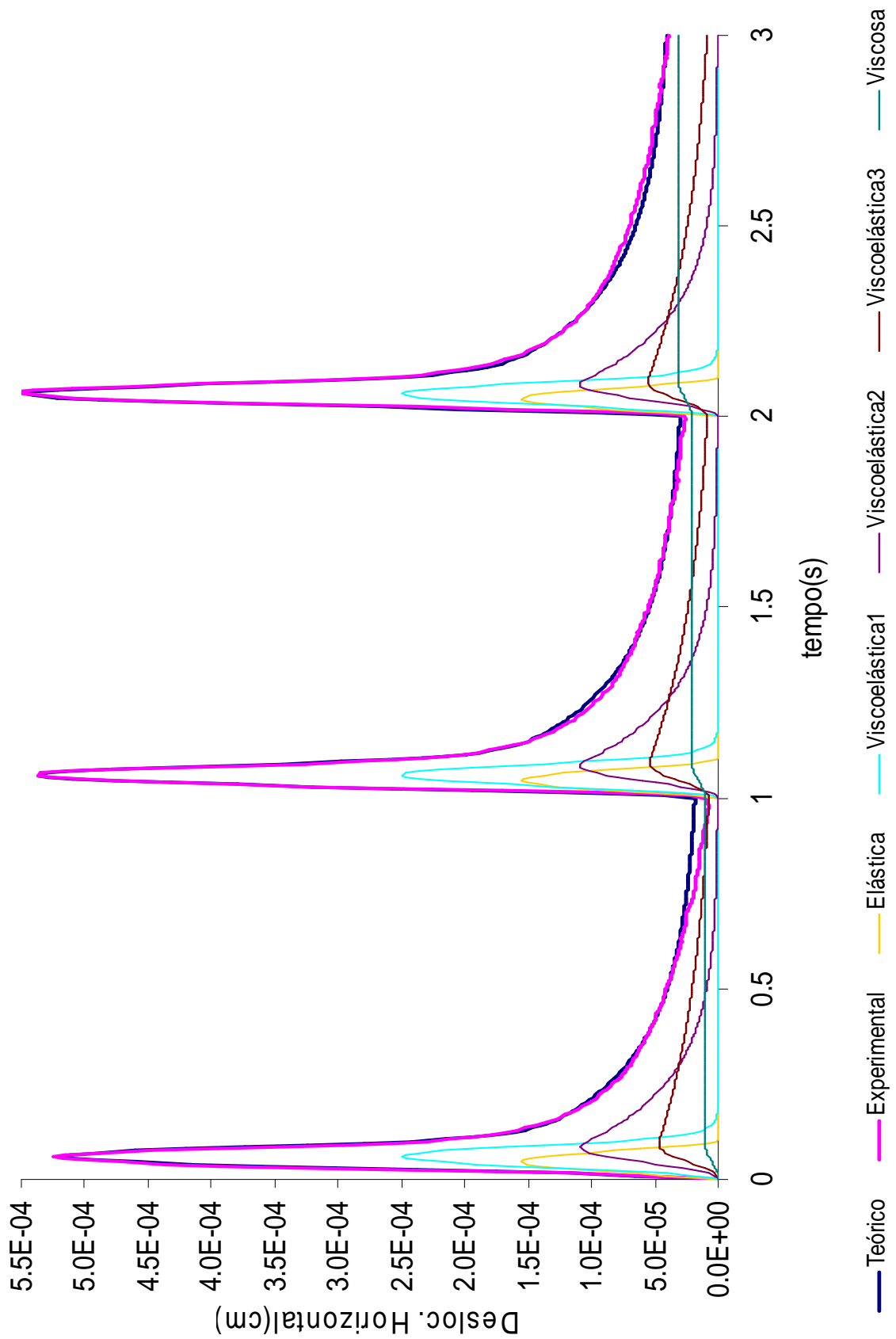


Figura 4.21: Calibração para os deslocamentos horizontais do CP 5I com 3 elementos Kelvin

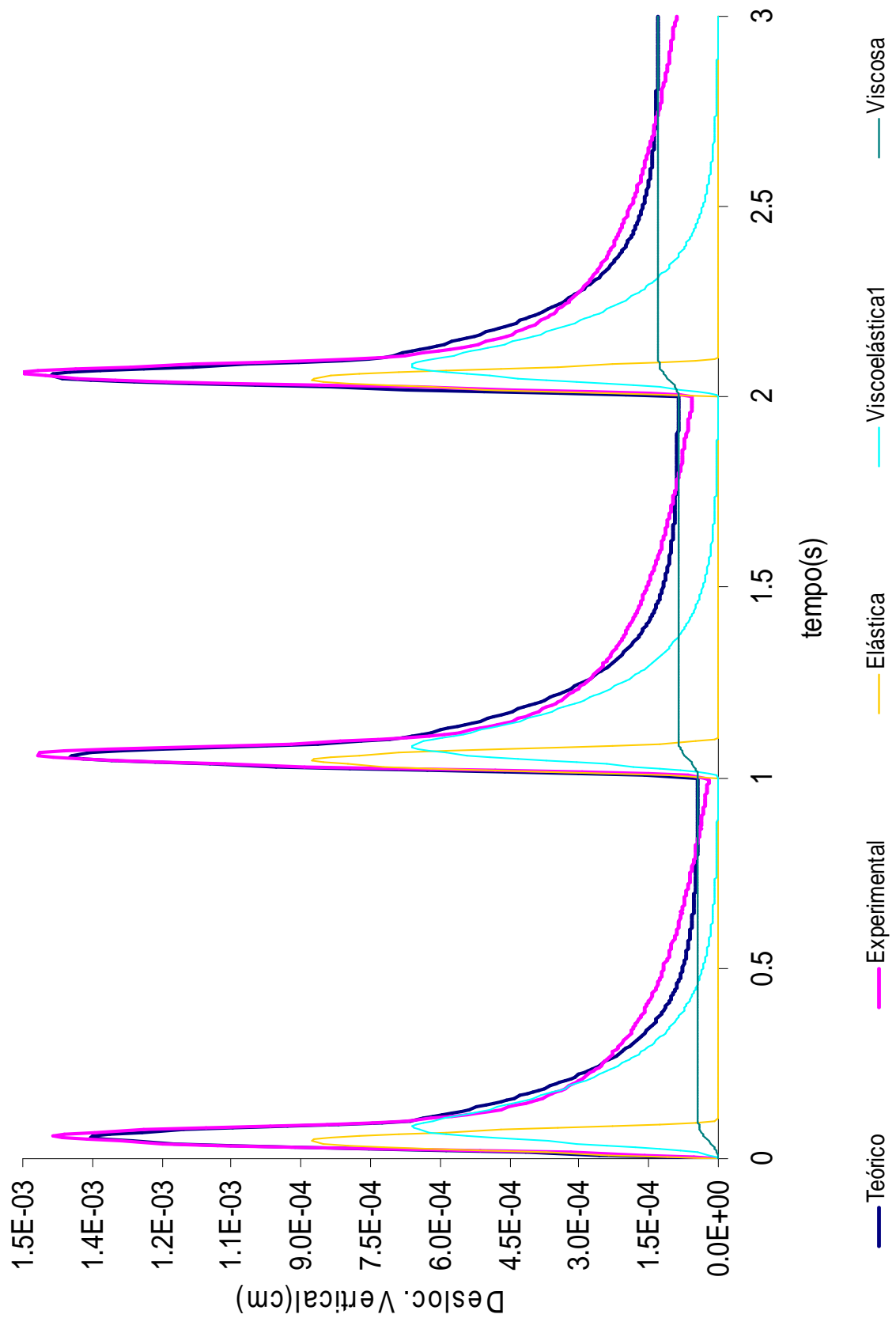


Figura 4.22: Calibração para os deslocamentos verticais do CP 5I com 1 elemento Kelvin

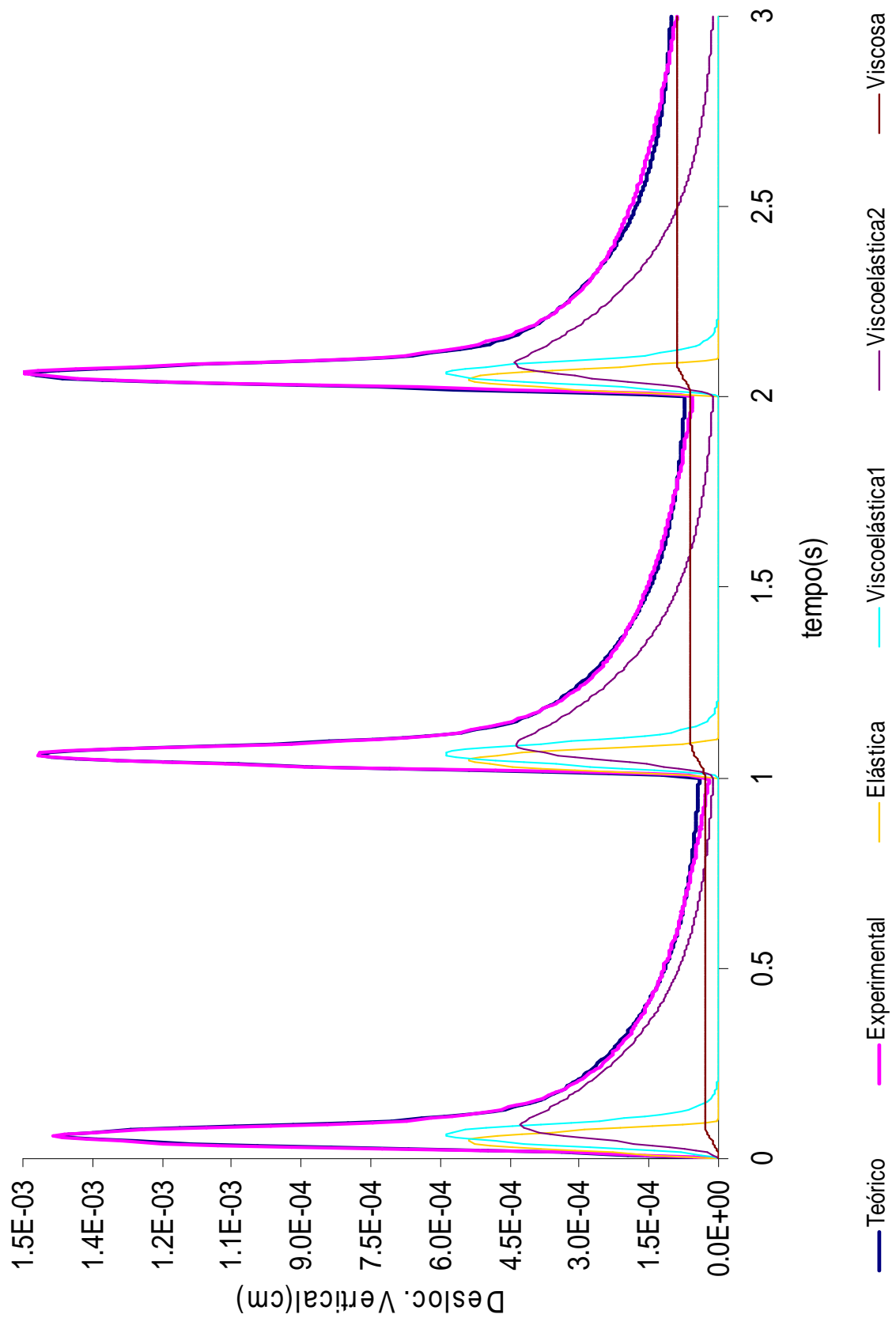


Figura 4.23: Calibração para os deslocamentos verticais do CP 5I com 2 elementos Kelvin

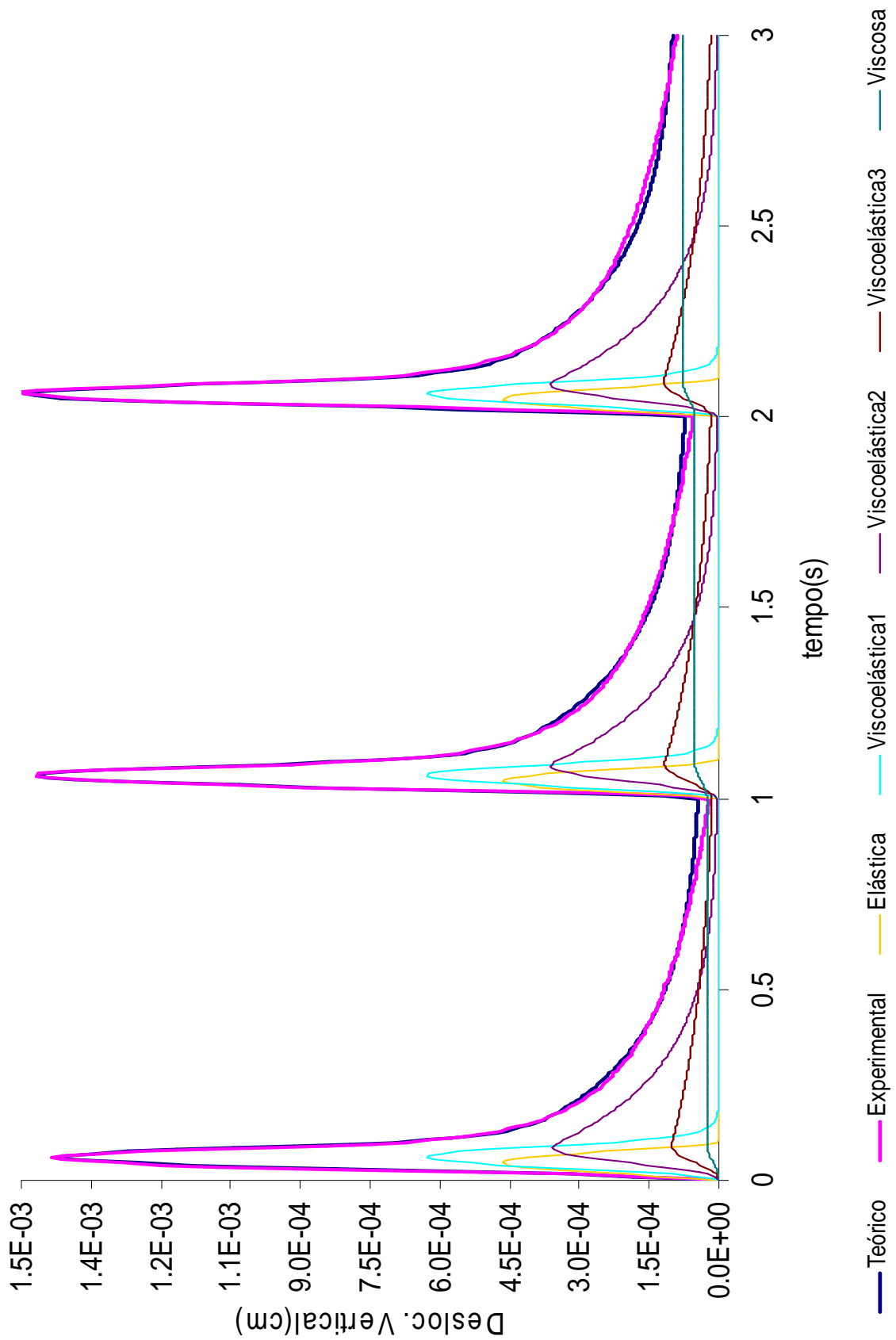


Figura 4.24: Calibração para os deslocamentos verticais do CP 5I com 3 elementos Kelvin

Tabela 4.7: Constantes obtidas na calibração dos dados de deslocamento vertical do CP 5I

	1 Elemento Kelvin	2 Elementos Kelvin	3 Elementos Kelvin
$D_{0V}(\text{cm}^2/\text{kN})$	2,122E-03	1,307E-03	1,125E-03
$D_{1V}(\text{cm}^2/\text{kN})$	5,174E-03	1,742E-03	1,766E-03
$T_{1V}(\text{s})$	0,1379	0,0215	0,0174
$D_{2V}(\text{cm}^2/\text{kN})$		5,438E-03	3,751E-03
$T_{2V}(\text{s})$		0,2535	0,2001
$D_{3V}(\text{cm}^2/\text{kN})$			2,235E-03
$T_{3V}(\text{s})$			0,473
$D_{PV}(\text{cm}^2/\text{kNs})$	1,809E-03	1,262E-03	1,092E-03
$EQ(\text{cm}^2)$	1,05713E-06	1,84011E-07	1,83911E-07
$EQ/\text{ciclo}(\text{cm}^2)$	3,52376E-07	6,13371E-08	6,13035E-08

Observando-se as seis últimas figuras, e comparando-as com as relativas ao CP 3K, observa-se que:

- O mesmo comportamento visto nos resultados do CP 3K aparece aqui: dois comportamentos viscoelásticos distintos modelados por 2 e 3 elementos Kelvin, e deficiências na modelagem com 1 elemento Kelvin;
- Existe uma parcela viscosa muito significativa com relação aos resultados do CP anterior, com deslocamentos viscosos na ordem de 3 a 5 vezes maiores, o mesmo ocorrendo para os valores das compliâncias de deslocamentos desta parcela. Isto parece ser coerente ao comparar os índices de vazios nos dois CP's: o 3K tem 3,33% e o 5I, 4,75%. Esta diferença aparece ainda nos deslocamentos verticais, que são na ordem de 50% maiores com relação ao CP anterior. Supõe-se que as causas disto sejam as altas tensões de cisalhamento provocadas nas proximidades da área carregada do corpo de prova, o que provocaria deformações viscosas; e consolidação da amostra, que ainda estaria ocorrendo de forma significativa devido ao alto índice de vazios;
- Comparando-se os tempos de retardação obtidos nas análises dos dois CP's, nota-se que os resultados não diferem tanto, principalmente nas análises com 1 e 2 elementos Kelvin, o que mostra ser razoável considerando-se que as amostras foram moldadas utilizando os mesmos ligantes e agregados. Quanto ao valor das compliâncias, também não há grandes diferenças, salvo alguns casos, com as compliâncias no CP 5I sendo superiores ao outro. Acredita-se que o porquê disto seja o alto índice de vazios, que embora sua influência aparece predominantemente na parcela viscosa, fragmentos desta estariam sendo incluídos nas outras parcelas, aumentando os valores das compliâncias.

4.4.1.3 Resultados provenientes do CP 6E

As figuras 4.25 a 4.30 representam os resultados das calibrações com os dados de deslocamento horizontal e vertical do CP 6E para série de Prony com 1, 2 e 3 elementos Kelvin:

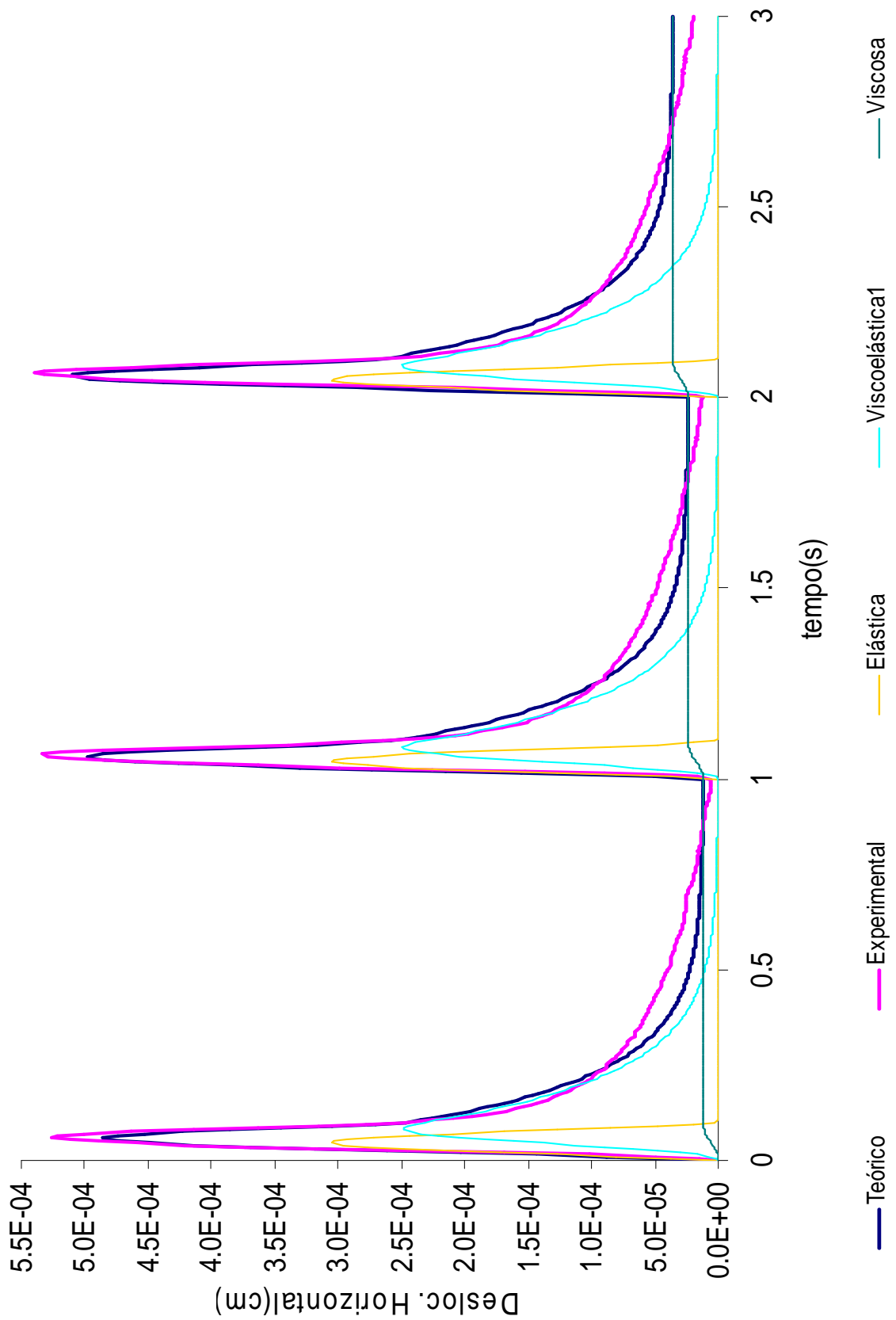


Figura 4.25: Calibração para os deslocamentos horizontais do CP 6E com 1 elemento Kelvin

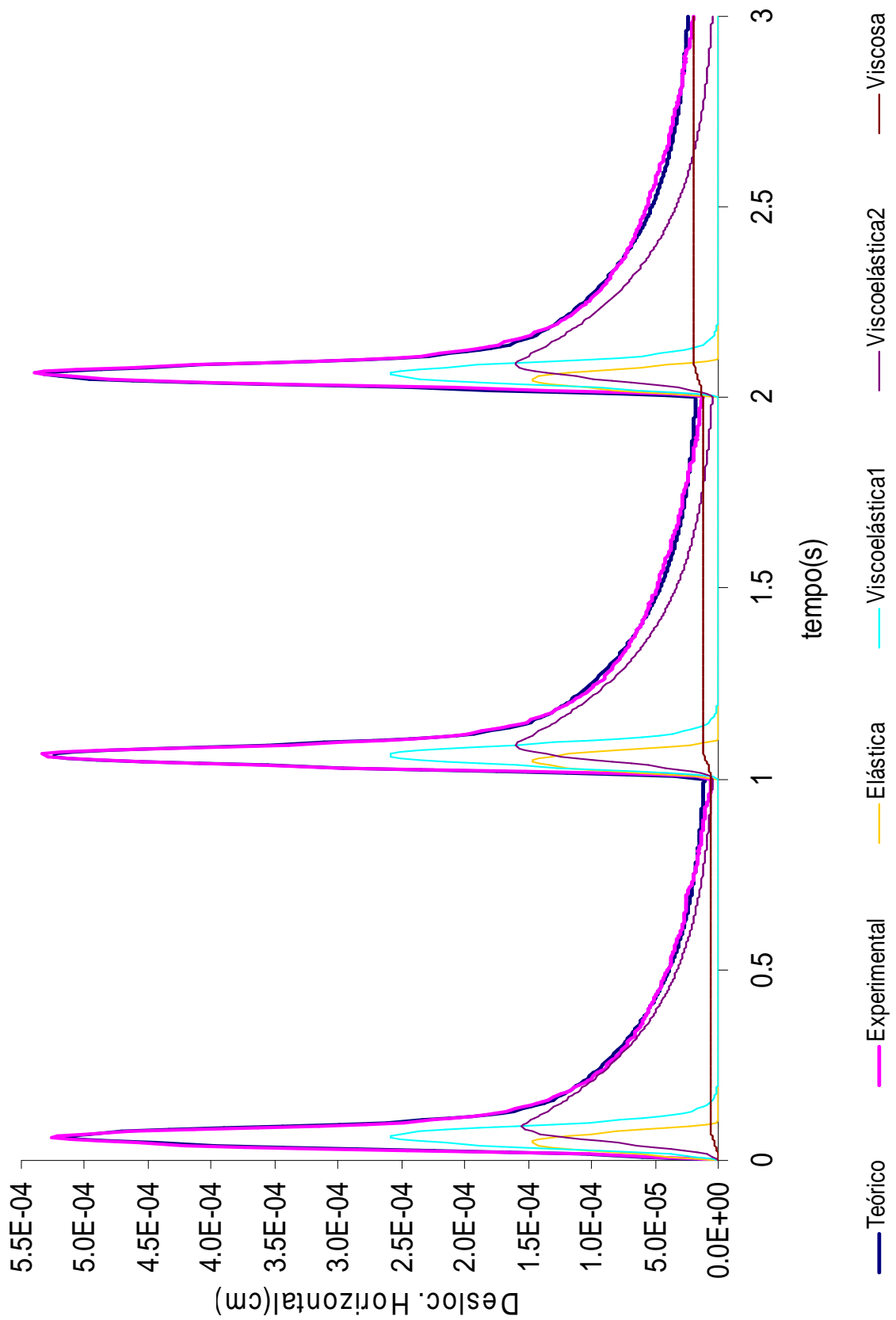


Figura 4.26: Calibração para os deslocamentos horizontais do CP 6E com 2 elementos Kelvin

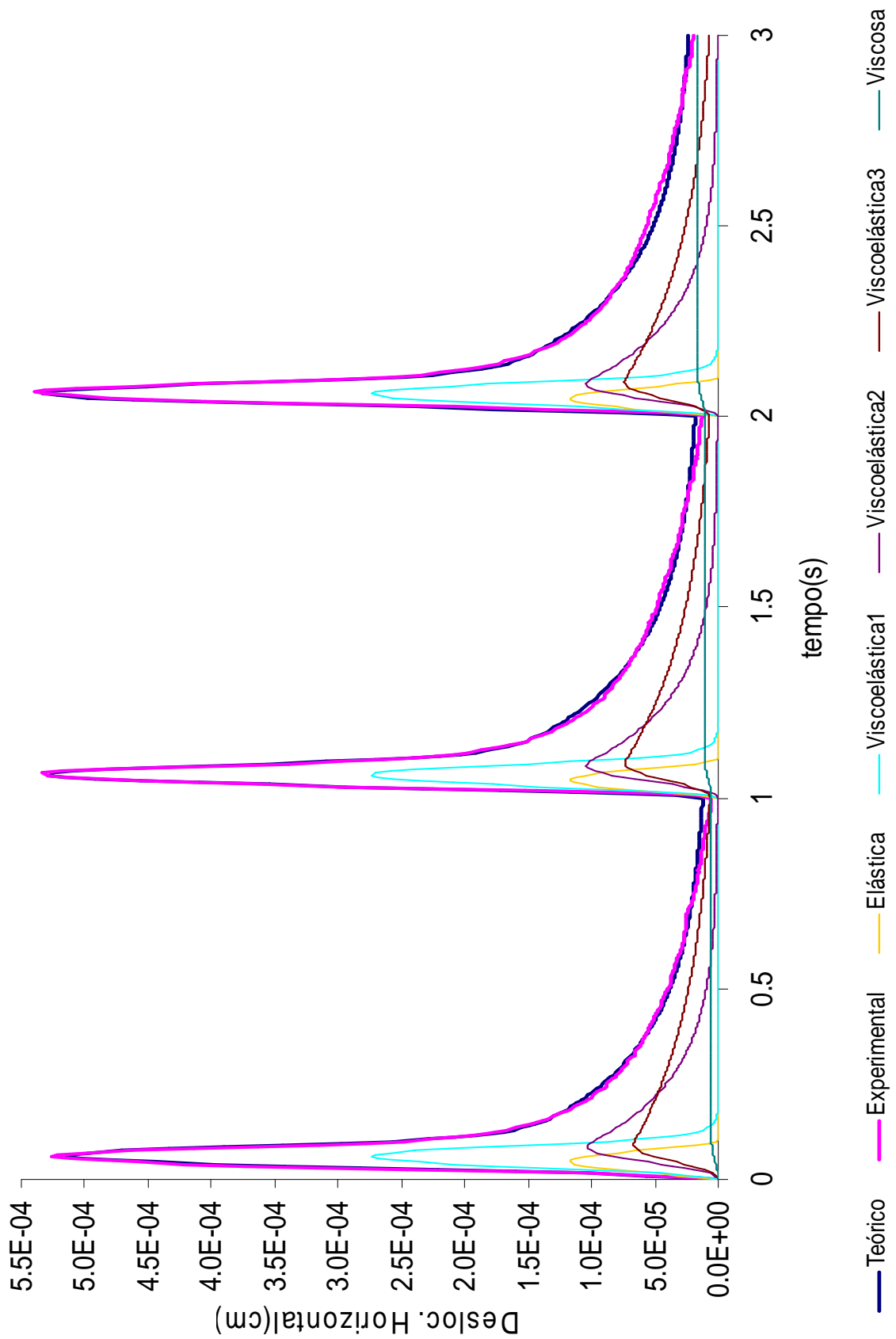


Figura 4.27: Calibração para os deslocamentos horizontais do CP 6E com 3 elementos Kelvin

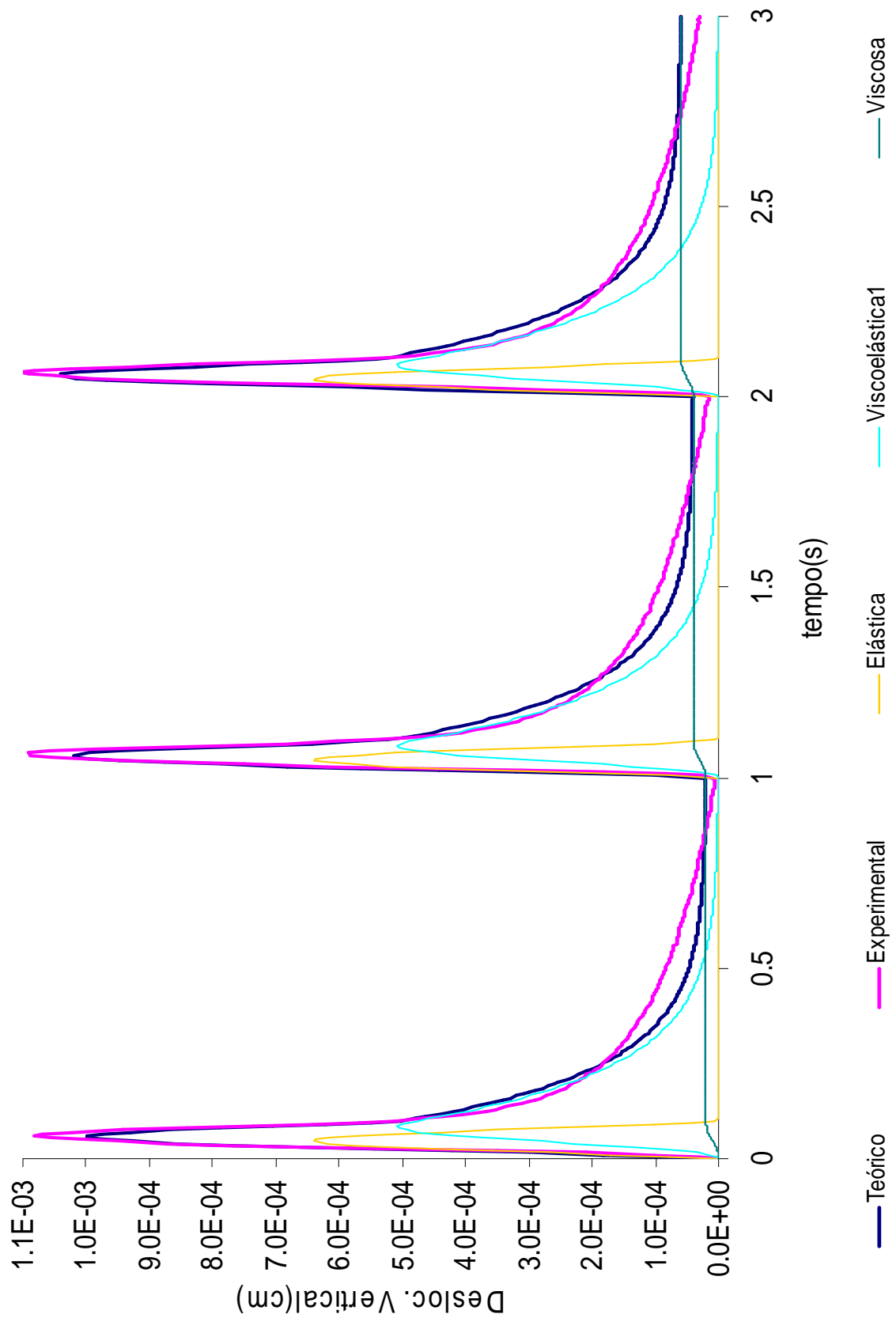


Figura 4.28: Calibração para os deslocamentos verticais do CP 6E com 1 elemento Kelvin

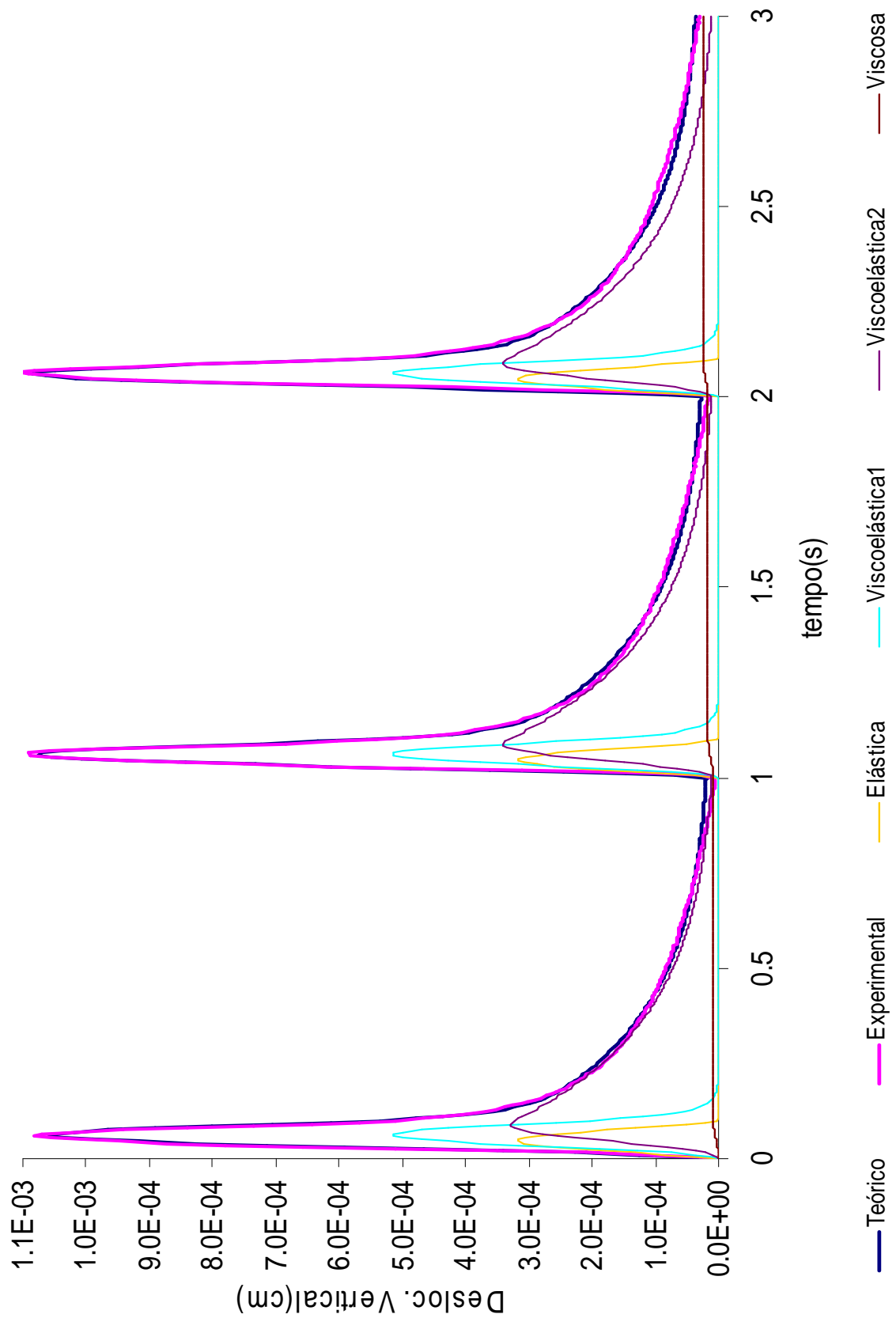


Figura 4.29: Calibração para os deslocamentos verticais do CP 6E com 2 elementos Kelvin

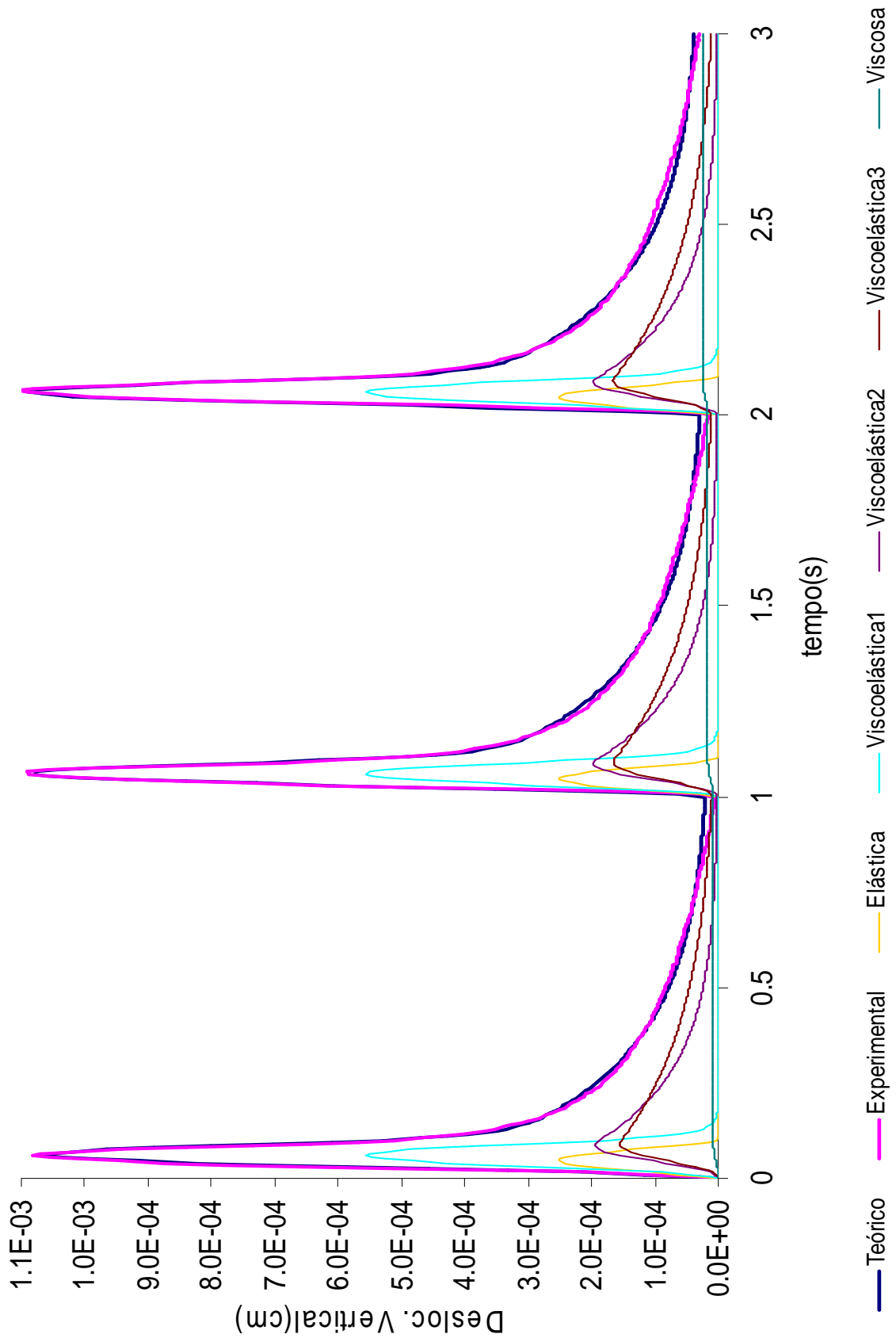


Figura 4.30: Calibração para os deslocamentos verticais do CP 6E com 3 elementos Kelvin

As tabelas 4.8 e 4.9 mostram os valores das constantes de calibração obtidas para o ajuste nas seis figuras anteriores:

Tabela 4.8: Constantes obtidas na calibração dos dados de deslocamento horizontal do CP 6E

	1 Elemento Kelvin	2 Elementos Kelvin	3 Elementos Kelvin
$D_{0H}(\text{cm}^2/\text{kN})$	7,402E-04	3,572E-04	2,828E-04
$D_{1H}(\text{cm}^2/\text{kN})$	1,864E-03	7,401E-04	7,459E-04
$T_{1H}(\text{s})$	0,1303	0,0188	0,0151
$D_{2H}(\text{cm}^2/\text{kN})$		2,009E-03	9,554E-04
$T_{2H}(\text{s})$		0,2599	0,1709
$D_{3H}(\text{cm}^2/\text{kN})$			1,227E-03
$T_{3H}(\text{s})$			0,387
$D_{PH}(\text{cm}^2/\text{kNs})$	4,967E-04	2,659E-04	2,208E-04
$EQ(\text{cm}^2)$	1,81968E-07	2,43642E-08	2,35005E-08
$EQ/\text{ciclo}(\text{cm}^2)$	6,06561E-08	8,12138E-09	7,83349E-09

Tabela 4.9: Constantes obtidas na calibração dos dados de deslocamento vertical do CP 6E

	1 Elemento Kelvin	2 Elementos Kelvin	3 Elementos Kelvin
$D_{0V}(\text{cm}^2/\text{kN})$	1,553E-03	7,716E-04	6,091E-04
$D_{1V}(\text{cm}^2/\text{kN})$	4,015E-03	1,470E-03	1,522E-03
$T_{1V}(\text{s})$	0,1404	0,0187	0,0152
$D_{2V}(\text{cm}^2/\text{kN})$		4,379E-03	1,996E-03
$T_{2V}(\text{s})$		0,2673	0,1949
$D_{3V}(\text{cm}^2/\text{kN})$			2,490E-03
$T_{3V}(\text{s})$			0,3319
$D_{PV}(\text{cm}^2/\text{kNs})$	8,300E-04	3,464E-04	3,479E-04
$EQ(\text{cm}^2)$	7,29117E-07	1,15333E-07	1,11475E-07
$EQ/\text{ciclo}(\text{cm}^2)$	2,43039E-07	3,84443E-08	3,71584E-08

Novamente observando-se as figuras dos ajustes, nota-se que:

- O mesmo comportamento com relação à modelagem por 1, 2 ou 3 elementos Kelvin é vista neste CP também;
- Os valores de deslocamentos viscosos, bem como o valor das compliâncias relativas a eles têm valores intermediários entre os 3 CP's estudados até aqui, o que é bastante coerente se considerar o valor do índice de vazios do corpo de prova em questão, 3,88%, valor intermediário entre os índices de vazios dos outros CP's. Sendo assim, esboça-se uma relação diretamente proporcional das compliâncias da parcela viscosa com o índice de vazios da amostra ensaiada;
- Os valores dos tempos de retardação e das compliâncias obtidas para este CP são bastante parecidos aos obtidos para o CP 3K, o que é coerente já que estes dois não possuem uma grande diferença no índice de vazios. Isto mostra que o modelo empregado aqui pode gerar resultados com boa repetibilidade, desde que os materiais ensaiados tenham propriedades não muito distintas.

4.4.2 Previsões dos dois ciclos de carga-descanso seguintes

Com o fim de verificar a eficiência do modelo na previsão de resultados e a continuidade do comportamento observado nas amostras no processo de calibração, executou-se a previsão dos dois pulsos seguintes aos da calibração utilizando-se dos parâmetros constitutivos encontrados no processo.

Para modelagem dos pulsos previstos, serão utilizadas as equações mostradas no item 4.3 com X assumindo valores 4 e 5. Os resultados serão comparados com a curva experimental média, com o fim de observar o quanto os dados de previsão podem estar distantes ou próximos de representar o comportamento do material.

As tabelas 4.10 e 4.11 mostram o valor do erro quadrático por ciclo obtido em cada uma das previsões de deslocamentos horizontais e verticais, respectivamente:

Tabela 4.10: Erros quadráticos por ciclo das previsões de deslocamentos horizontais a partir dos dados de calibração

CP	1 Elemento Kelvin	2 Elementos Kelvin	3 Elementos Kelvin
3K	1,24031E-07	4,28347E-08	4,07863E-08
5I	1,18857E-07	7,23011E-08	7,61467E-08
6E	1,4864E-07	4,21582E-08	4,26959E-08

Tabela 4.11: Erros quadráticos por ciclo das previsões de deslocamentos verticais a partir dos dados de calibração

CP	1 Elemento Kelvin	2 Elementos Kelvin	3 Elementos Kelvin
3K	4,87383E-07	1,73269E-07	1,55037E-07
5I	9,16716E-07	3,22442E-07	3,41255E-07
6E	5,83557E-07	1,89968E-07	1,7969E-07

Nas figuras 4.31 a 4.36, será possível visualizar a comparação dos dados previstos utilizando-se as modelagens com 1, 2 e 3 elementos Kelvin com os dados experimentais:

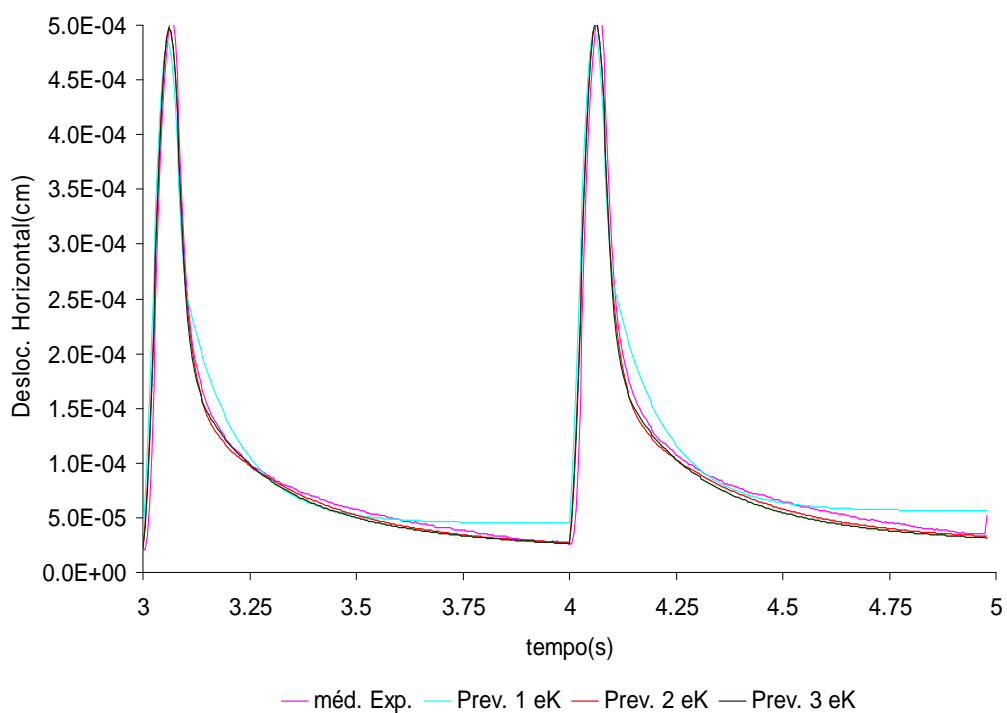


Figura 4.31: Previsões de deslocamentos horizontais para o quarto e o quinto ciclo de carga-descanso para o CP 3K

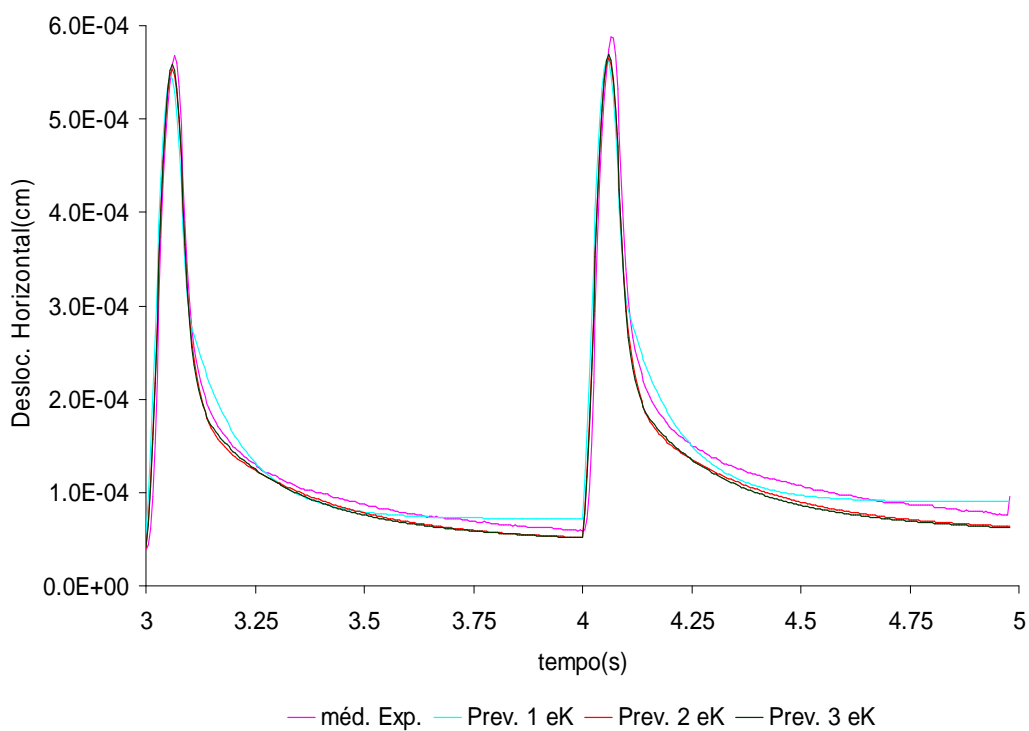


Figura 4.32: Previsões de deslocamentos horizontais para o quarto e o quinto ciclo de carga-descanso para o CP 5I

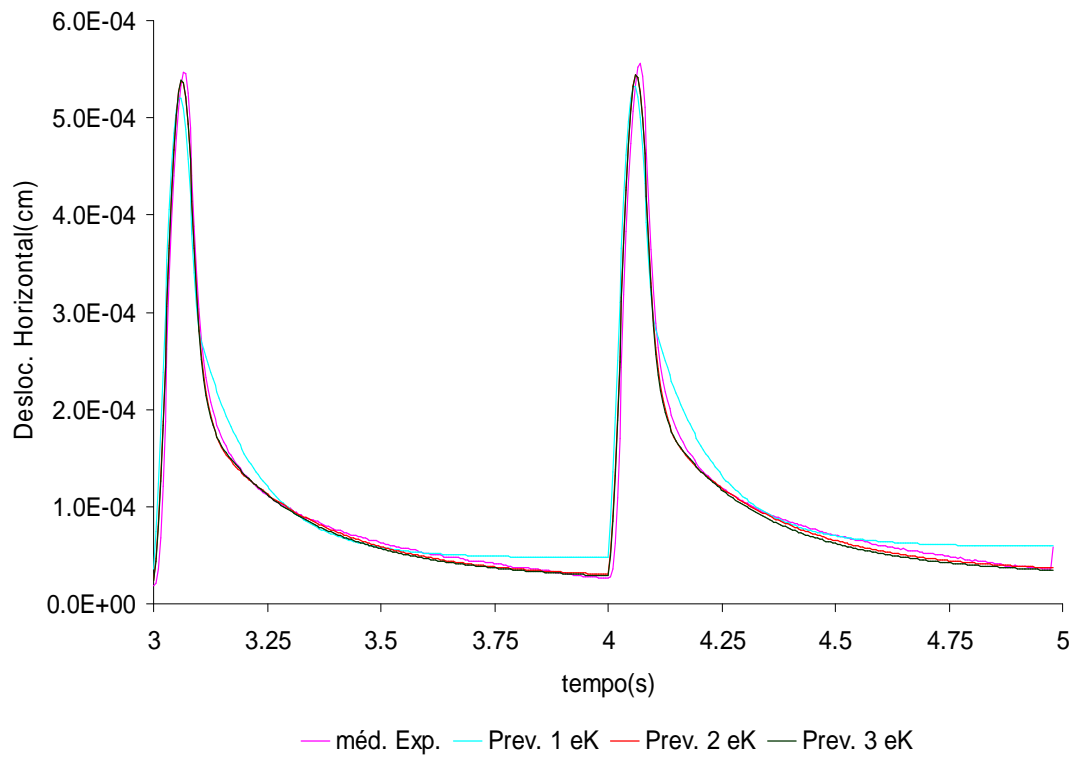


Figura 4.33: Previsões de deslocamentos horizontais para o quarto e o quinto ciclo de carga-descanso para o CP 6E

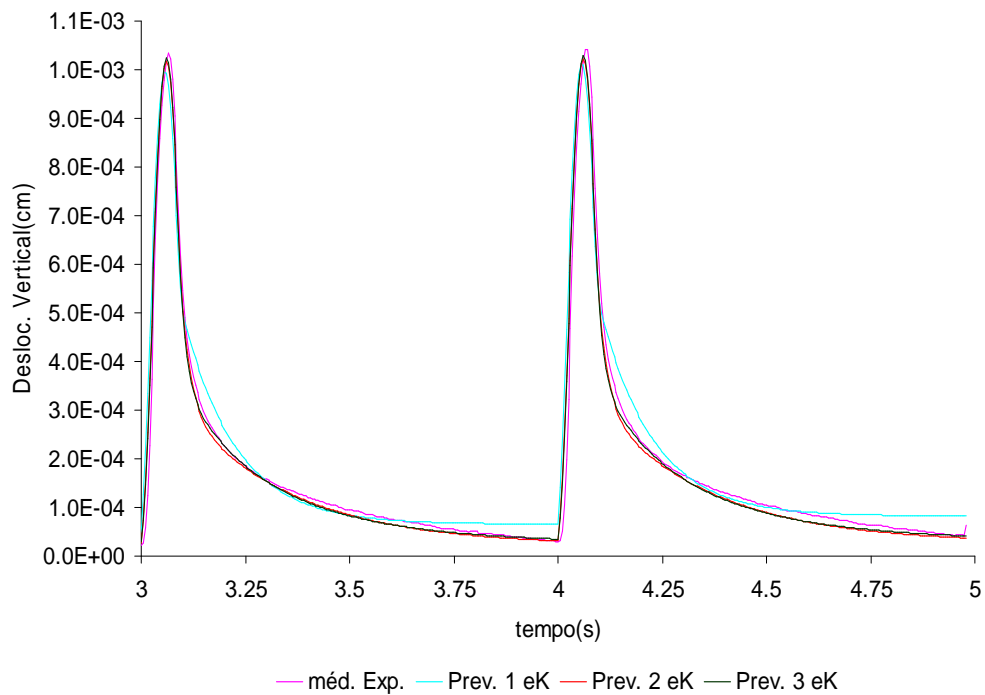


Figura 4.34: Previsões de deslocamentos verticais para o quarto e o quinto ciclo de carga-descanso para o CP 3K

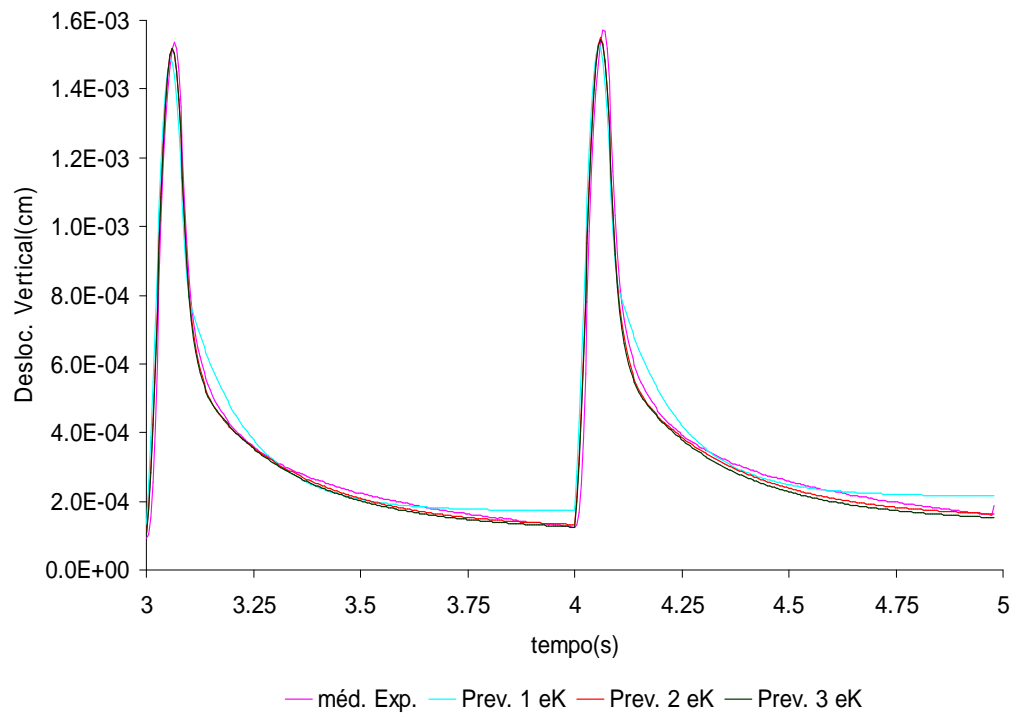


Figura 4.35: Previsões de deslocamentos verticais para o quarto e o quinto ciclo de carga-descanso para o CP 5I

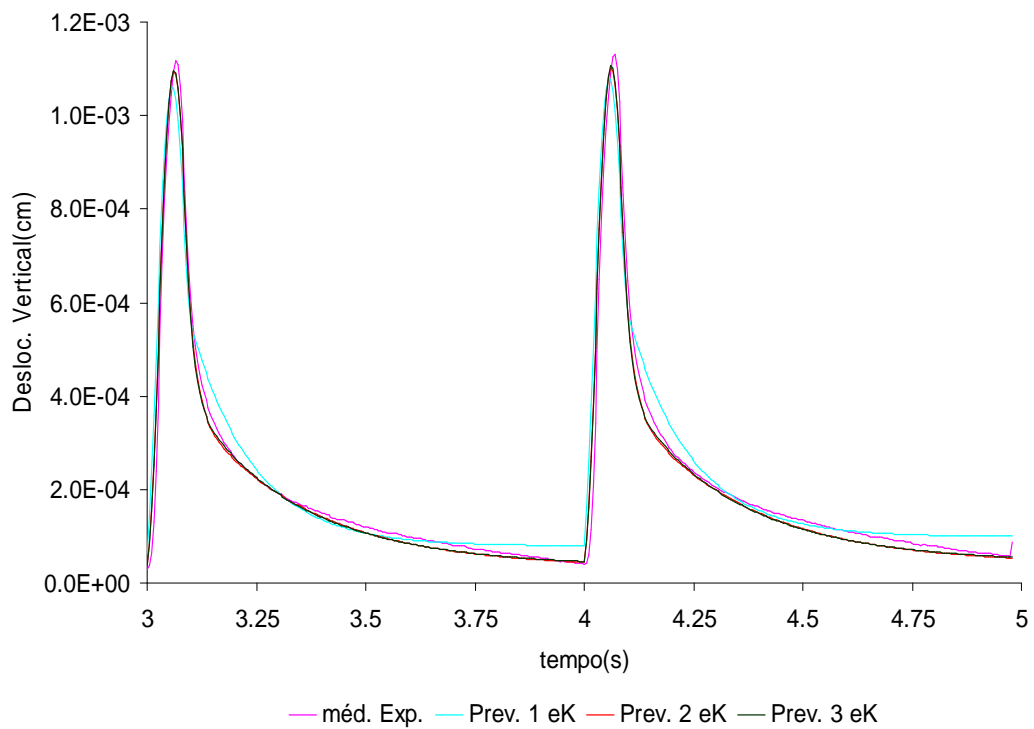


Figura 4.38: Previsões de deslocamentos verticais para o quarto e o quinto ciclo de carga-descanso para o CP 6E

Observando as figuras anteriores, nota-se uma boa concordância entre as curvas experimentais e as modeladas com 2 e 3 elementos Kelvin. A modelagem com um elemento Kelvin apresentou o mesmo problema das calibrações, sendo esta abandonada para os passos seguintes desta pesquisa.

4.5 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Pelo o que se pôde ler neste capítulo, a modelagem escolhida para as calibrações se mostrou bastante satisfatória, tanto para representar o comportamento carga-deslocamento do material como para previsão de comportamento, tal como foi feito nas previsões.

Na modelagem escolhida, tentou-se de forma muito simplificada considerar anisotropia no material, na forma de diferentes constantes de calibração dos deslocamentos verticais e horizontais, englobando dentro destas constantes variáveis como o coeficiente de Poisson, que não é de fácil obtenção, tanto que Brito (2006) adotou valores típicos indicados na literatura para as análises dos mesmos dados apresentados nesta dissertação.

Idealmente, uma modelagem utilizando tensores constitutivos anisotrópicos e Método dos Elementos Finitos (MEF) poderia ser utilizada para modelar o comportamento do material, além de que neste tensor estaria estabelecida uma relação entre deformações verticais e horizontais. Entretanto, a adoção do MEF ocasionaria dificuldades no procedimento de calibração, inclusive com possibilidade de tornar a calibração não exequível. Assim, para os fins desta pesquisa, a calibração pela modelagem aqui adotada mostrou-se suficiente.

A relação dos deslocamentos da parcela viscosa com o índice de vazios foi bastante útil no sentido que nas previsões que serão feitas no próximo capítulo, se escolham os parâmetros adequados que melhor se aproximem das características do CP em questão, assim existindo melhores possibilidades de uma boa previsão de resultados.

Quanto aos métodos de calibração, embora tenham obtido êxito na sua tarefa, ainda precisam ser aprimorados para que torne o processo mais rápido e com resultados fisicamente aceitáveis, o que aumentaria a velocidade de análise de dados e conseqüentemente o entendimento do comportamento dos materiais, procedendo-se modelagens com mais de 3 elementos Kelvin na série de Prony.

5 APLICAÇÕES DO MODELO ÀS PREVISÕES DE RESULTADOS

Neste capítulo, faz-se a aplicação do Princípio da Correspondência Elasto-viscoelástica (PCEV) para previsão de resultados, comparando-as aos resultados obtidos experimentalmente para verificar a capacidade de previsão do modelo descrito no capítulo 4. A previsão é feita em função dos dados de calibração obtidas no capítulo anterior, referente ao ensaio de tempo de carga de 0,1 s; ciclo de carga-descanso com de 1 Hz e carga equivalente a 15% da Resistência à Tração (RT), configuração padrão no meio profissional.

5.1 SELEÇÃO DE DADOS PARA AS PREVISÕES

É óbvio que para o sucesso das previsões se escolham parâmetros constitutivos equivalentes ao material que se deseja fazer-las. No capítulo 3, foram listados os valores dos índices de vazios dos CP's, notando-se 3 diferentes grupos de índices de vazios. Viu-se que o índice de vazios tem influência no valor das constantes D, fundamentalmente no valor de D_p e nos respectivos deslocamentos.

Assim, a seleção de dados para previsão baseia-se na proximidade do índice de vazios do CP do qual se deseja prever dados com o índice de vazios do CP de onde foram retirados dados das calibrações, assumindo que os dois materiais (calibração e previsão) sejam os mesmos.

Na tabela 5.1, são mostrados para quais ensaios e CP's os dados das calibrações são utilizados nas previsões. A previsão é feita apenas com a modelagem com 2 e 3 elementos Kelvin, devido ao insucesso mostrado pela modelagem com 1 elemento Kelvin no capítulo anterior:

Tabela 5.1: Relação de dados e CP's utilizados nas previsões

CP referente aos dados de calibração	Ensaio 0,1 s; 1Hz;30% RT	Ensaio 0,15s 1Hz;15% RT	Ensaio 0,2 s; 1Hz;15% RT	Ensaio 0,1 s; 3Hz;15% RT	Ensaio 0,1 s; 5Hz;15% RT
3K	4L	2A	6O	2M	6J
5I	3Q	6N	5N	4N	5A
6E	5Q	1N	3M	5M	1I

As diferenças de índices de vazios entre os CP's das calibrações e os da previsão estão na tabela 5.2:

Tabela 5.2: Diferenças de índice de vazios entre os CP's das calibrações e das previsões

CP referente aos dados de calibração	Ensaio 0,1 s; 1Hz;30% RT	Ensaio 0,15s 1Hz;15% RT	Ensaio 0,2 s; 1Hz;15% RT	Ensaio 0,1 s; 3Hz;15% RT	Ensaio 0,1 s; 5Hz;15% RT
3K	0.12%	0.10%	0.10%	0.08%	0.09%
5I	0.25%	0.12%	0.22%	0.01%	0.09%
6E	0.21%	0.20%	0.02%	0.20%	0.01%

As diferenças de índices de vazios não passam de 5% com relação ao índice de vazios dos CP's das calibrações (ver item 3.1), teoricamente considerando-se os materiais como semelhantes.

5.2 PREVISÕES

As previsões são feitas conforme informado na tabela 5.1. Serão comparados os resultados dos dados médios experimentais de 5 ciclos carga-descanso com as previsões com 2 e 3 elementos Kelvin. Cada um dos subitens a seguir tratará de uma variação de ensaio.

As tabelas 5.3 e 5.4 mostram os dados das calibrações que serão usados nas previsões a seguir, nos próximos subitens. Os dados são os mesmos mostrados no capítulo anterior, no item 4.4, mas aqui estão expostos para facilidade de acesso aos mesmos.

Tabela 5.3: Dados das calibrações utilizados nas previsões na modelagem com 2 elementos Kelvin na série de Prony

	3K (hor.)	3K (vert.)	5I (hor.)	5I (vert.)	6E (hor.)	6E (vert.)
$D_0(\text{cm}^2/\text{kN})$	4,150E-04	9,133E-04	4,812E-04	1,307E-03	3,572E-04	7,716E-04
$D_1(\text{cm}^2/\text{kN})$	6,803E-04	1,328E-03	7,018E-04	1,742E-03	7,401E-04	1,470E-03
$T_1(\text{s})$	0,0244	0,0228	0,0232	0,0215	0,0188	0,0187
$D_2(\text{cm}^2/\text{kN})$	1,727E-03	3,662E-03	1,803E-03	5,438E-03	2,009E-03	4,379E-03
$T_2(\text{s})$	0,2748	0,2692	0,2821	0,2535	0,2599	0,2673
$D_p(\text{cm}^2/\text{kNs})$	2,332E-04	2,223E-04	4,872E-04	1,262E-03	2,659E-04	3,464E-04

Tabela 5.4: Dados das calibrações utilizados nas previsões na modelagem com 3 elementos Kelvin na série de Prony

	3K (hor.)	3K (vert.)	5I (hor.)	5I (vert.)	6E (hor.)	6E (vert.)
$D_0(\text{cm}^2/\text{kN})$	2,845E-04	6,548E-04	3,750E-04	1,125E-03	2,828E-04	6,091E-04
$D_1(\text{cm}^2/\text{kN})$	6,578E-04	1,328E-03	6,891E-04	1,766E-03	7,459E-04	1,522E-03
$T_1(\text{s})$	0,0153	0,0147	0,0159	0,0174	0,0151	0,0152
$D_2(\text{cm}^2/\text{kN})$	8,207E-04	1,583E-03	9,836E-04	3,751E-03	9,554E-04	1,996E-03
$T_2(\text{s})$	0,1474	0,152	0,1661	0,2001	0,1709	0,1949
$D_3(\text{cm}^2/\text{kN})$	1,141E-03	2,295E-03	1,071E-03	2,235E-03	1,227E-03	2,490E-03
$T_3(\text{s})$	0,412	0,3478	0,4898	0,473	0,387	0,3319
$D_P(\text{cm}^2/\text{kNs})$	1,968E-04	2,419E-04	4,419E-04	1,092E-03	2,208E-04	3,479E-04

5.2.1 Ensaio com pulso de carga de 0,1 s; ciclo de 1 Hz; carga máxima equivalente a 30% da RT

Os dados de entrada necessários para esta previsão estão mostrados na tabela 5.5. Os erros quadráticos por ciclo da cada uma das previsões estão mostrados na tabela 5.6:

Tabela 5.5: Dados de entrada para previsão de resultados do ensaio do subitem 5.2.1

	CP 4L	CP 3Q	CP 5Q
$tp_1(\text{s})$	0	0	0
$tp_2(\text{s})$	0,1	0,1	0,1
$tp_3(\text{s})$	1	1	1
$tp_4(\text{s})$	1,1	1,1	1,1
$tp_5(\text{s})$	2	2	2
$tp_6(\text{s})$	2,1	2,1	2,1
$tp_7(\text{s})$	3	3	3
$tp_8(\text{s})$	3,1	3,1	3,1
$tp_9(\text{s})$	4	4	4
$tp_{10}(\text{s})$	4,1	4,1	4,1
$tp_{11}(\text{s})$	5	5	5
$c_0(\text{kN})$	0,00	0,00	0,00
$c_1(\text{kN/s})$	121,73	126,44	109,35
$c_2(\text{kN/s}^2)$	3023,01	2917,74	3549,68

Tabela 5.5 (continuação)

	CP 4L	CP 3Q	CP 5Q
$c_3(\text{kN/s}^3)$	-93330,65	-92864,15	-100086,75
$c_4(\text{kN/s}^4)$	511482,94	512617,22	538858,58
$c_5(\text{kN/s}^5)$	0,00	0,00	0,00
$c_6(\text{kN/s}^6)$	0,00	0,00	0,00

Tabela 5.6: Erros quadráticos por ciclo das previsões do ensaio referido no subitem 5.2.1

Previsão	EQ/ciclo (cm ²)	EQ/ciclo (cm ²)	EQ/ciclo (cm ²)	EQ/ciclo (cm ²)
	desloc. hor. mod. 2 eK	desloc. hor. mod. 3 eK	desloc. vert. mod. 2 eK	desloc. vert. mod. 3 eK
3K => 4L	1,14289E-07	1,16268E-07	1,03723E-06	9,81939E-07
5I => 3Q	9,20056E-07	9,09064E-07	1,80858E-06	2,00389E-06
6E => 5Q	1,8268E-07	2,0227E-07	8,6931E-06	8,6834E-06

As figuras 5.1 a 5.3 mostram as comparações gráficas entre as previsões expostas na tabela 5.6. Analisando-se estas três figuras, se observa que:

- As previsões de deslocamentos horizontais são muito mais bem sucedidas que as de deslocamentos verticais neste caso. Nos CP's 4L e 5Q os deslocamentos previstos e experimentais são praticamente coincidentes, principalmente nos ciclos iniciais;
- Existe uma deficiência, crescente ao longo dos ciclos, de modelagem dos deslocamentos residuais nas previsões, muito mais evidente nas previsões de deslocamentos verticais. Nas amostras com menor índice de vazios, isto se mostra mais evidente ainda. A causa disto pode ser a não linearidade dos deslocamentos viscosos (ou irreversíveis) com a carga, não linearidade que é considerada por Gibson *et al.* (2003), utilizando o modelo expresso pela equação 5.1:

$$\varepsilon_{VP}(t) = \left(\frac{p+1}{D} \right)^{\frac{1}{p+1}} \left[\int_0^t [\sigma(t)]^q dt \right]^{\frac{1}{p+1}} \quad (\text{equação 5.1})$$

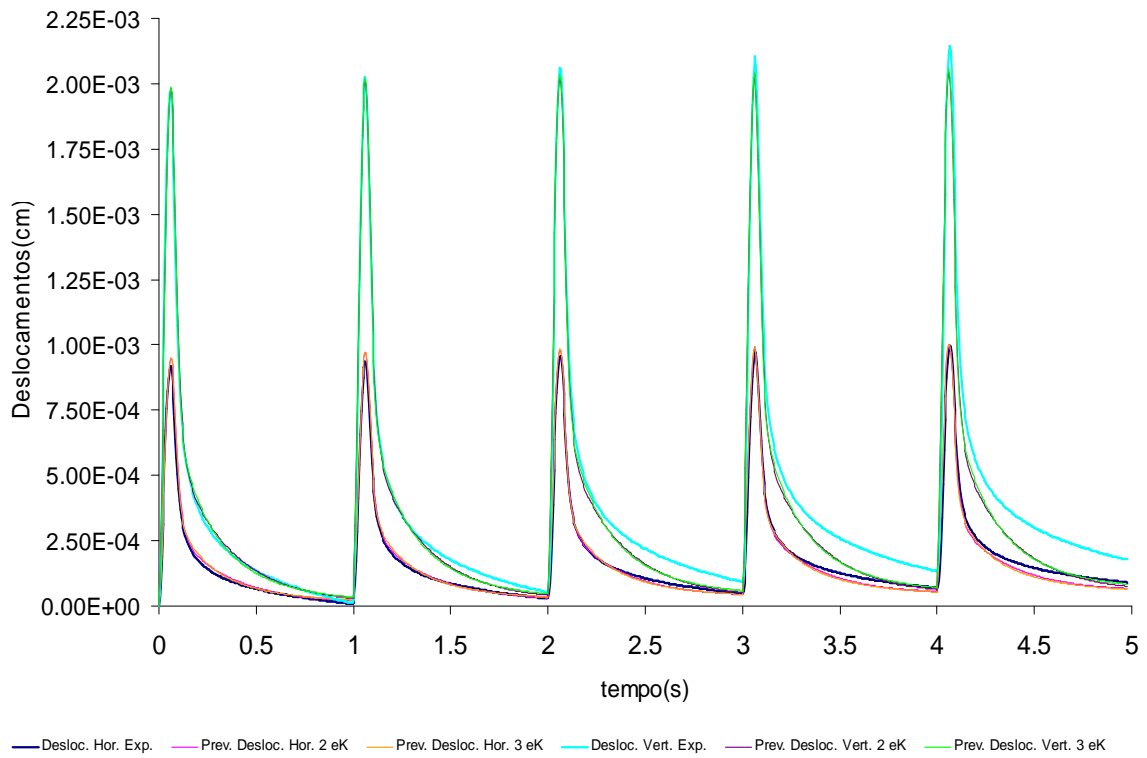


Figura 5.1: Previsões de deslocamentos para o CP 4L

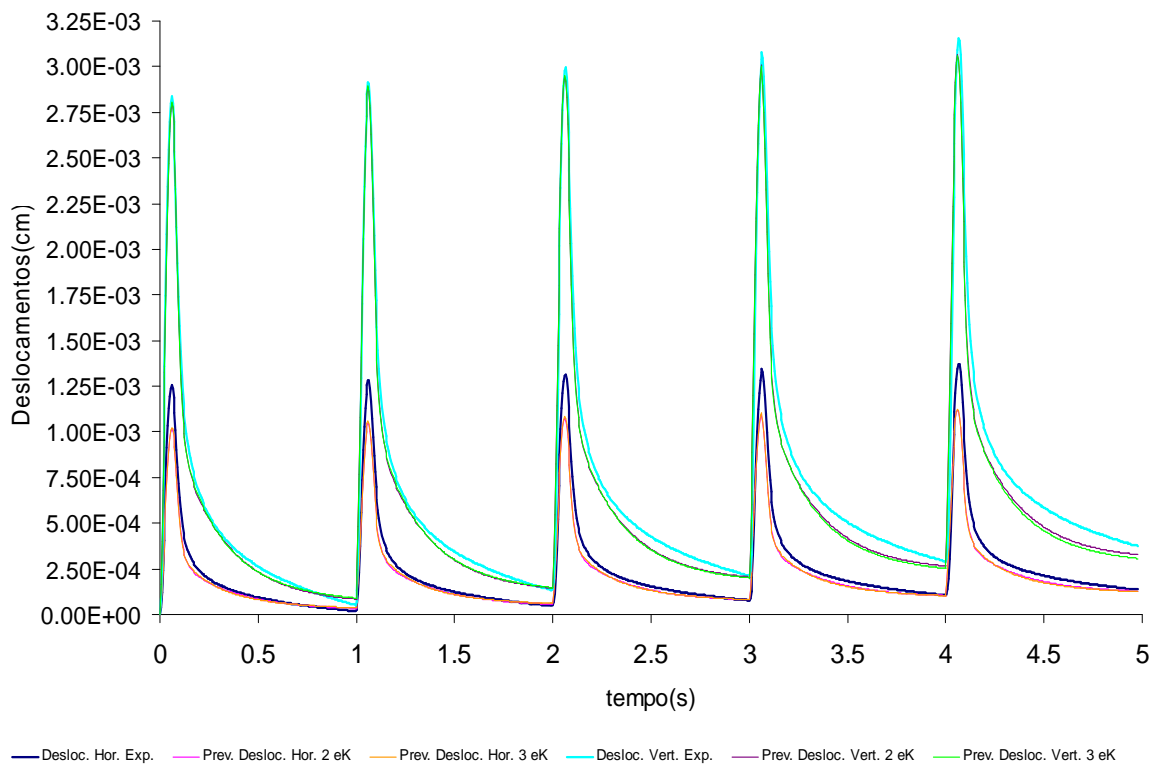


Figura 5.2: Previsões de deslocamentos para o CP 3Q

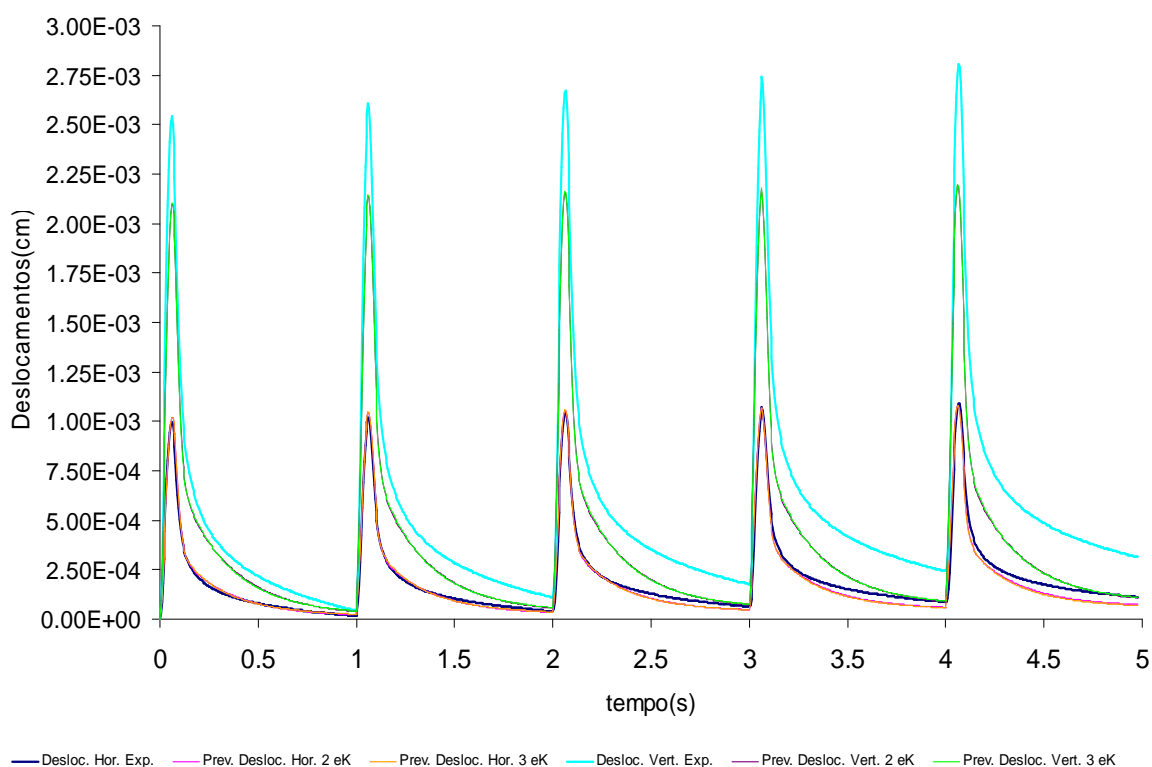


Figura 5.3: Previsões de deslocamentos para o CP 5Q

onde ϵ_{vp} são as deformações viscoplásticas (viscosas no caso, fazendo-se a analogia) e p , q e D são parâmetros do modelo relativos a referida deformação;

- c) No trecho carregado de cada ciclo, houve uma boa previsão para os dados do CP 4L, presumindo-se que isto se deve ao baixo índice de vazios desta amostra, o que faz predominar deslocamentos elásticos e viscoelásticos no material. Como nesta região os deslocamentos viscosos são pouco importantes em termos de magnitude (ver calibrações no capítulo 4) em relação às outras parcelas, ainda mais se tratando de uma amostra com baixo índice de vazios, a previsão foi bem sucedida devido o material apresentar um comportamento mais próximo do linear por isto;
- d) Enfim, em resumo, o que se constatou foi boa linearidade dos deslocamentos elásticos e viscoelásticos, já que as cargas aqui aplicadas eram exatamente o dobro das que se realizaram as calibrações, **TORNANDO ESTA PREVISÃO UM TESTE DE LINEARIDADE DO MATERIAL**. Também se constatou não linearidade das deformações viscosas, o que é evidenciado pela crescente divergência dos deslocamentos no trecho de descanso dos ciclos.

5.2.2 Ensaio com pulso de carga de 0,15 s; ciclo de 1 Hz; carga máxima equivalente a 15% da RT

Os dados de entrada necessários para esta previsão estão mostrados na tabela 5.7. Nota-se que os t_p não coincidem com os 0,15 s como desejados nos ensaios. Supõe-se que a causa disto sejam problemas no equipamento do ensaio, explicado em detalhes em Brito (2006).

Tabela 5.7: Dados de entrada para previsão de resultados do ensaio do subitem 5.2.2

	CP 2A	CP 6N	CP 1N
$tp_1(s)$	0	0	0
$tp_2(s)$	0,13	0,135	0,135
$tp_3(s)$	1	1	1
$tp_4(s)$	1,13	1,135	1,135
$tp_5(s)$	2	2	2
$tp_6(s)$	2,13	2,135	2,135
$tp_7(s)$	3	3	3
$tp_8(s)$	3,13	3,135	3,135
$tp_9(s)$	4	4	4
$tp_{10}(s)$	4,13	4,135	4,135
$tp_{11}(s)$	5	5	5
$c_0(kN)$	0,00	0,00	0,00
$c_1(kN/s)$	44,10	34,19	40,57
$c_2(kN/s^2)$	4285,56	4742,36	4366,39
$c_3(kN/s^3)$	-181583,21	-189793,47	-180543,93
$c_4(kN/s^4)$	2849194,33	2907751,19	2799120,41
$c_5(kN/s^5)$	-20067967,83	-20136514,97	-19544058,14
$c_6(kN/s^6)$	52253016,22	51728306,55	50531173,16

Os erros quadráticos por ciclo da cada uma das previsões estão mostrados na tabela 5.8:

Tabela 5.8: Erros quadráticos por ciclo das previsões do ensaio referido no subitem 5.2.2

Previsão	EQ/ciclo (cm ²)	EQ/ciclo (cm ²)	EQ/ciclo (cm ²)	EQ/ciclo (cm ²)
	desloc. hor. mod. 2 eK	desloc. hor. mod. 3 eK	desloc. vert. mod. 2 eK	desloc. vert. mod. 3 eK
3K => 2A	1,14649E-06	1,11236E-06	5,17738E-06	5,14171E-06
5I => 6N	2,15637E-07	2,24786E-07	6,49092E-06	6,2209E-06
6E => 1N	7,67336E-07	7,56485E-07	2,17093E-06	2,14656E-06

As figuras 5.4 a 5.6 mostram comparações gráficas entre as previsões expostas na tabela 5.8. Analisando-as, se observa que:

- Os resultados previstos ficaram com magnitudes bem inferiores aos resultados experimentais. Como é de se esperar de um material tão complexo como uma mistura asfáltica, ainda mais se tratando no caso de um asfalto borracha, no qual sua composição envolve quatro fases (agregados, ligante, borracha e vazios), surge a variabilidade de resultados. No caso se deu margem a isto, pois as calibrações foram baseadas em poucos resultados de ensaios, não se tendo uma amostragem suficiente para cobrir estas variabilidades;

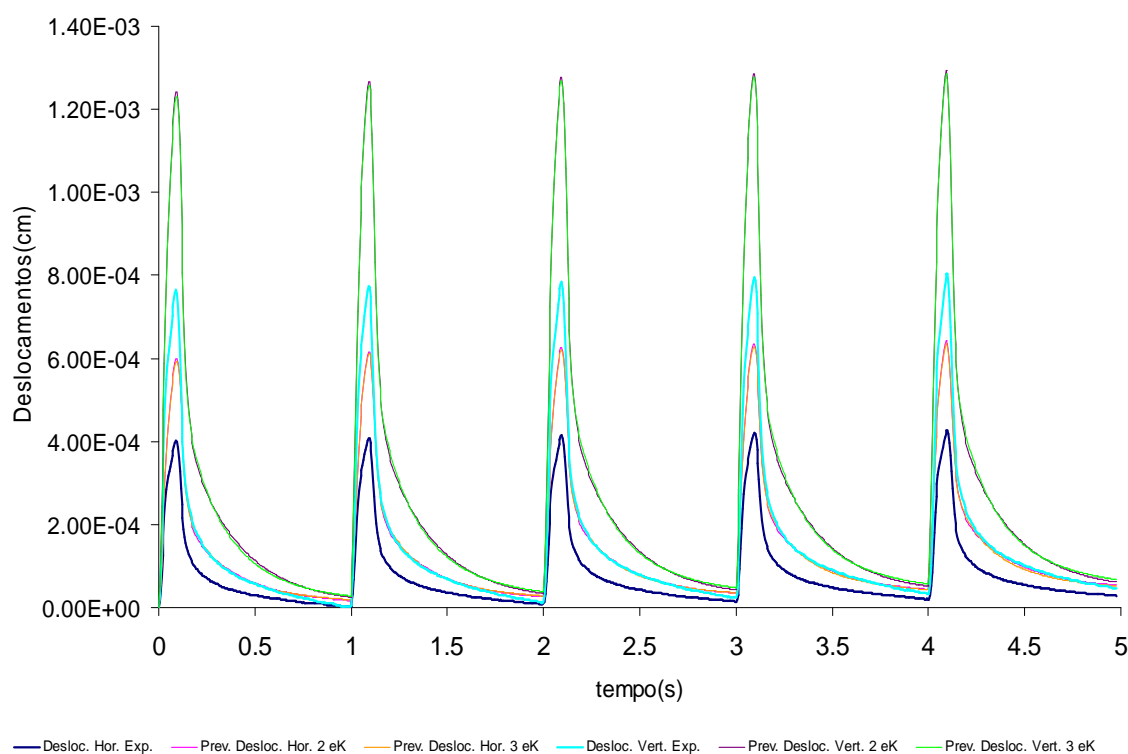


Figura 5.4: Previsões de deslocamentos para o CP 2A

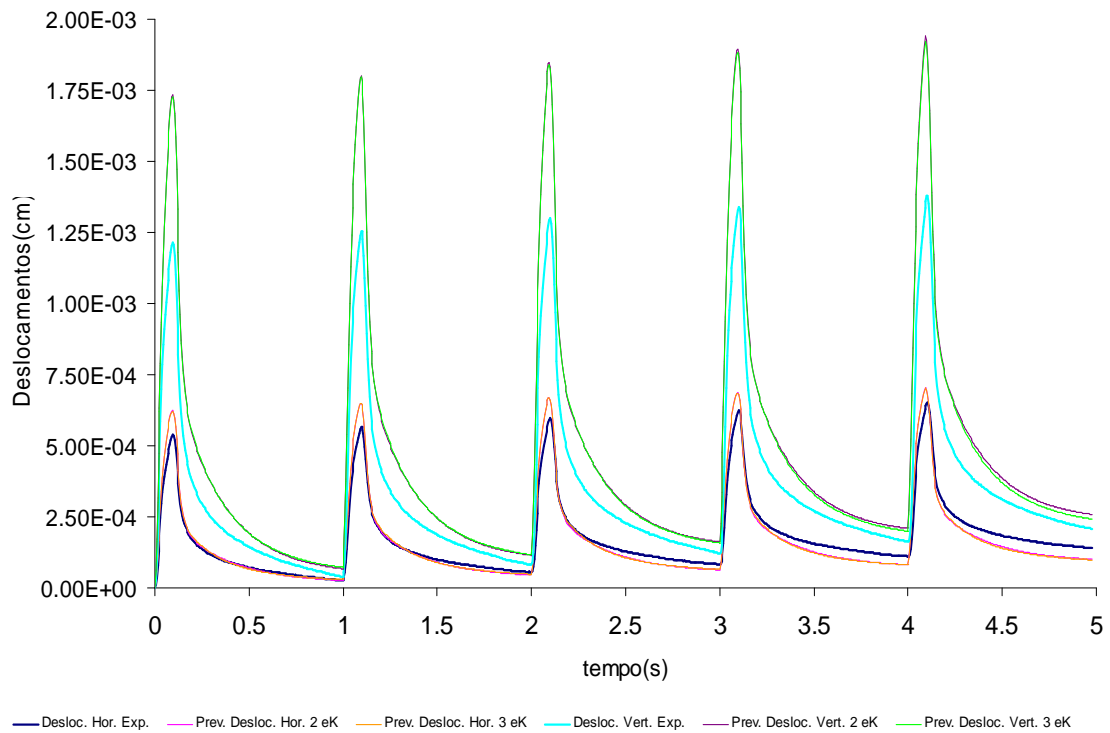


Figura 5.5: Previsões de deslocamentos para o CP 6N

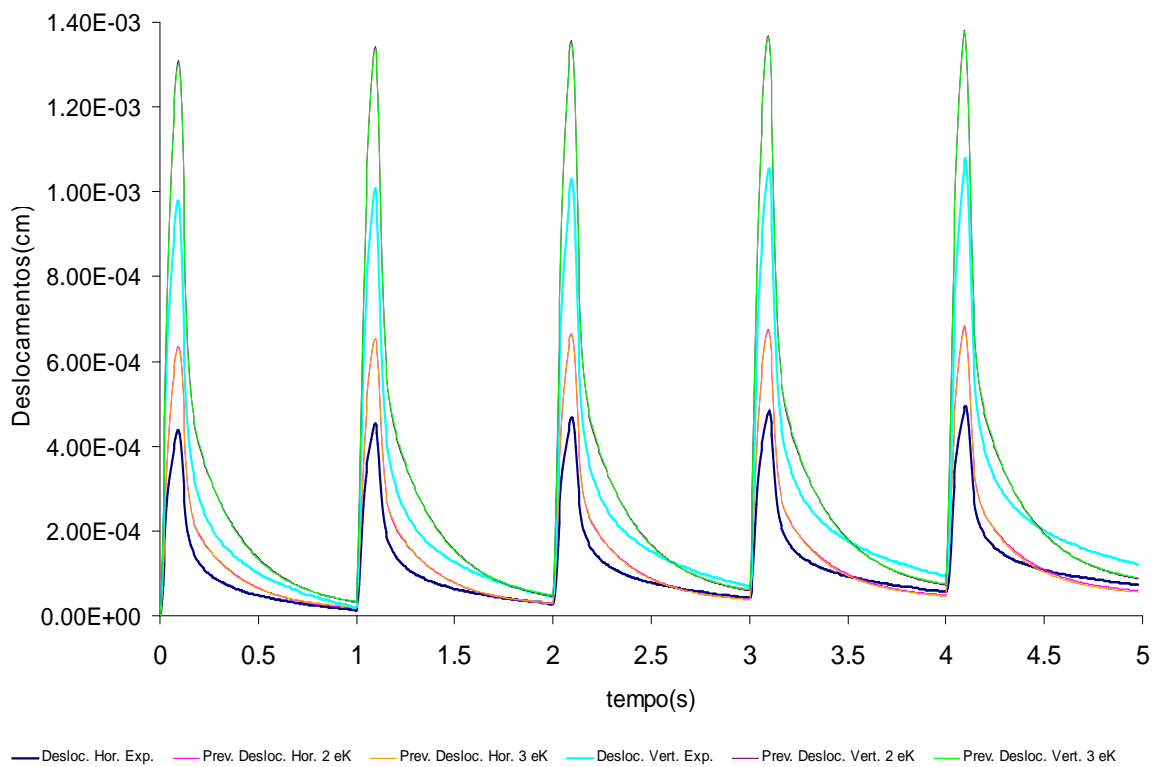


Figura 5.6: Previsões de deslocamentos para o CP 1N

- b) Entretanto, se nota que qualitativamente, as previsões parecem estar de acordo com os resultados experimentais. Um teste pode ser feito para verificar isto: normalização das curvas teórica e experimental, dividindo-se os valores de suas ordenadas pelo valor da máxima ordenada entre todos os pulsos carga-descanso. Um exemplo é feito no caso da previsão dos deslocamentos horizontais para o CP 1N, cujo resultado pode ser visto na figura 5.7:

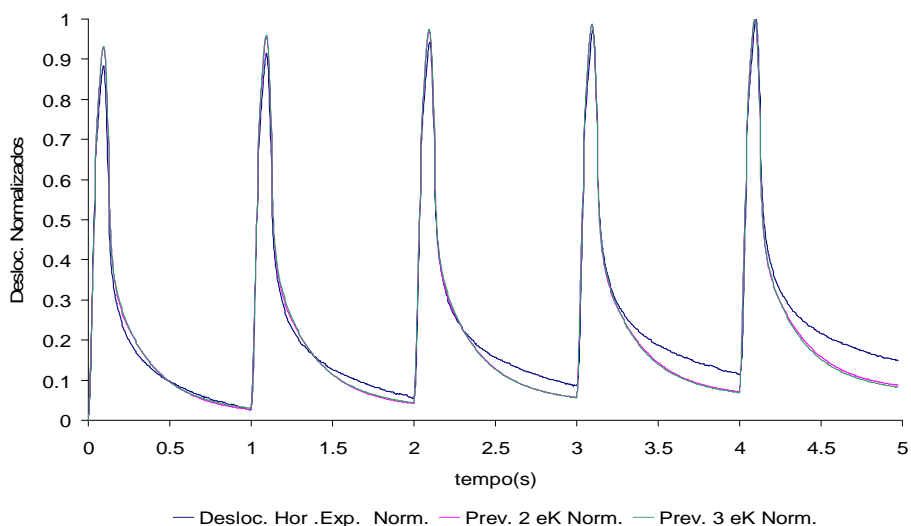


Figura 5.7: Deslocamentos horizontais normalizados no CP 1N

Analisando-se a figura 5.7, realmente se comprova o que foi dito anteriormente: existe uma concordância qualitativa entre as curvas. O mesmo teste poderia se aplicar às demais previsões, chegando-se a mesma conclusão.

- c) Comparando-se o comportamento desta previsão com a previsão do item 5.2.1, algo semelhante acontece: os deslocamentos residuais são subestimados pelas previsões. A causa disto poderia estar ligada a não linearidade dos deslocamentos viscosos neste caso também, que desta vez não seria devido à magnitude da carga, mas sim ao maior tempo de carga do CP, assumindo o comportamento expresso pela equação 5.1 como aplicável ao caso. Esta influência seria tão maior quanto fosse maior que 1 o valor de q na equação 5.1. Gibson et al. (2003), ensaiando misturas asfálticas convencionais encontraram valores de q para este modelo na ordem de 2, o que reforça mais o que foi assumido aqui.

5.2.3 Ensaio com pulso de carga na forma 1 de 0,20 s; ciclo de 1 Hz; carga máxima equivalente a 15% da RT

Brito (2006) ensaiou os CP's com tempo de carga 0,2 s de duas formas, diferenciadas pela forma do pulso de carga. A forma típica do "pulso forma 1" pode ser vista na figura 5.8:

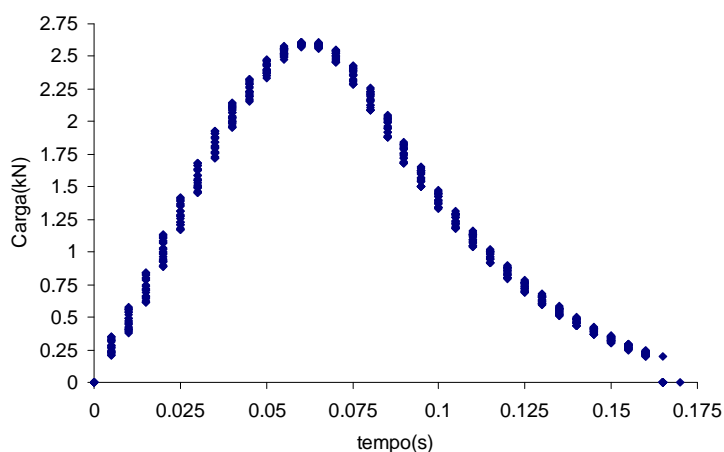


Figura 5.8: Forma típica do “pulso forma 1” nos ensaios com tempo de carga de 0,2 s

Nos dados de entrada da tabela 5.9 se nota que os t_p diferem dos 0,2 s desejados nos ensaios.

Tabela 5.9: Dados de entrada para previsão de resultados do ensaio do subitem 5.2.3

	CP 60	CP 5N	CP 3M
$tp_1(s)$	0	0	0
$tp_2(s)$	0,165	0,1675	0,165
$tp_3(s)$	1	1	1
$tp_4(s)$	1,165	1,1675	1,165
$tp_5(s)$	2	2	2
$tp_6(s)$	2,165	2,1675	2,165
$tp_7(s)$	3	3	3
$tp_8(s)$	3,165	3,1675	3,165
$tp_9(s)$	4	4	4
$tp_{10}(s)$	4,165	4,1675	4,165
$tp_{11}(s)$	5	5	5
$c_0(kN)$	0,00	0,00	0,00
$c_1(kN/s)$	24,28	24,90	30,01
$c_2(kN/s^2)$	2131,19	2139,09	1742,81
$c_3(kN/s^3)$	-47119,07	-47983,04	-37350,44
$c_4(kN/s^4)$	312392,41	331051,31	200832,01
$c_5(kN/s^5)$	-595967,72	-747082,08	-6775,96
$c_6(kN/s^6)$	-446435,89	-35625,60	-1619735,31

Os erros quadráticos por ciclo da cada uma das previsões estão mostrados na tabela 5.10:

Tabela 5.10: Erros quadráticos por ciclo das previsões do ensaio referido no subitem 5.2.3

Previsão	EQ/ciclo (cm ²)	EQ/ciclo (cm ²)	EQ/ciclo (cm ²)	EQ/ciclo (cm ²)
	desloc. hor. mod. 2 eK	desloc. hor. mod. 3 eK	desloc. vert. mod. 2 eK	desloc. vert. mod. 3 eK
3K => 6O	2,38371E-07	2,48158E-07	6,01135E-07	5,59873E-07
5I => 5N	3,05392E-07	3,08921E-07	1,57828E-05	1,53844E-05
6E => 3M	5,11625E-07	4,97918E-07	1,58762E-06	1,57555E-06

As figuras 5.10 a 5.12 mostram a comparação dos resultados teóricos com as previsões feitas pelo modelo. Analisando-se as três figuras que seguem, observa-se que:

- Os mesmos problemas que foram detectados nas previsões anteriores foram detectados aqui: grande diferença na magnitude dos deslocamentos experimentais com os previstos, o que se evidencia quanto maior o índice de vazios da amostra, além da deficiência de previsão de deslocamentos residuais, no trecho de descanso;
- Qualitativamente, como no caso anterior, as curvas concordam, sendo isto visto na normalização das mesmas. A figura 5.9 mostra o exemplo da normalização das curvas referentes aos deslocamentos verticais do CP 5N, que foi a previsão de maior erro quadrático por ciclo, comprovando a concordância qualitativa as curvas:

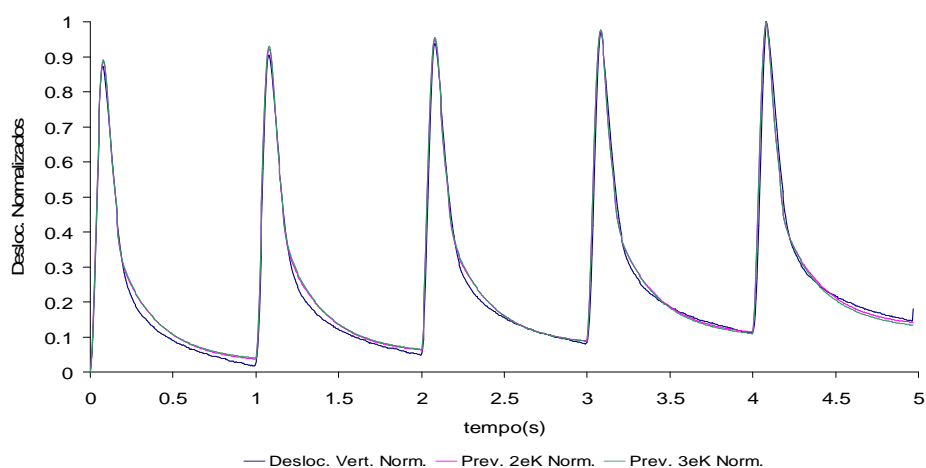


Figura 5.9: Deslocamentos verticais normalizados no CP 5N

Como se vê, as curvas são praticamente sobrepostas. Nota-se que os deslocamentos experimentais do trecho descarregado começam inferiores aos previstos, mas crescem ao longo dos ciclos, ficando superiores em magnitude aos previstos, evidenciando o crescimento de diferença de deslocamentos ao longo dos ciclos nestes trechos, como visto na figura 5.7.

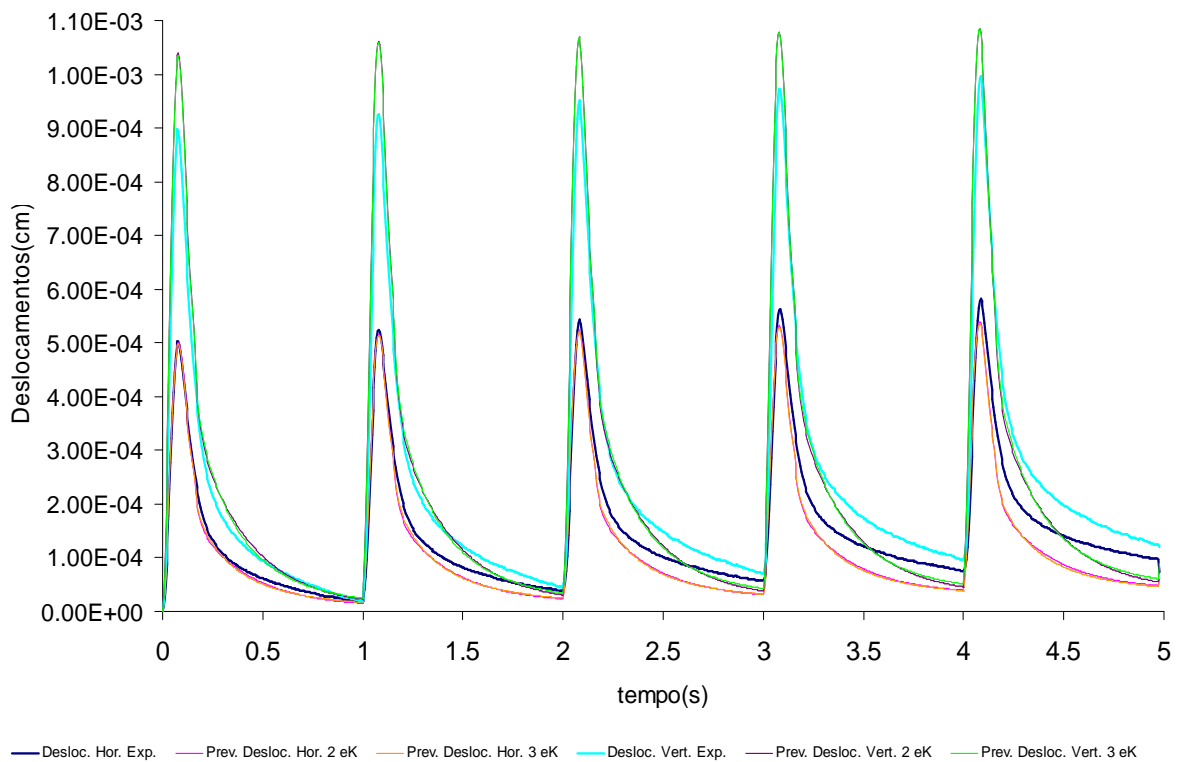


Figura 5.10: Previsões de deslocamentos para o CP 6O (pulso forma 1)

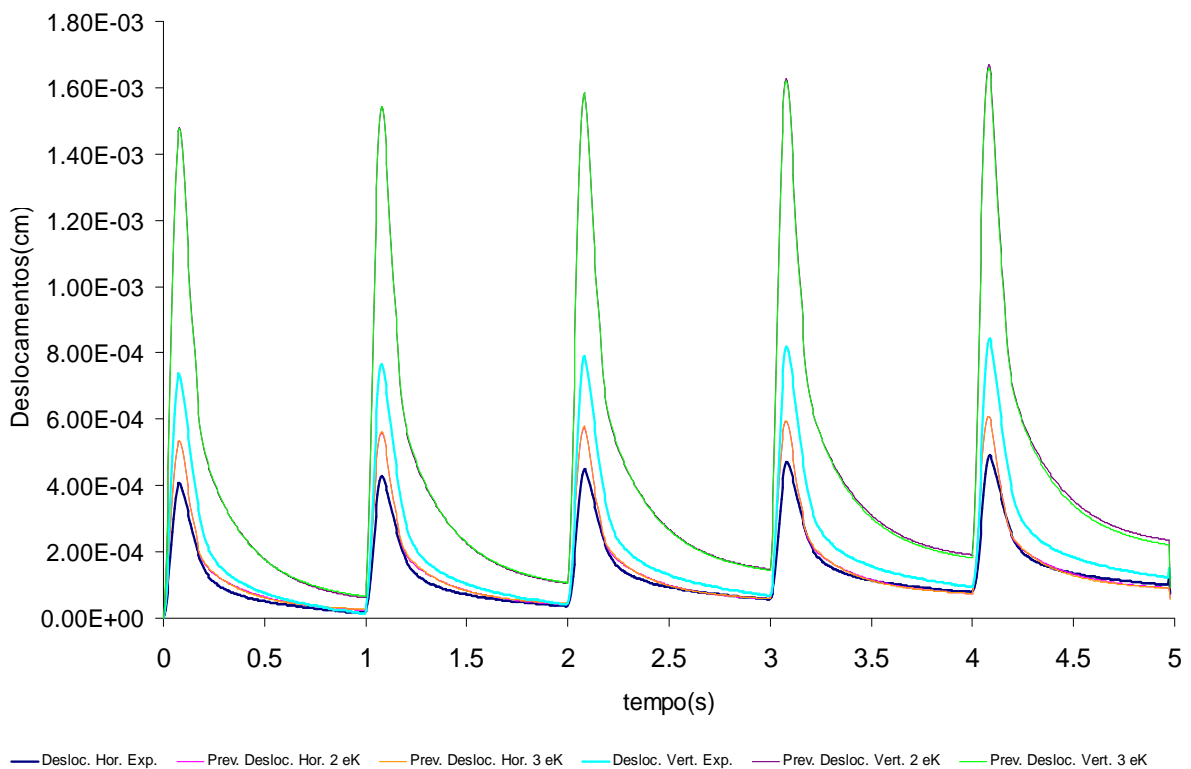


Figura 5.11: Previsões de deslocamentos para o CP 5N (pulso forma 1)

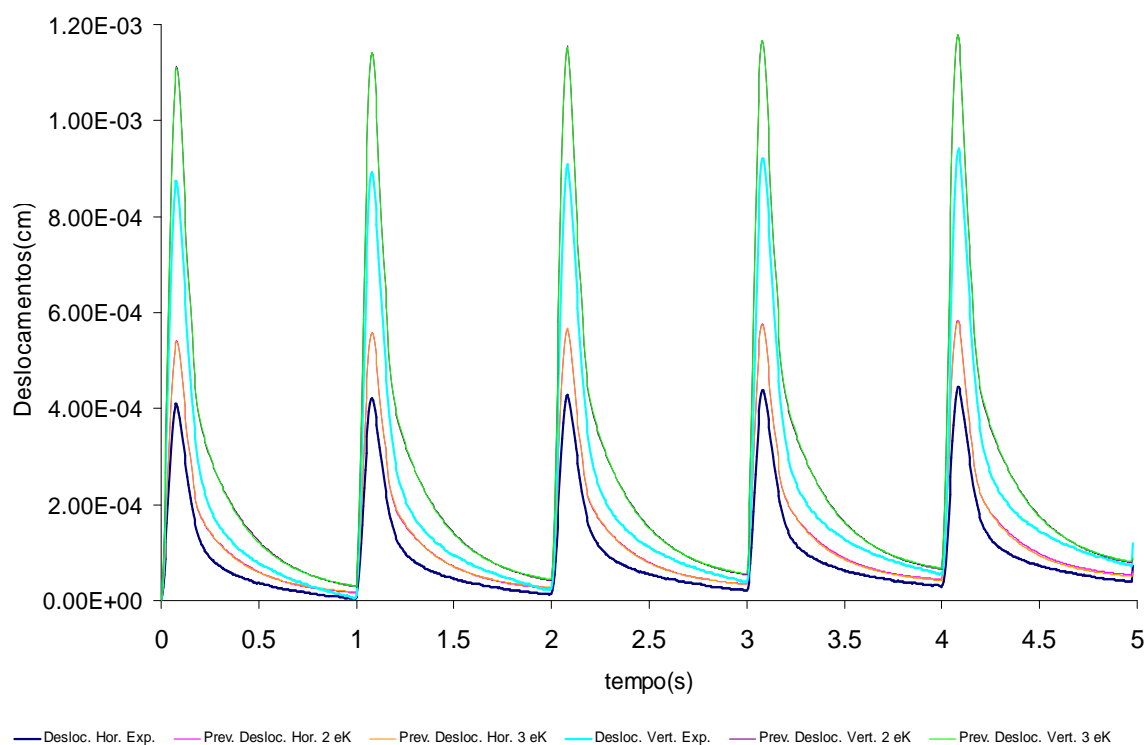


Figura 5.12: Previsões de deslocamentos para o CP 3M (pulso forma 1)

5.2.4 Ensaio com pulso de carga na forma 2 de 0,20 s; ciclo de 1 Hz; carga máxima equivalente a 15% da RT

Os dados de entrada para as previsões podem ser vistos na tabela 5.11:

Tabela 5.11: Dados de entrada para previsão de resultados do ensaio do subitem 5.2.4

	CP 60	CP 5N	CP 3M
tp ₁ (s)	0	0	0
tp ₂ (s)	0,175	0,175	0,175
tp ₃ (s)	1	1	1
tp ₄ (s)	1,175	1,175	1,175
tp ₅ (s)	2	2	2
tp ₆ (s)	2,175	2,175	2,175
tp ₇ (s)	3	3	3
tp ₈ (s)	3,175	3,175	3,175
tp ₉ (s)	4	4	4

Tabela 5.11 (continuação)

	CP 6O	CP 5N	CP 3M
$tp_{10}(s)$	4,175	4,175	4,175
$tp_{11}(s)$	5	5	5
$c_0(kN)$	0,00	0,00	0,00
$c_1(kN/s)$	60,14	66,76	61,70
$c_2(kN/s^2)$	1869,58	1563,12	1762,79
$c_3(kN/s^3)$	-81042,25	-74916,03	-78118,98
$c_4(kN/s^4)$	1060531,00	998780,98	1023242,05
$c_5(kN/s^5)$	-5897188,88	-5589393,50	-5676756,72
$c_6(kN/s^6)$	11832062,42	11232806,44	11348963,32

A forma de pulso típica para o chamado “pulso forma 2” é visto na figura 5.13. Os resultados das previsões são mostrados a seguir, nas figuras 5.14 a 5.16. Os erros quadráticos por ciclo da cada uma das previsões estão mostrados na tabela 5.12.

Novamente é notado o mesmo comportamento dos três ensaios anteriores nesta previsão: diferença da magnitude das previsões com os dados experimentais e divergência dos deslocamentos nos trechos descarregados ao longo dos ciclos. Obviamente que a normalização destas curvas mostra uma boa correlação qualitativa entre elas, algo que também acontece para os ensaios anteriores.

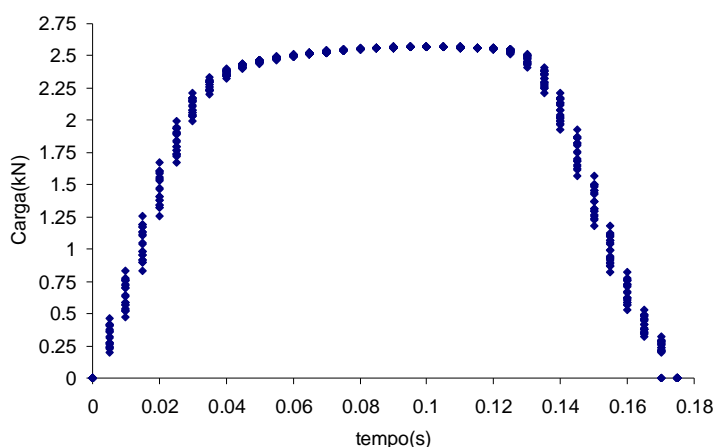


Figura 5.13: Forma típica do “pulso forma 2” nos ensaios com tempo de carga de 0,2 s

Tabela 5.12: Erros quadráticos por ciclo das previsões do ensaio referido no subitem 5.2.4

Previsão	EQ/ciclo (cm ²)	EQ/ciclo (cm ²)	EQ/ciclo (cm ²)	EQ/ciclo (cm ²)
	desloc. hor. mod. 2 eK	desloc. hor. mod. 3 eK	desloc. vert. mod. 2 eK	desloc. vert. mod. 3 eK
3K => 6O	8,47369E-08	9,6648E-08	2,13258E-06	2,10188E-06
5I => 5N	9,59427E-07	9,58483E-07	4,14537E-05	4,03768E-05
6E => 3M	1,38154E-06	1,34547E-06	5,73936E-06	5,71552E-06

Feitas as previsões para os ensaios realizados a 1 Hz, o que se pode ter como conclusão geral até aqui é que pode surgir destas conclusões uma base para que sejam feitas previsões para as curvas normalizadas, já que estas descrevem o comportamento das amostras, ou pelo menos de suas curvas normalizadas de forma satisfatória, bastando-se buscar alternativas para a modelagem da parcela irreversível de deslocamento.

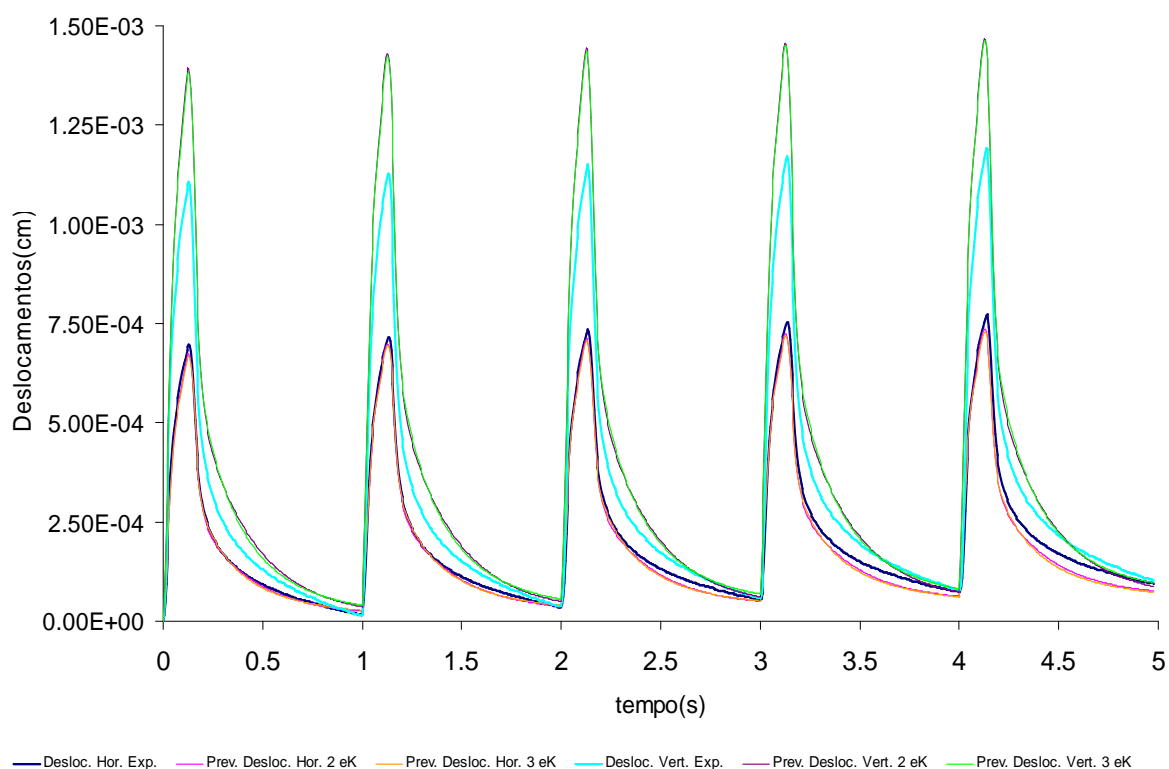


Figura 5.14: Previsões de deslocamentos para o CP 6O (pulso forma 2)

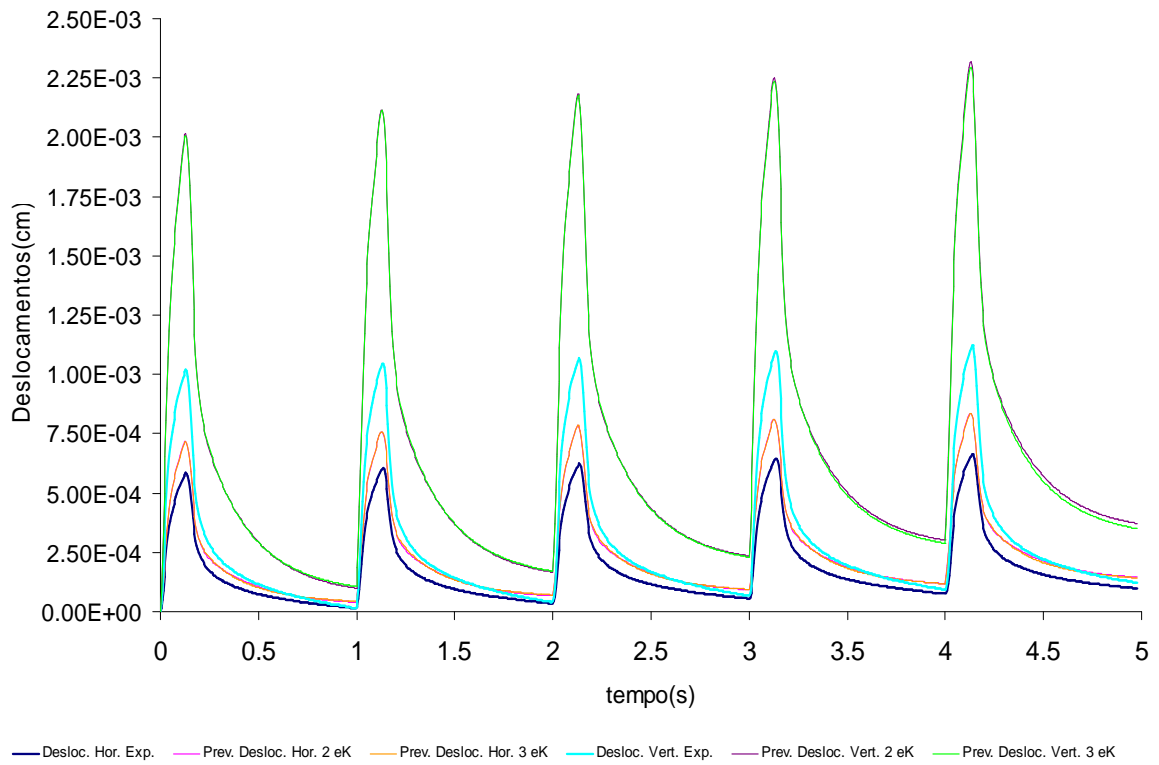


Figura 5.15: Previsões de deslocamentos para o CP 5N (pulso forma 2)

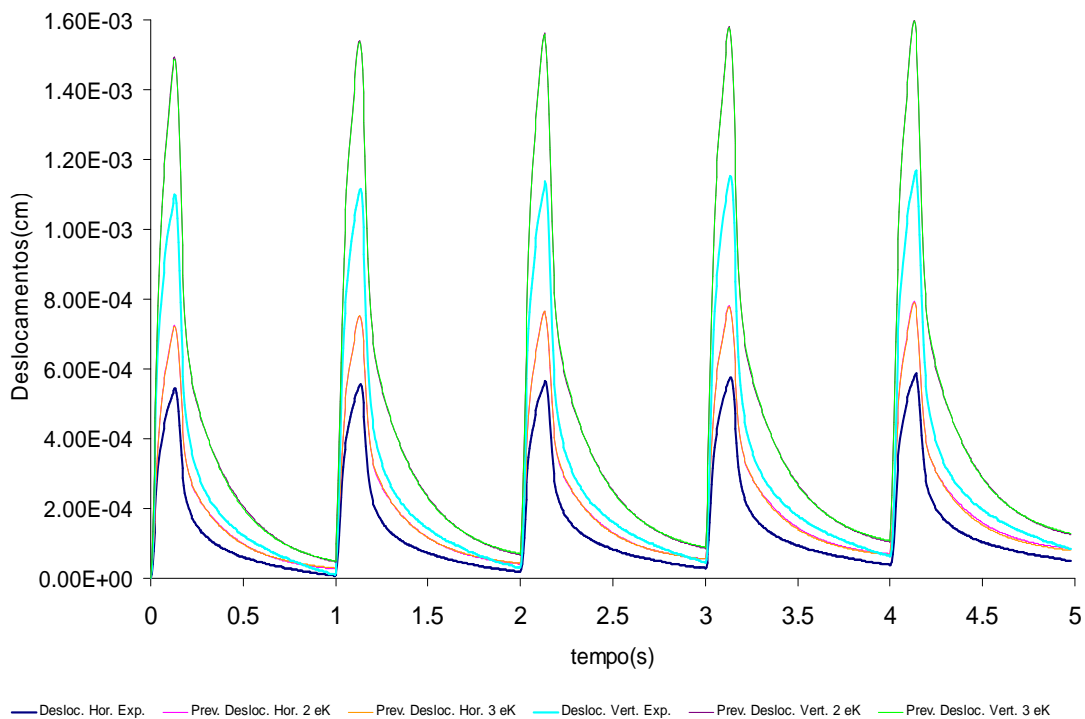


Figura 5.16: Previsões de deslocamentos para o CP 3M (pulso forma 2)

5.2.5 Ensaio com pulso de carga de 0,1 s; ciclo de 3 Hz; carga máxima equivalente a 15% da RT

A tabela 5.13 mostra os dados de entrada para a previsão:

Tabela 5.13: Dados de entrada para previsão de resultados do ensaio do subitem 5.2.5

	CP 2M	CP 4N	CP 5M
tp ₁ (s)	0	0	0
tp ₂ (s)	0,1	0,1	0,1
tp ₃ (s)	0,33	0,33	0,33
tp ₄ (s)	0,43	0,43	0,43
tp ₅ (s)	0,67	0,67	0,67
tp ₆ (s)	0,77	0,77	0,77
tp ₇ (s)	1	1	1
tp ₈ (s)	1,1	1,1	1,1
tp ₉ (s)	1,33	1,33	1,33
tp ₁₀ (s)	1,43	1,43	1,43
tp ₁₁ (s)	1,67	1,67	1,67
c ₀ (kN)	0,00	0,00	0,00
c ₁ (kN/s)	59,82	58,03	65,34
c ₂ (kN/s ²)	1760,28	1832,77	1562,64
c ₃ (kN/s ³)	-52397,76	-52689,47	-50072,00
c ₄ (kN/s ⁴)	288326,33	285746,04	279104,78
c ₅ (kN/s ⁵)	0,00	0,00	0,00
c ₆ (kN/s ⁶)	0,00	0,00	0,00

No caso de ensaios com frequência maior que 1 Hz, a simples comparação dos erros quadráticos por pulso não é coerente, já que para estes ensaios, o número de pontos fornecido é menor. Para contornar isso e permitir a comparação, a tabela 5.14 mostra os erros quadráticos por ciclo vezes a frequência do ciclo carga-descanso de cada uma das previsões deste subitem:

Tabela 5.14: Erros quadráticos por ciclo das previsões do ensaio referido no subitem 5.2.5

Previsão	EQ/ciclo (cm ² /s) desloc. hor. mod. 2 eK	EQ/ciclo (cm ² /s) desloc. hor. mod. 3 eK	EQ/ciclo (cm ² /s) desloc. vert. mod. 2 eK	EQ/ciclo (cm ² /s) desloc. vert. mod. 3 eK
3K => 2M	4,32061E-06	4,22081E-06	1,22824E-05	1,16763E-05
5I => 4N	8,07042E-07	7,79953E-07	2,47573E-05	2,48982E-05
6E => 5M	1,82532E-06	1,82351E-06	6,49487E-06	6,28927E-06

As figuras a seguir (5.17 a 5.19) mostram os resultados das previsões para este ensaio. Uma diferença em relação aos comportamentos anteriores é vista aqui: a diferença entre os deslocamentos previstos e experimentais nos períodos de descanso cresce notavelmente, tanto para deslocamentos verticais quanto horizontais. Acredita-se que desta vez isto não tem como causa principal a variabilidade de resultados proporcionada pela estrutura complexa das misturas asfálticas, mas sim às aplicações de carga feitas antes do registro dos dados. Como explicado no capítulo 3 e detalhado por Brito (2006), antes do registro dos dados existe a aplicação de 50 ciclos de carga-descanso para que, entre outras coisas, exista uma espécie de condicionamento da amostra. Este condicionamento é feito na magnitude e na frequência dos ciclos no qual são registrados os dados mais tarde.

Fica então óbvio que o processo de condicionamento dos ensaios a 3 Hz é diferente com relação aos ensaios a 1 Hz. O condicionamento em uma frequência maior parece ser mais eficiente em reduzir a parcela viscosa de deslocamento, o que se supõe estar causando esta diferença.

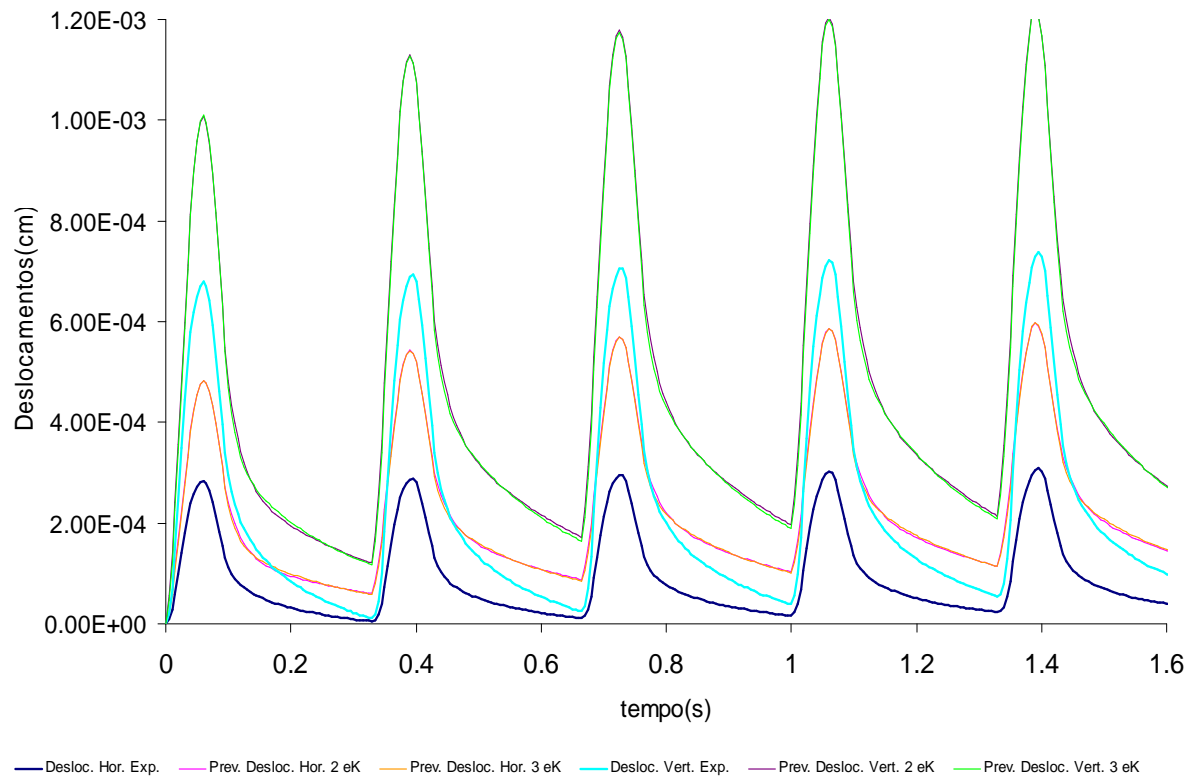


Figura 5.17: Previsões de deslocamentos para o CP 2M

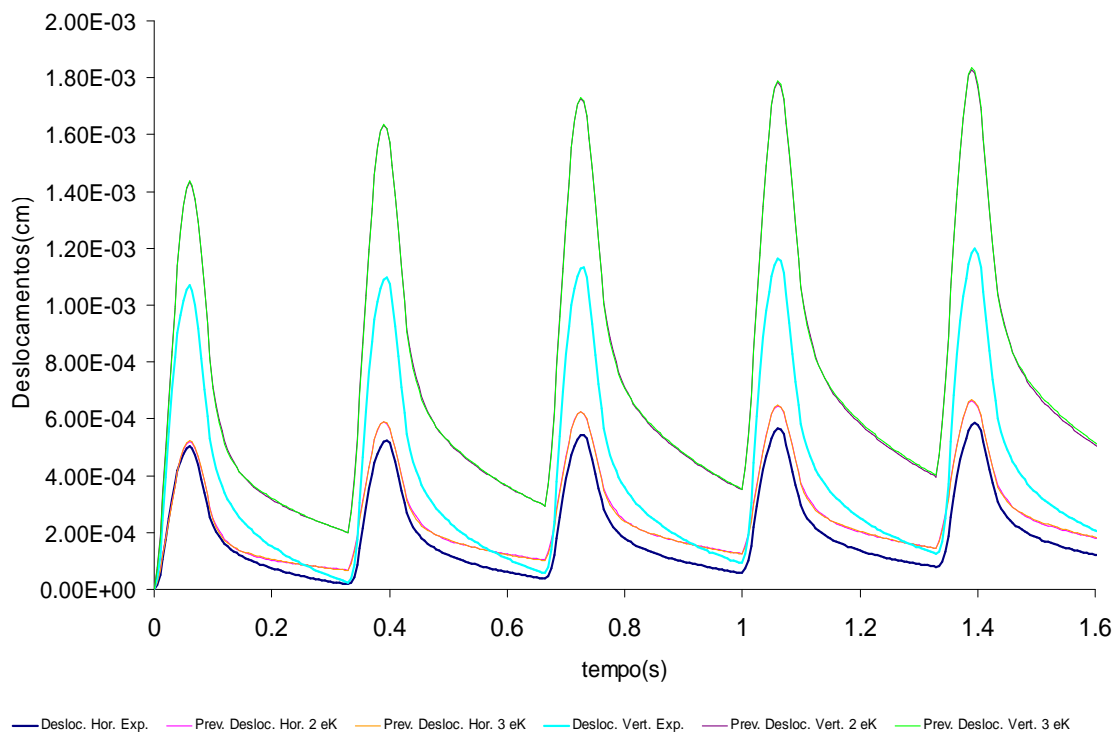


Figura 5.18: Previsões de deslocamentos para o CP 4N

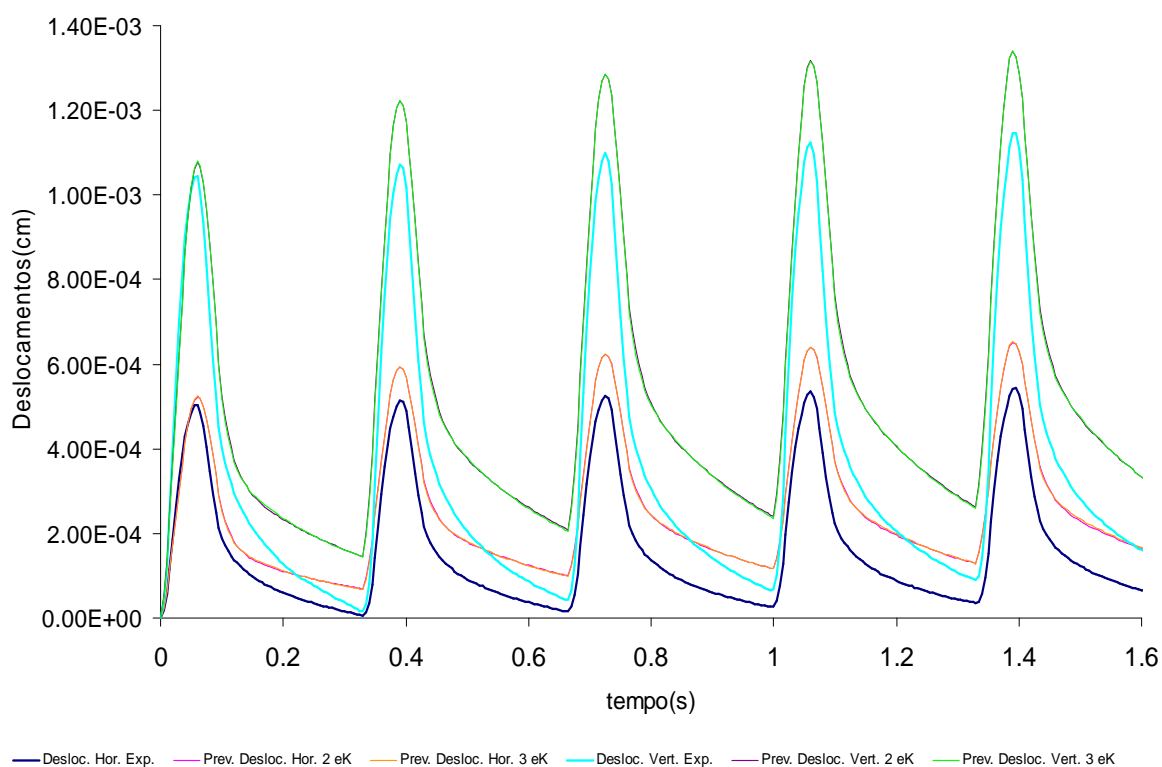


Figura 5.19: Previsões de deslocamentos para o CP 5M

5.2.6 Ensaio com pulso de carga de 0,1 s; ciclo de 5 Hz; carga máxima equivalente a 15% da RT

As tabelas 5.15 e 5.16 mostram os dados para previsão e os erros quadráticos por ciclo.

Tabela 5.15: Dados de entrada para previsão de resultados do ensaio do subitem 5.2.6

	CP 6J	CP 5A	CP 1I
tp ₁ (s)	0	0	0
tp ₂ (s)	0,08	0,08	0,075
tp ₃ (s)	0,2	0,2	0,2
tp ₄ (s)	0,28	0,28	0,275
tp ₅ (s)	0,4	0,4	0,4
tp ₆ (s)	0,48	0,48	0,475
tp ₇ (s)	0,6	0,6	0,6

Tabela 5.15 (continuação)

	CP 6J	CP 5A	CP 1I
tp ₈ (s)	0,68	0,68	0,675
tp ₉ (s)	0,8	0,8	0,8
tp ₁₀ (s)	0,88	0,88	0,875
tp ₁₁ (s)	1	1	1
c ₀ (kN)	0.00	0.00	0.00
c ₁ (kN/s)	17.91	4.28	22.51
c ₂ (kN/s ²)	7634.81	8815.27	9520.06
c ₃ (kN/s ³)	-260940.13	-289113.17	-370877.75
c ₄ (kN/s ⁴)	2842885.85	3096505.53	4651484.28
c ₅ (kN/s ⁵)	-10097610.02	-10839395.43	-19348103.04
c ₆ (kN/s ⁶)	0.00	0.00	0.00

Tabela 5.16: Erros quadráticos por ciclo das previsões do ensaio referido no subitem 5.2.6

Previsão	EQ/ciclo	EQ/ciclo	EQ/ciclo	EQ/ciclo
	(cm ² /s) desloc. hor. mod. 2 eK	(cm ² /s) desloc. hor. mod. 3 eK	(cm ² /s) desloc. vert. mod. 2 eK	(cm ² /s) desloc. vert. mod. 3 eK
3K => 6J	5.57379E-06	5.51546E-06	2.33647E-05	2.2816E-05
5I => 5A	6.39632E-06	6.35604E-06	7.73253E-05	7.73042E-05
6E => 1I	4.54006E-06	4.50906E-06	2.36834E-05	2.34551E-05

Os resultados das previsões podem ser vistos nas figuras 5.20 a 5.22. Destas figuras, observa-se que:

- Torna-se mais notável a diferença entre os deslocamentos previstos e experimentais nos trechos de descanso, reforçando a hipótese do subitem anterior, sobre o condicionamento do CP. Como visto na tabela 5.16, o erro quadrático aumenta de forma significativa, devido a este fato;
- Em geral, também com base no subitem anterior, nota-se que os resultados dependem da forma de condicionamento CP, pois isto pode lhe dar um significativo aumento de rigidez, como visto nas figuras relativas às previsões deste ensaio: os deslocamentos nos trechos de descanso são pequenos, o que não acontece nos ensaios a 1 Hz. Desta forma, não há como prever resultados coerentes quando está se produzindo artificialmente, através do processo de condicionamento, dois materiais diferentes.

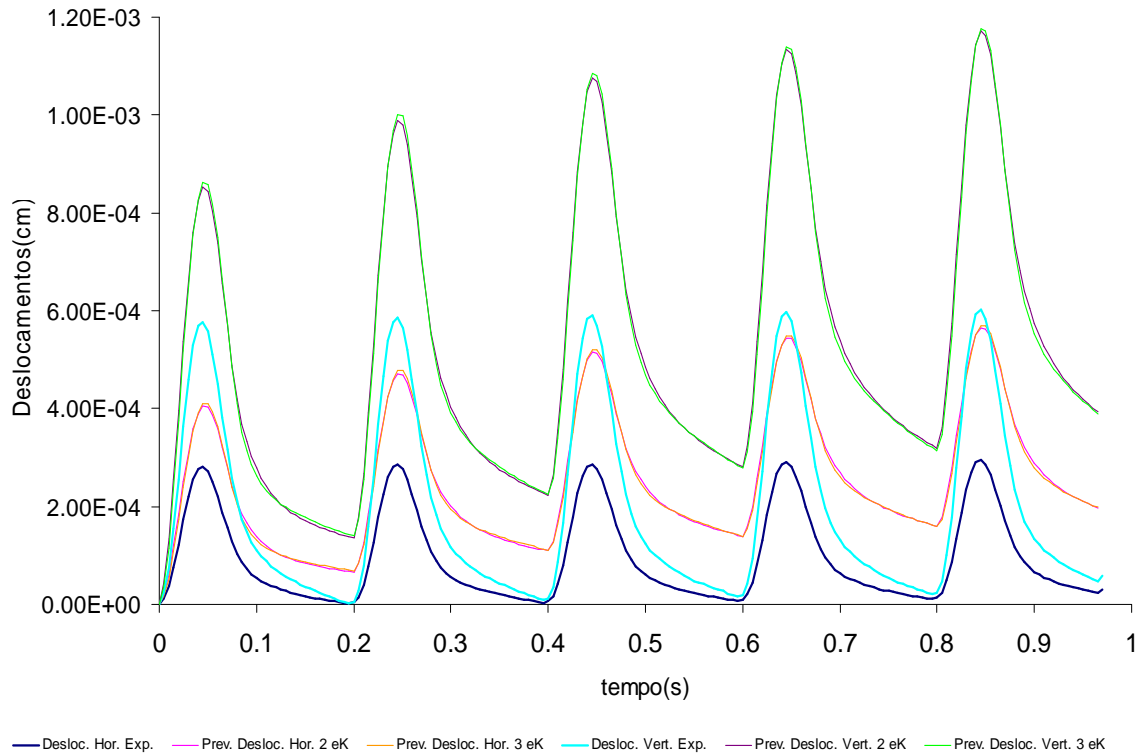


Figura 5.20: Previsões de deslocamentos para o CP 6J

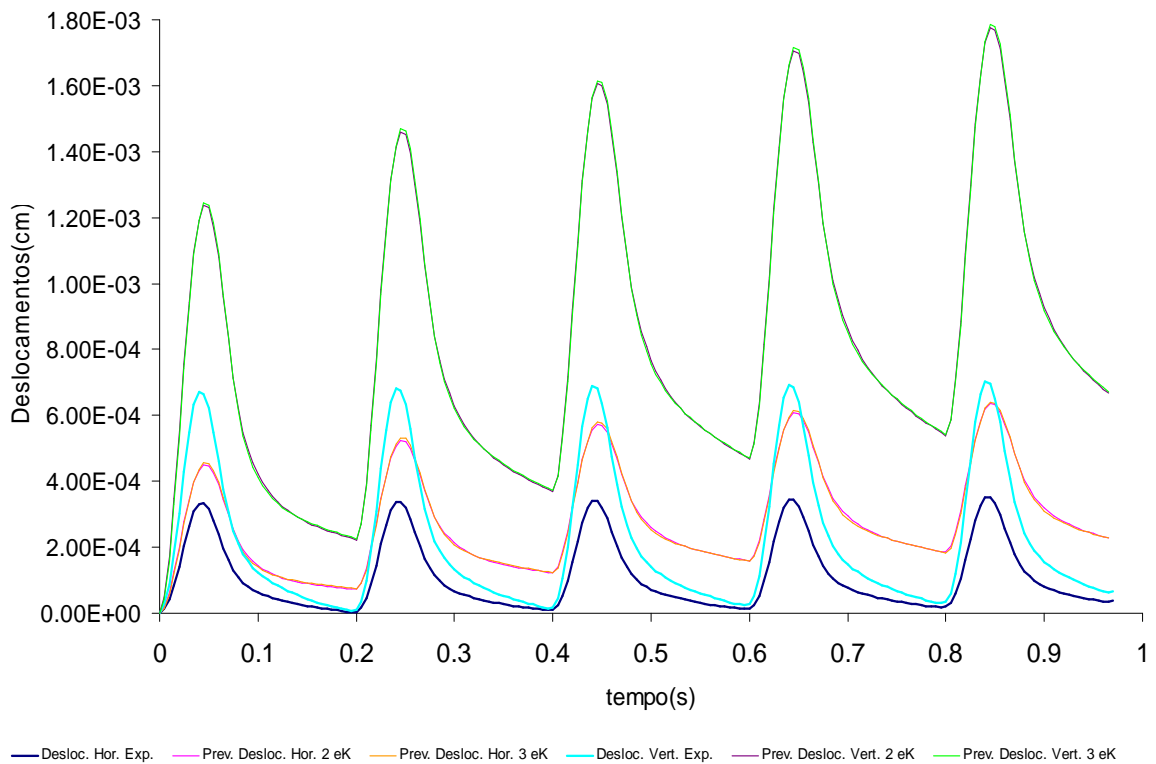


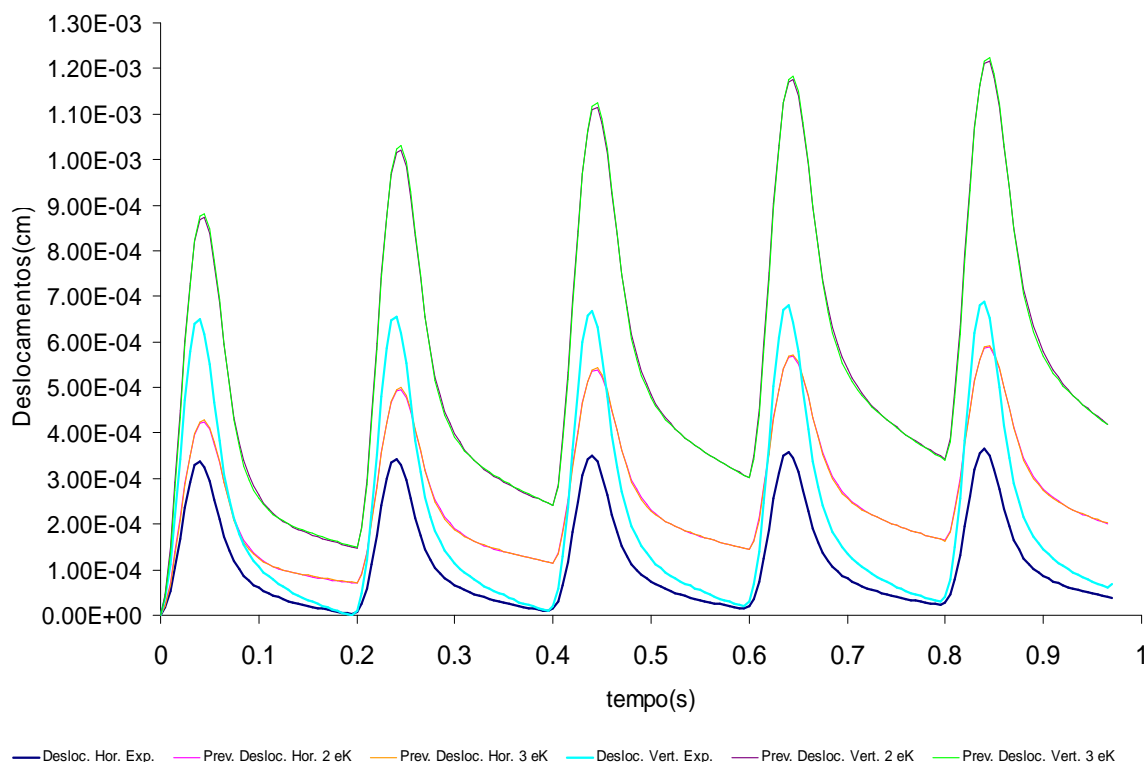
Figura 5.21: Previsões de deslocamentos para o CP 5^a

Figura 5.22: Previsões de deslocamentos para o CP 1I

5.3 CONSIDERAÇÕES FINAIS SOBRE OS RESULTADOS

Analisando-se os resultados do item 5.2, as considerações que podem ser feitas são as seguintes:

- A previsão de deslocamentos horizontais fornece resultados mais satisfatórios que as previsões de deslocamentos verticais. Os valores de erro quadrático das previsões indicam isto de forma clara, sendo estes pelo menos duas vezes maiores em relação aos erros gerados nas previsões de deslocamentos verticais. Isto pode ter como causa o estado de tensões gerado perto da região carregada do CP, onde existem tensões de cisalhamento de grande magnitude. Dependendo destas tensões, o volume representativo tomado para medições de deslocamentos verticais poderia estar sendo afetado por estas;
- O pequeno volume representativo tomado, frente à máxima dimensão do agregado constituinte da amostra pode ter sido também uma das causas da variabilidade dos resultados e conseqüente falha das previsões. Segundo Kim *et al.* (2004), a variabilidade nas medições de deslocamentos dentro de

um volume representativo torna-se tão maior quanto maior o tamanho máximo nominal do agregado. Como nesta pesquisa a relação entre a dimensão do volume representativo e a tamanho máximo nominal do agregado pode ter sido pequena (ver item 3.3), isto também pode ter causado a variabilidade de resultados;

- c) Algo muito importante foi notado: a influência dos ciclos iniciais para condicionamento do CP antes do registro dos dados experimentais. Nota-se claramente a divergência dos dados na previsão com o aumento da frequência, mesmo tendo os CP's ensaiados e os que se tomaram as constantes de calibração índice de vazios semelhantes. É clara a influência do processo de condicionamento e esta deve ser considerada no uso deste tipo de modelagem.

Enfim, como dito nos subitens do item 5.2, houve uma concordância qualitativa dos resultados para os ensaios a 1Hz, o que significa que uma modelagem mais refinada usando esta abordagem pode ter sua base na normalização das curvas, já que estas, em sua maioria, prevêm mais eficientemente deslocamentos.

Por final, mais CP's devem ser ensaiados para que este tipo de modelagem seja aplicado, pois fora a diferença de condicionamento, existe a grande variabilidade na estrutura das misturas asfálticas, ainda mais notada quando o volume representativo tomado para as medições não é grande o suficiente para que se possa se assumir com segurança a homogeneidade do material. Ou, por outro caminho, o tamanho dos CP's, ou o volume representativo deve ser tal que garanta homogeneidade, pois a variabilidade que foi notada no item 5.2 foi sem dúvida não é coberta com os poucos ensaios em que se baseou esta pesquisa.

6 CONCLUSÕES DA PESQUISA E SUGESTÕES PARA PESQUISAS FUTURAS

Neste capítulo faz-se um apanhado geral do constatado durante as aplicações do modelo proposto nesta pesquisa, expondo conclusões e comparando-as o com os objetivos da pesquisa. Em função das constatações e das conclusões, este capítulo visa contribuir para futuros estudos na área tratada por esta pesquisa, com sugestões para pesquisas.

6.1 CONCLUSÕES DA PESQUISA

As principais conclusões estão escritas nos tópicos que seguem:

- a) Constatou-se que **nas condições em que o ensaio é realizado não é garantido um comportamento viscoelástico linear homogêneo e isotrópico ao material**, isto porque não existe uma tendência linear para o coeficiente de Poisson, como visto no subitem 4.2.1. Muitas podem ser as causas disto, desde questões que vão de erros e limitações experimentais, vistas em Brito (2006), até limitações no modelo de cálculo em comparação a realidade física do problema, como por exemplo, efeitos de escala que estariam sendo desconsiderados, ou que seriam contornáveis, aplicando-se modelos micromecânicos ou multi-escala (Abbas, 2004; Souza, 2005); ou tomando-se um volume representativo maior nas análises;
- b) Na busca do modelo que contornasse o problema apresentado no tópico a, pesquisas mostram que o concreto asfáltico possui comportamento anisotrópico, assim otando-se por considerar de maneira analiticamente simples tal comportamento com as equações vistas no item 4.3. **O modelo proposto foi adequado para representar o comportamento das misturas asfálticas**, o que é visto ao comparar as curvas experimentais com as resultantes das calibrações, notando-se praticante sobreposição de curvas. Um porém destas calibrações é que os métodos propostos apresentaram problemas quando utilizados individualmente, havendo necessidade de uso conjunto para rapidez e coerência física nos resultados;
- c) Como prova de que os resultados das calibrações conseguem descrever o comportamento do material após o domínio das calibrações, **as previsões dos ciclos carga-descanso restantes dos dados também tiveram curvas teóricas e experimentais que apresentaram semelhança entre si**, provando que as calibrações não somente modelam o comportamento do material em um domínio restrito do ensaio, mas também para um maior número de ciclos, permitindo, com ressalvas, uma extrapolação;
- d) **Nas previsões de resultados, foram encontrados desde excelentes resultados até péssimos resultados. Isto mostrou o quanto a estrutura complexa das misturas asfálticas pode influir nos resultados das aplicações do modelo**, se esta não for considerada.

- e) Porém, **qualitativamente, mostrou-se a eficiência dos modelos para simulação do comportamento sob diferentes pulsos aplicados a frequência de 1 Hz**, através das curvas de deslocamentos normalizados. Notou-se que estas curvas descrevem bem o comportamento sob carga nos ciclos das misturas ensaiadas, porém o comportamento em descanso ao longo dos ciclos apresenta divergência, o que ressaltou ainda mais a necessidade de um modelo mais refinado para os deslocamentos irreversíveis, ou viscosos como foram chamados no caso;
- f) **para os ensaios realizados com frequência maior que 1 Hz, não houve uma boa previsão de resultados**, tanto para as curvas de deslocamentos como para as de deslocamentos normalizados. **Notou-se que os deslocamentos residuais no trecho de descanso são muito menores que os previstos, o que se associou como causa o diferente processo de condicionamento dos CP's nos ensaios**. O ensaio feito desta forma impõe ao material uma condição muito diferente com relação aos materiais de onde se extraíram as constantes de calibração, como se estivesse tentando prever resultados de dois materiais diferentes, o que obviamente resultaria em insucesso em qualquer tipo de previsão.

Quanto a cumprimento dos objetivos descritos no capítulo 1, a tabela 6.1 mostra uma relação dos objetivos mencionados com as conclusões desta pesquisa.

Em geral, pode-se dizer que a modelagem mostrada nesta pesquisa tem potencial para descrever o comportamento das misturas asfálticas realizados sob a frequência padrão de ensaio (1 Hz), ainda mais se tratando de deslocamentos horizontais, onde as curvas previstas e experimentais apresentaram maior proximidade. Como é difundida no Brasil a medição dos deslocamentos horizontais entre os extremos do CP, é tomado um maior volume representativo, aumentando a probabilidade de sucesso das previsões.

Entretanto, é recomendado que se use este tipo de modelagem desde que se executem muitos ensaios para se obter dados para as calibrações, o que estaria amenizando um pouco o efeito da variabilidade da estrutura das misturas asfálticas. No caso dos CP's desta pesquisa, é possível ver que os índices de vazios nos CP's tiveram grande variabilidade, o que afetou diretamente a probabilidade de sucesso das previsões.

Enfim, muitos estudos devem ser feitos em cima do assunto para que se possa, um dia, atingir com pleno êxito todos objetivos pregados nesta pesquisa, que tentou, acima de tudo, contribuir para que isto acontecesse, mostrando os resultados bem sucedidos e os que não obtiveram êxito de forma clara, discutindo-os e tentando explicar as causas dos insucessos. Assim, espera-se que as informações desta pesquisa sejam relevantes para o desenvolvimento

de modelos adequados que descrevam o comportamento das misturas asfálticas no regime linear.

Tabela 6.1: Relação das conclusões x objetivos da pesquisa

Objetivo	Situação frente às conclusões da pesquisa
<p>Identificar o modelo constitutivo que descreve com acurácia o comportamento tensão-deformação de misturas asfálticas ensaiadas em laboratório à compressão diametral com cargas cíclicas, com bases na teoria da viscoelasticidade linear. A identificação do número de parcelas viscoelásticas de deslocamento e as constantes que devem ser encontradas na calibração dos modelos fazem parte do cumprimento deste objetivo.</p>	<p>OBJETIVO CUMPRIDO. Mostrou-se no capítulo 4 que o modelo anisotrópico simplificado que foi adotado descreveu com boa acurácia o comportamento das misturas asfálticas estudadas, quantitativamente e qualitativamente, obtendo-se boas descrições de comportamento com apenas dois ou três elementos Kelvin. As constantes encontradas mostraram-se coerente com as características do material, principalmente se tratando dos deslocamentos irreversíveis, com boa relação ao índice de vazios.</p>
<p>Com o modelo constitutivo adequado, prever deslocamentos horizontais e verticais dos pulsos consecutivos aos de onde se procedeu a calibração dos modelos, para verificar a concordância de resultados teóricos e experimentais na mesma amostra.</p>	<p>OBJETIVO CUMPRIDO. Mostrou-se no capítulo 4 que as previsões dos quarto e quinto pulsos de carga concordaram quantitativamente e qualitativamente com os dados experimentais, o que significou concordância de resultados teóricos e experimentais na mesma amostra.</p>
<p>Prever e comparar os deslocamentos verticais e horizontais previstos com resultados de amostras mesmo do material ensaiadas em diferentes frequências, tempos de aplicação de carga e magnitudes de carga.</p>	<p>OBJETIVO NÃO CUMPRIDO. O modelo adotado nesta pesquisa não foi suficiente para descrever quantitativamente e qualitativamente as condições que diferem os ensaios de onde se extraíram as constantes de calibração dos ensaios em que se objetivou prever resultados.</p>

6.2 SUGESTÕES PARA PESQUISAS FUTURAS

Dadas as várias constatações desta pesquisa, visa-se contribuir para o desenvolvimento do estudo aqui exposto com as seguintes sugestões para pesquisa:

- a) MEDIR DESLOCAMENTOS EM CP'S SUBMETIDOS A COMPRESSÃO DIAMETRAL SOB CARGA CÍCLICA EM VOLUMES REPRESENTATIVOS MAIORES, como usualmente é feito nos ensaios de determinação do módulo de resiliência. Esta sugestão verificaria a influência do elemento de volume representativo adotado na variabilidade de resultados experimentais;
- b) EXECUTAR AS CALIBRAÇÕES COM UM NÚMERO MAIOR DE CORPOS DE PROVA, para verificar a influência deste fator na variabilidade de resultados;
- c) DESENVOLVER NOVOS MÉTODOS PARA AS CALIBRAÇÕES, por exemplo, adaptados dos Métodos dos Resíduos Sucessivos e *Collocation Method* (ambos vistos em Huang, 1993), que aumentem a velocidade de obtenção dos dados e que sejam fisicamente coerentes;
- d) EXECUTAR CALIBRAÇÕES COM UM NÚMERO MAIOR DE ELEMENTOS KELVIN NA CURVA DE FLUÊNCIA TEÓRICA, para determinar a influência das parcelas viscoelásticas de deslocamentos com tempos de retardação diferentes dos domínios utilizados nesta pesquisa;
- e) UTILIZAR MODELOS MAIS SOFISTICADOS PARA DESCREVER OS DESLOCAMENTOS IRREVERSÍVEIS, ou viscosos, como foi chamado no caso. Uma sugestão é a adoção do modelo utilizado por Gibson *et al.* (2003), mostrado no capítulo 5;
- f) Para os ensaios sob frequência de 1 Hz, DESENVOLVER MÉTODOS DE CALIBRAÇÃO BASEADOS NAS CURVAS DE DESLOCAMENTOS NORMALIZADOS, já que estas se mostraram mais adequadas para as previsões;
- g) VERIFICAR A INFLUÊNCIA DO PROCESSO DE CONDICIONAMENTO NA PREVISÃO DE RESULTADOS, por exemplo, calibrando-se corpos de prova cujos 50 primeiros ciclos de carga-descanso são aplicados sob diferentes frequências;
- h) Verificar a validade da hipótese de que misturas asfálticas se comportam isotropicamente, determinando-se curvas de fluência numa mesma amostra extraindo-se CP's de várias orientações.

Enfim, todas as dificuldades e constatações desta pesquisa foram abordadas neste capítulo, para que se explore este campo de pesquisa, que com certeza é de grande necessidade para redução da carga experimental durante as campanhas de ensaios em misturas asfálticas e no melhor entendimento e descrição do comportamento do material em laboratório e *in situ*.

REFERÊNCIAS

- ABBAS, A.R. **Simulation of the Micromechanical Behavior of Asphalt Mixtures using the Discrete Element Method**. PhD Thesis, Washington State University, 2004.
- BARBOSA, G.T. **Deformação Lenta do Concreto Submetido a Temperaturas Elevadas**. Dissertação de Mestrado, Curso de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre – RS, 1979, 180p.
- BRITO, L.A.T. **Avaliação e Análise Paramétrica do Ensaio de Compressão Diametral sob Cargas repetidas em Misturas Asfálticas**. Dissertação de Mestrado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre – RS, 2006. 144p.
- CARNEIRO, F.L. **Um Novo Método para Determinação de Resistência a Tração dos Concretos**. Comunicação 5, Reunião da Associação Brasileira de Normas Técnicas, Instituto Nacional de Tecnologia, Rio de Janeiro, 1943.
- CHRISTENSEN, R.M. **Theory of Viscoelasticity: an Introduction**. New York: Academic Press, 1971. 245p.
- CLERMAN, D.S. **Estudo Laboratorial de Misturas Asfálticas a frio Produzidas com Incorporação de Borracha de Pneus**. Dissertação de Mestrado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre – RS, 2004. 124p.
- CREUS, G.J. **Viscoelasticity – Basic Theory and Applications to Concrete Structures**. Springer-Verlag, Berlin, 1986. 169p.
- DEPARTAMENTO NACIONAL DE ESTRADAS DE RODAGEM (DNER). **DNER-ME 138/94 - Misturas Betuminosas – Determinação da Resistência a Tração por Compressão Diametral**. Rio de Janeiro, 1994. 04p.
- DI BENEDETTO, H.; PARTL, M.N.; FRANCKEN L.; DE LA ROCHE, C. **Stiffnes Testing for Bituminous Mixtures**. Materials and Structures/Matériaux et Constructions, vol.34, p 66-70, 2001.
- FALCÃO, M.F.B.; SOARES, J.B. **Considerações Sobre o Ensaio de Compressão Diametral no Estudo de Materiais de Pavimentação**. Associação Nacional de Ensino e Pesquisa em Transportes (ANPET) – anais, v.1, 2002.
- FEDERAL HIGHWAY ADMINISTRATION. **Report No FHWA-RD-77-154 – Predictive Design Procedures, VESYS Users Manual**, 1978.

- FREITAS, F.A.C. **Modelagem da Formação e Propagação de Trincas em Misturas Betuminosas Através do Método dos Elementos Finitos**. Dissertação de Mestrado, Programa de Mestrado em Engenharia de Transportes da Universidade Federal do Ceará, Fortaleza – CE, 2002, 76p.
- GIBSON, N.H.; SCHWARTZ, C.W., SCHAPERLY, R.A., WITCZAK, M.W. **Viscoelastic, Viscoplastic, and Damage Modeling of Asphalt Concrete in Unconfined Compression**. Transportation Research Board (TRB) Annual Meeting CD-ROM, 2003.
- HA, K.; SCHAPERLY, R.A. **A Three-Dimensional Viscoelastic Constitutive Model for Particulate Composites with Growing Damage and its Experimental Verification**. International Journal of Solids and Structures, v.35, n.26-27, p.3497-3517, 1998.
- HONDROS, G. **The Evaluation of Poisson's Ratio and the Modulus of Materials of a Low Tensile Resistance by the Brazilian (indirect tensile) Test with Particular Reference to Concrete**. Australian Journal of Applied Science. V.10(3) p.243-268, 1959.
- HUANG, Y.H. **Pavement Analysis and Design**. Prentice-Hall, New Jersey, 1993. 805p.
- HVEEM, F.N. **Pavement Deflections and Fatigue Failures**. Bulletin n.114, HRB(TRB), Washington – DC, p.43-87, 1955.
- KIM, Y. R.; WEN, H. **Fracture energy from indirect tension testing**. Proceedings of the Association of Asphalt Paving Technologists, 2002. 18p.
- KIM, Y.R.; SEO, Y.; KING, M.; MOMEM, M. **Dynamic Modulus Testing of Asphalt Concrete in Indirect Tension Mode**. Transportation Research Board (TRB) Annual Meeting CD-ROM, 2004.
- LAKES, R.S. **Viscoelastic Solids**. Mechanical Engineering Series, CRC Press, Boca Raton-FL, 1998. 448p.
- LEE, H.J.; KIM, Y.R. **Viscoelastic Constitutive Model for Asphalt Concrete Under Cyclic Loading**. ASCE Journal of Engineering Mechanics, v.124, n.4, p.32-40, 1998.
- LEE, H.J.; KIM, Y.R.; LEE, S.W. **Fatigue Life Prediction of Asphalt Mixes Using Viscoelastic Material Properties**. Transportation Research Board (TRB) Annual Meeting CD-ROM, 2003.
- MAMLOUK, M.S.; WITCZAK, M.W.; KALOUSH, K.E.; HO, Y.S. **Effect of Anisotropy on Compressive and Tensile Properties of Asphalt Mixtures**. Journal of Testing and Evaluation, Volume 30, Issue 5, 2002.
- MASAD, E.; TASHMAN, L.; SOMEDAVAN, N.; LITTLE, D. **Micromechanics-Based Analysis of Stiffness Anisotropy in Asphalt Mixtures**. J. Mat. in Civ. Engrg., Volume 14, Issue 5, pp. 374-383, 2002.

- MEDINA, J. **Mecânica dos Pavimentos**. Rio de Janeiro: UFRJ, 1997. 380p.
- MOMM, L. **Comportamento Viscoelástico do Concreto Asfáltico**. Anais da 33ª Reunião Anual de Pavimentação, Florianópolis – SC, 2001.
- MOTTA, L.M.G. **Método de Dimensionamento de Pavimentos Flexíveis, Critérios de Confiabilidade e Ensaio de Cargas Repetidas**. Tese (Doutorado em Engenharia Civil), COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro – RJ, 1991, 382p.
- NATIONAL COOPERATIVE HIGHWAY RESEARCH PROGRAM. **NCHRP 285 (Project 1-28 A) - Harmonized Test Methods for Laboratory Determination of Resilient Modulus for Flexible Pavement Design**, 2004.
- OESER, M.; MÖLLER, B. **3D Constitutive Model for Asphalt Pavements**. The International Journal of Pavement Engineering, v.5, p.153-161, 2004.
- RODRIGUES, R.M. **Estudo de Trincamento dos Pavimentos**. Tese de Doutorado, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, 1991. 176p.
- ROQUE, R.; BUTTLAR, W. G. **The development of a measurement and analysis system to accurately determine asphalt concrete properties using the indirect tensile mode**. Proceedings of the Association of Asphalt Paving Technologists, v. 61, p. 304-332, 1992.
- SCHAPERLY, R.A. **Correspondence Principles and a Generalized J-Integral for Large Deformations and Fracture Analysis in Viscoelastic Media**. International Journal of Fracture, v.25(1), p.95-223, 1984.
- SEVERI, A.A.; BALBO, J.T.; RODOLFO, M.P.; SESTINI, V.M.; PRIETO, V. **Verificação a Fadiga de Revestimento e Bases Cimentadas “Programa Pavimentos Asfálticos v.1.0”**. Anais do 3º Simpósio Internacional de Avaliação de Pavimentos e Projetos de Reforço (SINAPPRE), v.3, Belém – PA, p.105-115, ABPv, 1999.
- SOARES, J.B.; SOUZA, F.V. **Verificação do Comportamento Viscoelástico Linear em Misturas Asfálticas**. Anais do 16º Encontro do Asfalto, IBP, Rio de Janeiro – RJ, 2002.
- SOUZA, F.V. **Modelo Multi-Escala para Análise Estrutural de Compósitos Viscoelásticos Sucetíveis a Dano**. Dissertação de Mestrado, Programa de Mestrado em Engenharia de Transportes, Universidade Federal do Ceará, 2005. 189p.
- THEISEN, K.M.; BRITO, L.A.T.; NÚÑEZ, W.P.; CERATTI, J.A.P. **Modelagem 3D para Cálculo do Módulo de Resiliência em Corpos-de-prova Cilíndricos através do Método dos Elementos Finitos**. Anais do III Seminário de Engenharia Geotécnica do Rio Grande do Sul (GEORS), Passo Fundo – RS, 2005.

- UNDERWOOD, B.S.; HEIDARI, A.H.; GUDDATI, M.N.; KIM, Y.R. **Experimental Investigation of Anisotropy in Asphalt Concrete**. Transportation Research Record, in press, 2005.
- WANG, L.; HOYOS, L.R.; WANG, J.; VOYIADJIS, G.; ABADIE, C. **Anisotropic Properties of Asphalt Concrete: Characterization and Implications for Pavement Design and Analysis**. J. Mat. in Civ. Engrg., Volume 17, Issue 5, pp. 535-543, 2005.
- WANG, L.; HOYOS, L.R.; WANG, J.; VOYIADJIS, G.; ABADIE, C. **Anisotropic Properties of Asphalt Concrete: Characterization and Implications for Pavement Design and Analysis**. 83th Transportation Research Board Annual Meeting CD-ROM, 2004.
- ZHANG, W.; DRESCHER, A.; NEWCOMB, D.E. **Viscoelastic Analysis of Diametral Compression of Asphalt Concrete**. ASCE Journal of Engineering Mechanics, v.123, n.6, p. 596-603, 1997.