



UNIVERSIDADE FEDERAL DO CEARÁ
CENTRO DE TECNOLOGIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE TRANSPORTES
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA DE TRANSPORTES

SAMUEL DE ALMEIDA TORQUATO E SILVA

MODELAGEM MECANÍSTICO-EMPÍRICA DA INTERFACE REVESTIMENTO
ASFÁLTICO-BASE GRANULAR

FORTALEZA
2017

SAMUEL DE ALMEIDA TORQUATO E SILVA

MODELAGEM MECANÍSTICO-EMPÍRICA DA INTERFACE REVESTIMENTO
ASFÁLTICO-BASE GRANULAR

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Transportes da Universidade Federal do Ceará, como requisito parcial à obtenção do título de Mestre em Engenharia de Transportes. Área de concentração: Infraestrutura de Transportes.

Orientador: Prof. Dr. Jorge Barbosa Soares

FORTALEZA

2017

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação
Universidade Federal do Ceará
Biblioteca Universitária

Gerada automaticamente pelo módulo Catalog, mediante os dados fornecidos pelo(a) autor(a)

- S583m Silva, Samuel de Almeida Torquato e.
Modelagem mecanístico-empírica da interface revestimento asfáltico-base granular / Samuel de Almeida Torquato e Silva. – 2017.
120 f. : il. color.
- Dissertação (mestrado) – Universidade Federal do Ceará, Centro de Tecnologia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Transportes, Fortaleza, 2017.
Orientação: Prof. Dr. Jorge Barbosa Soares.
1. Interface. 2. Imprimação. 3. Método dos elementos finitos. I. Título.

CDD 388

SAMUEL DE ALMEIDA TORQUATO E SILVA

MODELAGEM MECANÍSTICO-EMPÍRICA DA INTERFACE REVESTIMENTO
ASFÁLTICO-BASE GRANULAR

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Transportes da Universidade Federal do Ceará, como requisito parcial à obtenção do título de Mestre em Engenharia de Transportes. Área de concentração: Infraestrutura de Transportes.

Aprovada em: ___/___/_____.

BANCA EXAMINADORA

Prof. Dr. Jorge Barbosa Soares (Orientador)
Universidade Federal do Ceará (UFC)

Prof. Dr. Suelly Helena de Araújo Barroso
Universidade Federal do Ceará (UFC)

Prof. Dr. Luís Alberto Herrmann do Nascimento
CENPES/PETROBRAS

Prof. Dr. Silvia Caro Spinel
Universidad de los Andes (UNIANDES)

AGRADECIMENTOS

À minha família, Flávio, Regina e Mateus, por me acompanharem durante toda a trajetória e garantirem as melhores condições para a realização deste trabalho.

Ao meu orientador Jorge Soares, pelos valiosos conselhos, pela motivação e, especialmente, pela liberdade criativa dada na construção da pesquisa.

Aos laboratoristas Rômulo e Ricardo, pelo trabalho caprichoso e boa vontade em ajudar sempre que precisei.

Aos meus amigos, inumeráveis nesse curto texto, que tornaram essa caminhada muito mais leve e me deram suporte fundamental para completá-la.

À Maria e à Elliania pelas conversas e pelos cafés e chás na copa do DET, nos dando mais gosto de passar o dia.

Aos funcionários do DET e do LMP por garantirem toda a estrutura necessária para a realização das pesquisas.

Aos meus professores e colegas de pesquisa, pelas conversas e debates que tanto enriqueceram quanto possibilitaram a conclusão desta pesquisa.

Embora os trabalhos científicos e tecnológicos costumem ser creditados apenas aos autores, ele é necessariamente resultado do trabalho e esforço de incontáveis pessoas, algumas das quais sequer conhecemos. A todas estas também agradeço e dedico este trabalho.

*“O que transforma o velho no novo
Bendito fruto do povo será”*

(Belchior)

RESUMO

Imprimação é a aplicação betuminosa sobre a primeira camada granular subjacente ao revestimento asfáltico. Além de sua importância funcional, a imprimação também é responsável pela aderência entre a camada asfáltica e a base, compondo uma interface revestimento asfáltico-base granular. Embora a importância de uma interface rígida e resistente esteja bem estabelecida na literatura, a ligação entre estas camadas é comumente considerada como i) perfeitamente aderida ou ii) totalmente descolada, ainda que essas duas abordagens não sejam coerentes com o real comportamento mecânico da interface. Na realidade, observa-se uma condição de ligação intermediária em campo. Para melhor entender esse fenômeno e estimar valores de rigidez (módulo de reação transversal) e resistência (cisalhamento máximo) para a imprimação, são propostos nesta pesquisa um modelo mecânico que descreve a interface e um ensaio laboratorial capaz de extrair os parâmetros deste modelo para fins de utilização em análise estrutural. A interface revestimento asfáltico-base granular é considerada elastoplástica e dependente da tensão de compressão atuante sobre ela, utilizando o critério de falha Mohr-Coulomb. Os resultados indicam que o modelo e o ensaio propostos são eficazes em representar e caracterizar o comportamento mecânico da interface. Os parâmetros do modelo extraídos do ensaio foram inseridos em uma análise pelo Método dos Elementos Finitos, utilizando elementos de interface desenvolvidos no presente trabalho. A análise mostrou que a interface ensaiada nesta pesquisa não rompe quando apenas carregamentos verticais são considerados. Para esta mesma situação e para os materiais utilizados, a consideração dos parâmetros foi equivalente a considerar as camadas totalmente deslizantes, indicando que esta interface especificamente não tem relevância estrutural. Finalmente, o procedimento proposto obteve êxito em responder às questões relativas à consideração das condições de aderência providas pela interface de camadas em pavimentos asfálticos, entretanto, faz-se necessário um maior número de ensaios para garantir maior confiabilidade às conclusões extraídas da pesquisa.

Palavras-chave: Interface. Imprimação. Método dos Elementos Finitos.

ABSTRACT

Prime coat is the bituminous binder application over the first subjacent granular layer underneath the asphalt surface course within a pavement structure. Beyond its functional roles, the prime coat is also responsible for the bonding between the asphaltic and the base layers, composing an asphalt coat-granular base interface. Although the importance of a strength and stiff interface on pavement performance is well established in the literature, the bonding condition between the asphaltic and the base layers are oftentimes considered as i) perfectly bonded or ii) unbonded, despite the fact that it is known that these approaches are not coherent with the real interface mechanical behavior. To better understand this phenomenon and estimate stiffness and strength values for prime coat interface, it is proposed a mechanical model to describes and an experimental to assess interface mechanical parameters to be used in structural analysis. Prime coat interface is considered herein as a perfect elastoplastic material, which is also stress dependent and ruled by Mohr-Coulomb failure criteria. The results obtained suggest that the model and the proposed test are effective in represent and characterize the interface mechanical behavior. Model parameters were assessed from the test performed and used as input in a Finite Element Method analysis, by using interface finite elements developed in this research. The analysis results have shown that the interface studied in this research do not fail if only vertical field loads are considered. For this same situation and for the materials tested, interface parameters consideration was equivalent to consider the layers completely unbounded, suggesting that this specific interface performs an irrelevant structural role. Finally, the procedure proposed successfully answered the questions related to layer bonding conditions provided by the interface in asphaltic pavements. Nevertheless, it is necessary to perform more tests in order to guarantee more reliability to the conclusions obtained.

Keywords: Interface. Primer. Finite element method.

LISTA DE FIGURAS

| | |
|---|----|
| Figura 1 – Analogia do modelo de Fredlund & Mostergen (1977)..... | 21 |
| Figura 2 – Lei de Goodman..... | 22 |
| Figura 3 – Cilindro Marshall e peça de resalto (Rabêlo, 2006)..... | 23 |
| Figura 4 – Aplicação da imprimação..... | 24 |
| Figura 5 – Penetração do ligante na camada granular (Rabêlo, 2006)..... | 24 |
| Figura 6 – Coesímetro (Almeida, 2013)..... | 25 |
| Figura 7 – Torque Bond Test (Tashman, 2006)..... | 26 |
| Figura 8 – Ensaio de torção (Collop <i>et al.</i> , 2011)..... | 27 |
| Figura 9 – Ensaio de Cisalhamento direto (Mantilla & Button, 1994)..... | 28 |
| Figura 10 – Ensaio de Leutner (Collop <i>et al.</i> , 2003)..... | 30 |
| Figura 11 – LPDS - adaptado de Raab & Partl (2009)..... | 31 |
| Figura 12 – Gráfico de relação tensão-deformação e região de encruamento..... | 32 |
| Figura 13 – Modelo Elastoplástico perfeito..... | 34 |
| Figura 14 – Modelo Elástico com endurecimento..... | 35 |
| Figura 15 – Modelo Elástico exponencial com endurecimento..... | 35 |
| Figura 16 – Modelo de Ramberg-Osgood..... | 36 |
| Figura 17 – Superfície de falha de Von Mises..... | 37 |
| Figura 18 – Superfície de falha de Tresca..... | 38 |
| Figura 19 – Vista em perspectiva das envoltórias de Tresca e Von Mises..... | 38 |
| Figura 20 – Envoltória de Mohr-Coulomb (tensões na convenção geotécnica)..... | 39 |
| Figura 21 – Membrana de imprimação e camadas adjacentes..... | 41 |
| Figura 22 – Fluxograma de caracterização e análise..... | 42 |
| Figura 23 – Granulometria do material da camada base..... | 43 |
| Figura 24 – Curva mestra da mistura asfáltica utilizada..... | 45 |
| Figura 25 – Vistas do molde de compactação - Projeto..... | 47 |
| Figura 26 – Molde de compactação com sistema de aplicação de carga acoplado - Projeto..... | 48 |
| Figura 27 – Sistema de aplicação de carga axial - Protótipo..... | 49 |
| Figura 28 – Aplicação da carga em interface sem tensões axiais - Protótipo..... | 50 |
| Figura 29 – Corpo de prova do material de base antes de receber a imprimação..... | 52 |

| | |
|--|----|
| Figura 30 – Corpo de prova do material de base após receber a imprimação..... | 52 |
| Figura 31 – Aplicação da massa asfáltica sobre a base..... | 53 |
| Figura 32 – Distribuição de tensões sobre a interface (eixo central do carregamento na origem do gráfico)..... | 54 |
| Figura 33 – Modelo mecânico da interface revestimento asfáltico – base granular..... | 54 |
| Figura 34 – Curva tensão x deslocamento da interface revestimento asfáltico – base granular..... | 56 |
| Figura 35 – Matriz de rigidez sem elemento de interface..... | 57 |
| Figura 36 – Matriz de rigidez do elemento de interface..... | 57 |
| Figura 37 – Associação dos elementos..... | 58 |
| Figura 38 – Gráfico do ELI..... | 59 |
| Figura 39 – Análogo mecânico do ELI..... | 59 |
| Figura 40 – Gráficos do EPL..... | 60 |
| Figura 41 – Análogo mecânico do EPL..... | 60 |
| Figura 42 – Algoritmo elastoplástico linear..... | 61 |
| Figura 43 – Gráficos do ENLI..... | 62 |
| Figura 44 – Análogo mecânico do ENLI..... | 62 |
| Figura 45 – Algoritmo elástico não linear..... | 63 |
| Figura 46 – Gráficos do ENLP..... | 64 |
| Figura 47 – Algoritmo elastoplástico não linear..... | 65 |
| Figura 48 – Curva experimental para validação..... | 66 |
| Figura 49 – Modelo numérico do ensaio..... | 67 |
| Figura 50 – Malha de cálculo do dano..... | 68 |
| Figura 51 – Deslocamento relativo entre camadas..... | 70 |
| Figura 52 – Pontos estudados..... | 71 |
| Figura 53 – Verificação da ruptura..... | 71 |
| Figura 54 – Localização do ponto crítico de tensões desviadora e confinante..... | 73 |
| Figura 55 – Face superior da base granular imprimada (esquerda) e revestimento asfáltico (direita) após a ruptura..... | 76 |
| Figura 56 – Curvas de tensão e deslocamento relativo entre camada..... | 77 |
| Figura 57 – Envoltória de Mohr-Coulomb da interface revestimento asfáltico-base granular ensaiada..... | 78 |
| Figura 58 – Variação de K_t em função da tensão axial..... | 79 |

| | |
|---|----|
| Figura 59 – Curvas Experimental e ELI a 0kPa de compressão axial..... | 80 |
| Figura 60 – Estrutura deformada..... | 81 |
| Figura 61 – Curvas Experimental, EPL e ELI a 0kPa de compressão axial..... | 82 |
| Figura 62 – Curvas Experimental, EPL e ELI a 100kPa de compressão axial..... | 82 |
| Figura 63 – Curvas Experimental, ELI, ENLI e EPL a 0kPa de compressão axial... | 83 |
| Figura 64 – Curvas Experimental, ELI, ENLI e EPL a 100kPa de compressão axial..... | 84 |
| Figura 65 – Curvas Experimental, ELI e EPL e ENLP a 0kPa de compressão axial..... | 85 |
| Figura 66 – Curvas Experimental, ELI e EPL, ENLI e ENLP a 100kPa de compressão axial..... | 86 |
| Figura 67 – Gráficos de deslizamentos entre camadas a cada ponto da interface..... | 88 |
| Figura 68 – Distribuição de tensão de cisalhamento sobre a interface..... | 89 |
| Figura 69 – Verificação de ruptura da interface..... | 90 |
| Figura 70 – Verificação do nível deslizamento entre camadas..... | 91 |
| Figura 71 – Tensão desviadora e tensão confinante em função de K_t | 92 |
| Figura 72 – Dano médio em função de K_t | 93 |

LISTA DE TABELAS

| | |
|---|----|
| Tabela 1 – Caracterização do material da camada de base..... | 43 |
| Tabela 2 – Caracterização do ADP do tipo CM-30..... | 44 |
| Tabela 3 – Parâmetros da curva experimental de validação – material de interface..... | 66 |
| Tabela 4 – Estrutura analisada..... | 69 |
| Tabela 5 – Caracterização da interface revestimento asfáltico-base granular ensaiada..... | 79 |

SUMÁRIO

| | | |
|----------------|--|----|
| 1 | INTRODUÇÃO | 15 |
| 1.1 | Considerações iniciais | 15 |
| 1.2 | Problema de pesquisa | 18 |
| 1.3 | Objetivos | 18 |
| 2 | REVISÃO BIBLIOGRÁFICA | 20 |
| 2.1 | Considerações iniciais | 20 |
| 2.2 | Modelagem da interface em pavimentos | 20 |
| 2.2.1 | <i>Modelo linear de interface – Lei de Goodman</i> | 21 |
| 2.3 | Ensaio laboratoriais relacionados à interface entre camadas | 22 |
| 2.3.1 | <i>Ensaio de imprimação</i> | 23 |
| 2.3.2 | <i>Ensaio de torção</i> | 25 |
| 2.3.3 | <i>Ensaio de cisalhamento direto</i> | 28 |
| 2.3.4 | <i>Ensaio de Leutner</i> | 29 |
| 2.4 | Plasticidade | 32 |
| 2.4.1 | <i>Plasticidade clássica</i> | 32 |
| 2.4.2 | <i>Critérios de falha</i> | 36 |
| 3 | METODOLOGIA | 41 |
| 3.1 | Considerações iniciais | 41 |
| 3.2 | Materiais utilizados | 42 |
| 3.2.1 | <i>Camada de base</i> | 42 |
| 3.2.2 | <i>Material de imprimação</i> | 43 |
| 3.2.3 | <i>Mistura asfáltica</i> | 44 |
| 3.3 | Ensaio Mecânico – Caracterização da Interface | 45 |
| 3.4 | Modelo constitutivo da interface | 53 |
| 3.5 | Modelagem computacional | 55 |
| 3.5.1 | <i>Elementos Finitos de Interface</i> | 56 |
| 3.5.2 | <i>Simulação do ensaio proposto</i> | 65 |
| 3.5.3 | <i>Resposta estrutural do pavimento</i> | 67 |
| 3.5.3.1 | <i>Verificação da resistência da interface</i> | 69 |
| 3.5.3.2 | <i>Tensão confinante e tensão desviadora</i> | 72 |

| | | |
|---------|--|-----|
| 3.5.3.3 | <i>Dano</i> | 73 |
| 4 | RESULTADOS | 75 |
| 4.1 | Considerações iniciais | 75 |
| 4.2 | Resultados do ensaio de cisalhamento | 75 |
| 4.3 | Simulação do ensaio proposto | 79 |
| 4.4 | Resposta estrutural do pavimento | 86 |
| 4.4.1 | <i>Verificação de ruptura da interface</i> | 87 |
| 4.4.2 | <i>Deformação permanente</i> | 91 |
| 4.4.3 | <i>Dano</i> | 92 |
| 5 | CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS | 94 |
| | REFERÊNCIAS | 97 |
| | APÊNDICE A – ENSAIO DE TORÇÃO | 101 |
| | APÊNDICE B – ENSAIO DE CISALHAMENTO INDIRETO | 110 |

1 INTRODUÇÃO

1.1. Considerações iniciais

A má qualidade das rodovias no Brasil, que elevam os custos de transporte em até 91,5% quando em estado péssimo (CNT, 2016), tem dentre suas causas principais o uso de um método de dimensionamento de pavimentos asfálticos da década de 1960, que ainda é utilizado no país. O referido método é baseado no ensaio *California Bearing Ratio* (CBR) para a caracterização das subcamadas e, portanto, não possibilita a análise estrutural do sistema e nem faz uso de modelos de desempenho que possibilitem inferir o comportamento do pavimento quanto a falhas como fadiga e deformação permanente.

Atualmente, há no Brasil um esforço para modernizar o método de dimensionamento de pavimentos asfálticos, passando do atual método empírico para um método mecanístico-empírico. O viés mecanicista necessário para atualizar as técnicas de dimensionamento provém da utilização de parâmetros estruturais (e.g., tensões e deformações), com a finalidade de prever as espessuras e os materiais necessários para projetar um sistema capaz de suportar os esforços solicitantes ao longo de sua vida útil.

O pioneiro a abordar o problema dos pavimentos com este viés mecanicista foi Boussinesq (1885), que considerou a estrutura como meio semi-infinito elástico linear, homogêneo, isotrópico, submetido a um carregamento circular e estático. Uma das principais deficiências desta modelagem é que considera o pavimento como uma estrutura de uma única camada. Este problema foi solucionado parcialmente por Burmister (1943), que expandiu a solução para uma estrutura de duas e subsequentemente de três camadas, seguindo as mesmas hipóteses simplificadoras de seu antecessor, à exceção do número de camadas analisadas.

A solução de Burmister se vale da hipótese de que as camadas do pavimento são perfeitamente coladas entre si. Segundo esta solução, revestimento e base, por exemplo, não deslizam quando da aplicação de um carregamento. Assumir esta hipótese como verdadeira é equivalente a assumir que a película formada pela imprimação constitui uma cola rígida e irrompível, o que sabidamente não é verdade quando se trata dos tipos de materiais que compõem a interface em questão.

O efeito da consideração da interface entre camadas sobre a resposta estrutural do pavimento vem sendo estudado por diversos autores (Uzan *et al.*, 1978; Mantilla & Button, 1994; Khweir e Fordyce, 2003; Rabelo, 2006; Ziarie & Khabiri, 2007; Hu & Walubita, 2011;

Guimarães, 2013). É consenso que a aderência exerce forte influência sobre a resposta estrutural do sistema. Embora não se saiba exatamente quão bem aderidas estão as camadas do pavimento, sabe-se que uma boa aderência é desejável para que os materiais da estrutura trabalhem de forma solidária na distribuição dos esforços. Como uma baixa aderência entre as camadas pode comprometer a vida útil de um pavimento, para mitigar a movimentação lateral na interface do revestimento com as camadas granulares, utiliza-se a imprimação betuminosa. Já entre as camadas granulares, de acordo com Lambe & Whitman (1995), a aderência é fornecida pelo atrito entre as partículas de cada camada.

Sabendo que as camadas possuem certo atrito garantido pelos fatores supracitados, mas que não estão perfeitamente coladas, considerar e quantificar o nível de aderência torna-se um objeto para pesquisa, afinal se sabe por observação que tanto o deslizamento total quanto a aderência perfeita não correspondem à situação real de campo (Hu & Walabita, 2011). Dessa forma, o projetista que desconsiderar totalmente a aderência entre as camadas pode estar superdimensionando a estrutura, incorrendo em desperdício de recursos. Por outro lado, ao se considerar aderência perfeita entre revestimento e base, poderá haver um subdimensionamento, o que leva a uma deterioração prematura do pavimento.

Através de investigação forense, Willis & Timm (2007) demonstraram, com dados teóricos de análise estrutural elástica e dados de instrumentação de pista, que o deslizamento excessivo entre as camadas acelera o processo de trincamento por fadiga do revestimento asfáltico. O caso abordado pelos autores dizia respeito à falha precoce de um pavimento projetado para durar cerca de 50 anos, com três camadas asfálticas: Stone Matrix Asphalt (SMA), Concreto Betuminoso Usinado a Quente (CBUQ) e *Rich Bottom*. Esta última camada assim se denomina por ter uma alta taxa de ligante, tendo a finalidade de melhor resistir à fadiga. Foram confrontados dados de simulação estrutural considerando as camadas sem aderência e os dados de deformação extraídos da instrumentação das pistas de teste. A concordância dos dados corroborou a hipótese de que a causa da falha precoce se deu por má aderência entre as camadas. O estudo sugere, portanto, fortes evidências da relação entre a aderência na interface de pavimentos e as deformações de tração geradas nas camadas.

Em modelagens mais sofisticadas, utilizando o Método dos Elementos Finitos, Hu & Walabita (2007) simularam aceleração e desaceleração do carregamento exercido pelos veículos em estruturas com as seguintes condições de aderência:

- I. Camadas totalmente aderidas;
- II. Camadas deslizantes, mas considerando algum nível de atrito.

Os resultados ratificaram que o descolamento entre camadas eleva as tensões de tração e de cisalhamento na fibra inferior do revestimento e da camada de ligação (frequentemente denominada de binder no Brasil), efeito este que é agravado quando há desaceleração do carregamento.

Com o intuito de se aproximar da situação real de campo, *softwares* nacionais, como o SisPav (Franco, 2007), permitem que o usuário considere a aderência por meio de um fator de escorregamento que varia entre zero e um (perfeitamente aderido e totalmente descolado, respectivamente), o que abrange as situações extremas e intermediárias de aderência, por meio de uma modelagem elástica-linear. Internacionalmente, pesquisas como a de Ziari & Khabiri (2007) indicam que à medida que as camadas se descolam as tensões horizontais de tração tendem a se elevar, ocorrendo valores máximos na fibra inferior do revestimento asfáltico, causando prejuízos relevantes à vida de fadiga do pavimento. Além disso, Torquato e Silva *et al.* (2015) mostraram através de simulação computacional que à medida que o revestimento asfáltico possui menor espessura, a aderência entre as camadas exerce maior influência sobre os esforços de tração do revestimento. Devido ao fato de o Brasil possuir elevada proporção pavimentos delgados, eleva-se a importância do estudo das condições de aderência entre as camadas de revestimento asfáltico e base.

No entanto, é insuficiente a consideração de aderência por meio de simulações computacionais sem a existência de validação experimental, por meio de dados advindos de instrumentação de pista ou de ensaios laboratoriais. Com o intuito de observar experimentalmente o fenômeno da aderência, Rabêlo (2006) investigou as variáveis que exercem influência na penetração da imprimação betuminosa na camada de base de rodovias de baixo volume de tráfego do Estado do Ceará. Deste trabalho, enumeraram-se fatores como umidade de compactação, taxa de ligante, preparo da superfície da base, granulometria, permeabilidade, dentre outros, como influentes sobre a qualidade e a eficácia da imprimação, portanto, relativos à garantia de aderência entre revestimento e base.

Dessa forma, faz-se necessário, para melhor entendimento das condições de aderência da interface das camadas de revestimento asfáltico e base granular, um estudo que leve em consideração as características dos solos locais existentes, bem como dos ligantes utilizados. Adicionalmente, tendo em vista o contexto tecnológico de pavimentação no qual o Brasil está inserido, é desejável que a caracterização mecânica da imprimação seja simples, que se possam extrair suas propriedades (capacidade de garantir aderência e resistência ao cisalhamento) em ensaios de fácil execução. Esta condição é fundamental para que a prática da

consideração adequada das condições de interface seja disseminada no país, possibilitando inclusive a sua inclusão na formulação do novo método de dimensionamento mecanístico-empírico previsto para ser lançado no Brasil num futuro breve.

1.2. Problema de pesquisa

Incorre-se em erros de sub ou superdimensionamento ao se considerar que as camadas de revestimento asfáltico e de base em um pavimento estão perfeitamente aderidas ou totalmente deslizantes, uma vez que se sabe que a condição real de aderência na interface é intermediária. Essa simplificação tende a superestimar ou subestimar a vida útil de projeto de pavimentos asfálticos.

É necessário, para uma consideração consistente das condições de aderência nesta interface, extrair-se parâmetros mecanísticos (i) de rigidez, a fim de relacionar tensão e deslocamento entre as duas camadas adjacentes à interface, e (ii) de ruptura, para exprimir os estados de tensões admissíveis por esta interface. A escassez de dados a respeito da caracterização destas condições de interface ocasiona a simplificação da aproximação real desse fator na modelagem estrutural de pavimentos.

1.3. Objetivos

O objetivo geral do presente trabalho é desenvolver um procedimento experimental de caracterização mecânica da imprimação em pavimentos asfálticos, bem como um procedimento numérico para uma subsequente análise estrutural de pavimentos considerando as diferentes possibilidades de interface, a partir dos resultados experimentais. O fim buscado por esta contribuição experimental e numérica é aperfeiçoar o método de dimensionamento mecanístico-empírico de pavimentos.

São objetivos específicos dessa pesquisa:

a) desenvolver um ensaio capaz de fornecer parâmetros de rigidez e de ruptura da interface entre as camadas de revestimento asfáltico e de base em pavimentos;

b) estabelecer um modelo constitutivo que represente o comportamento mecânico da interface de camadas asfálticas e bases granulares;

c) realizar simulações computacionais de pavimentos asfálticos considerando os parâmetros mecânicos da imprimação extraídos de laboratório, verificando os efeitos destes parâmetros nas correspondentes respostas estruturais.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1. Considerações iniciais

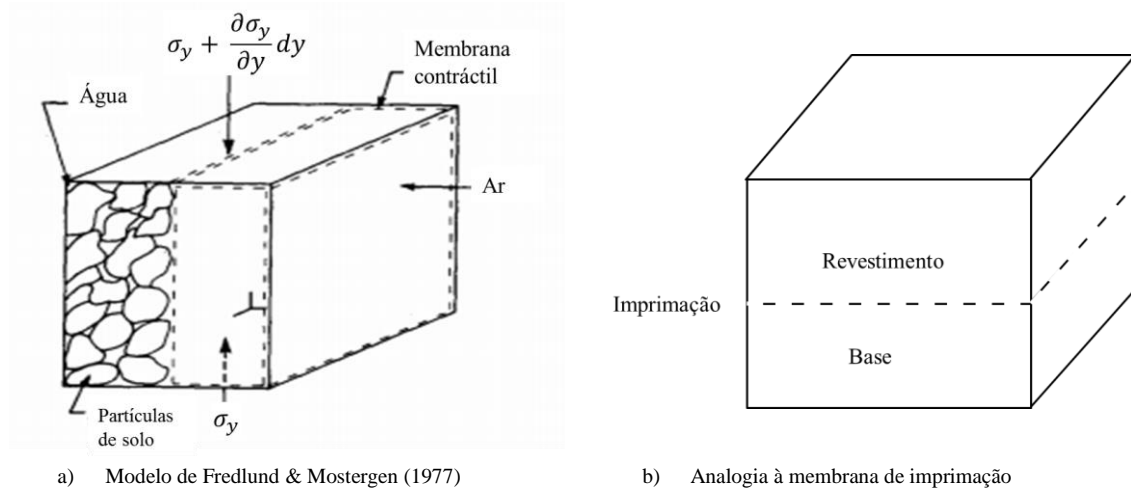
A pesquisa sobre imprimação no Brasil e no mundo tem sido feita, sobretudo, de maneira empírica, com pouca abordagem acerca da sua importância sobre a distribuição de tensões e deformações no pavimento. Embora existam numerosos estudos de viés mecanicista sobre a interface entre camadas asfálticas, como o estudo clássico de Uzan *et al.* (1978), dentre outros mais recentes citados nas seções posteriores desta dissertação, poucos trabalhos se destinam a estudar a interface asfalto-solo sob um ponto de vista estrutural.

Desta forma, serão estudados nesse capítulo ensaios de caracterização de interface em geral, seja pintura de ligação (entre camadas asfálticas) ou imprimação (entre camada asfáltica e solo). A ideia é que, a partir da literatura existente sobre interface entre duas camadas asfálticas, se possa buscar a adaptação mais apropriada para as particularidades da interface entre camadas asfálticas e bases granulares.

2.2. Modelagem da interface em pavimentos

Uma consideração fundamental sobre a modelagem da imprimação é a consideração desta como um material, possuidor de propriedades mecânicas, função estrutural e sujeito a um estado de tensões. Analogamente à Fredlund & Mostergen (1977) que consideraram a interface ar-água, denominada membrana contráctil (Figura 1), na estrutura de solos não saturados, aqui há de se considerar a imprimação também como uma membrana da interface revestimento-base granular.

Figura 1 – Analogia do modelo de Fredlund & Mostergen



Fonte: Fredlund & Mostergen (1977).

A fim de diferenciar os diferentes componentes da interface revestimento-base granular, quais sejam, ligante de imprimação e agregados de ambas as camadas, denomina-se neste trabalho membrana de imprimação a parcela de ligante que resta na superfície após a aplicação da imprimação.

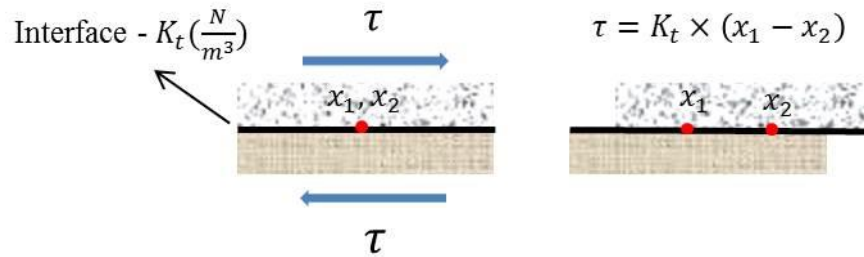
2.2.1. Modelo linear de interface – Lei de Goodman

O modelo de Goodman (1968), desenvolvido para o estudo de Mecânica das Rochas, define o módulo de reação horizontal como uma constante que relaciona a tensão de cisalhamento τ na interface e o deslocamento relativo ΔU entre as duas faces adjacentes (Equação 1).

$$\tau = K_t \times \Delta U \quad (1)$$

A Figura 2 ilustra o significado físico do modelo de Goodman. Os pontos de coordenadas x_1 e x_2 , antes coincidentes, após a aplicação de uma tensão de cisalhamento τ afastam-se a uma distância ΔU , inversamente proporcional ao módulo de reação transversal K_t .

Figura 2 – Lei de Goodman



Fonte: Goodman (1968).

Segundo Uzan *et al.* (1978), em estudos sobre a interface entre camadas asfálticas, os valores de K_t variam entre 10^2 e 10^5 MN/m³. Para o limite inferior do intervalo, a interface não propiciaria mais resistência ao deslizamento, podendo as camadas acima e abaixo da interface serem consideradas, para fins práticos, como totalmente descoladas. O limite superior, por sua vez, diz respeito a camadas perfeitamente coladas, pois a elevada impedância ao deslizamento faz com que os deslocamentos relativos entre camadas tendam a zero para os níveis de tensão aos quais a interface está submetida nas estruturas de pavimentos.

Kruntcheva *et al.* (2005) avaliaram a influência das condições de aderência entre revestimento asfáltico e camada de binder sobre o desempenho quanto à fadiga e deformação permanente de pavimentos flexíveis. Aplicando carregamentos verticais e horizontais (frenagem e aceleração), chegaram à conclusão de que com 10^3 MN/m³ a redução na vida útil em relação às condições de aderência perfeita (10^5 MN/m³) é da ordem de 20 a 35%. Para valores de K_t abaixo de 100 MN/m³ a diminuição da vida útil do pavimento manteve-se constante, confirmando o limite sugerido por Uzan *et al.* (1978). Por outro lado, foi demonstrado que apenas para K_t maiores que 10^6 MN/m³ a vida útil do pavimento se estabilizou, estabelecendo um limite mais elevado que o de Uzan *et al.* (1978) (10^5 MN/m³) para a condição de aderência total. Isso demonstra que esses limites são relativos às condições de análise realizada, variando com carregamento, geometria e materiais utilizados na estrutura.

2.3. Ensaios laboratoriais relacionados à interface entre camadas

Normalmente, interessa-se em caracterizar a interface entre duas camadas asfálticas. As pesquisas mais avançadas sobre este assunto são geralmente conduzidas em países que possuem o hábito de construir pavimentos espessos, de mais de uma camada asfáltica, fazendo com que a interface entre elas seja mais importante estruturalmente do que a

interface entre a camada asfáltica inferior e a base granular, conforme mostrado por Torquato e Silva *et al.* (2015).

Apesar de se tratarem de interfaces diferentes (asfalto-asfalto e asfalto-base granular), propriedades relativas à envoltória de ruptura e também o módulo de reação transversal podem ser utilizadas para descrever o comportamento de ambas. Dessa forma, além dos ensaios de imprimação, serão apresentados aqui também ensaios de resistência e módulo de reação da interface entre camadas asfálticas.

2.3.1. Ensaio de imprimação

A metodologia de ensaio aqui descrita é detalhada em Rabêlo (2006) e visa simular uma imprimação de campo em um corpo de prova de laboratório. O parâmetro para avaliar a qualidade da imprimação é a penetração do ligante no material da camada de base.

O corpo de prova do material da camada de base é compactado a fim de simular a camada de base de um pavimento. Deve-se inserir a peça com ressalto exibida na Figura 3, a fim de provocar o afundamento no corpo de prova, onde será aplicado o ligante posteriormente.

Figura 3 – Cilindro Marshall e peça de ressalto



Fonte: (Rabêlo, 2006).

Deixa-se o corpo de prova em descanso à temperatura ambiente por 24h, a fim de que este atinja 50% da umidade ótima, simulando o processo de imprimação em campo. Em seguida, varre-se o corpo de prova, irrigando-o com água à taxa de 1L/m².

Distribui-se, após 15 minutos da irrigação, o ligante betuminoso sobre a área rebaixada segundo a taxa estabelecida (Figura 4). O corpo de prova deve ser então deixado em local arejado e livre de poeira por um período de pelo menos 3 dias.

Figura 4 – Aplicação da imprimação



Fonte: Rabêlo (2006).

Em seguida o corpo de prova é rompido longitudinalmente e são feitas as leituras de penetração (Figura 5) em 5 pontos igualmente espaçados. A média das leituras é o resultado final de penetração do ensaio.

Figura 5 – Penetração do ligante na camada granular (Rabêlo, 2006)



Fonte: Rabêlo (2006).

A motivação para a execução deste ensaio é a sabida relação entre a penetração do ligante na camada granular e desempenho do pavimento (ASTM D8-02, 2003).

Almeida (2013) adaptou o ensaio de imprimação com a finalidade de obter resultados semelhantes economizando tempo de execução e material utilizado. Entre as principais mudanças, está a adaptação do método de compactação, sendo feito uso do

coesímetro (Figura 6) para a compactação do material de base em cápsulas de tamanho reduzido (43 x 22 cm) em relação ao cilindro Marshall.

Figura 6 – Coesímetro



Fonte: Almeida (2013).

Por meio dessa adaptação, houve redução também na massa de solo utilizado. Enquanto o cilindro Marshall comporta cerca de 1kg de material, o cilindro reduzido contém aproximadamente 45g.

2.3.2. Ensaio de torção

Em relatório da Federal Highway Administration (FHWA), elaborado por Mantilla & Button (1994), foram executados ensaios de torção para fins de cálculo da resistência ao cisalhamento da interface entre revestimento asfáltico e base granular. Através de modelagem da ruptura pelo critério de Mohr-Coulomb, os pesquisadores encontraram valores de ângulo de atrito entre 20 e 27°, e coesão entre 31 e 62kPa para as interfaces imprimadas, enquanto para as não imprimadas obteve-se ângulo de atrito equivalente a 33° e coesão nula. Os autores concluíram ainda dos resultados que a elevados níveis de tensão normal (por volta de 300kPa) as tensões de cisalhamento máximo para as amostras imprimadas e não imprimadas são semelhantes. Desta forma, para esta situação, a qualidade da imprimação seria irrelevante em termos de resistência ao cisalhamento da interface.

Por outro lado, ao simular um pavimento submetido a carregamento variando entre 200 e 800kPa, espessura de revestimento variando de 7,5 a 20cm e 5000MPa de rigidez, sobre base granular variando de 15cm a 38cm de espessura e 100MPa de rigidez, os autores verificaram que a tensão normal máxima na interface variou de 20 a 130kPa. Para estes níveis

de tensão mais reduzidos, a coesão fornecida pela imprimação é preponderante para a resistência ao cisalhamento da interface, uma vez que a resistência fornecida pelo atrito é dependente da tensão normal aplicada.

Na Suécia o *Torque Bond Test* foi desenvolvido para medição *in situ* da resistência ao cisalhamento da interface de duas camadas asfálticas. Corta-se o pavimento em uma profundidade abaixo do nível da interface e aplica-se um torque na superfície do revestimento, provocando uma tensão de cisalhamento que deve levar a interface à ruptura. Posteriormente, uma versão de laboratório foi adaptada para que as medições pudessem ser realizadas em ambiente controlado. Anexa-se um disco metálico com cola na superfície do corpo de prova e aplica-se a torção, que é lida por um torquímetro, como indicado na Figura 7.

Figura 7 – Torque Bond Test (Tashman, 2006)



Fonte: Tashman (2006).

A tensão de cisalhamento máxima é então calculada por meio da Equação 2:

$$\tau = \frac{12M \times 10^6}{\pi D^3} \quad (2)$$

Onde τ é a tensão de cisalhamento de ruptura (kPa), M é o torque medido no momento da ruptura (N.m), e D é o diâmetro do corpo de prova (mm).

Segundo Tashman (2006), o ensaio é executado a 20°C com tolerância de 2°C para mais ou para menos, salvo especificado de outra maneira, até o rompimento da interface ou caso o torque ultrapasse o valor de 300N.m. O ensaio da maneira como está formulado, portanto, fornece apenas um parâmetro de ruptura, sendo este parâmetro insuficiente para realizar uma simulação estrutural que considere a aderência entre camadas. É importante notar que esta abordagem do ensaio, que determina apenas a tensão de cisalhamento máxima, não permite extrair qualquer parâmetro de rigidez. Isso limita a utilidade do ensaio, pois a rigidez é a propriedade essencial para previsão de desempenho estrutural da interface em campo, afetando, inclusive, a resposta estrutural das outras camadas do pavimento.

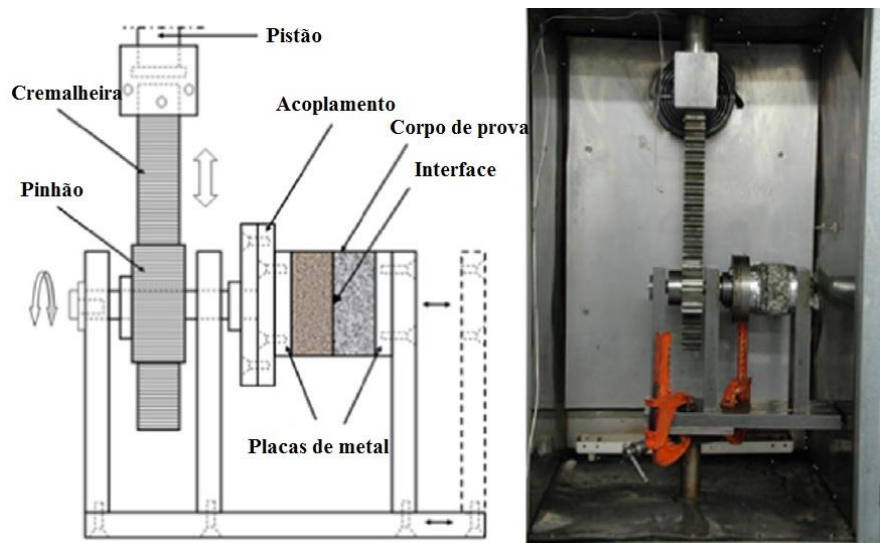
Collop *et al.* (2011) conduziram ensaios de torção a carregamento controlado (600N.m/min) e a deformação angular controlada (180°/min), com temperaturas variando entre -5 e 40°C. Adicionalmente, uma tensão axial de compressão de 100kN foi aplicada. A fim de extrair parâmetros de ruptura e rigidez, o autor utiliza-se das Equações 3 e 4:

$$\tau^N = \frac{2T}{\pi R^3} \quad (3)$$

$$K_S^N = \frac{G^N}{h} = \frac{2T}{\pi R^4 \theta^N} \quad (4)$$

Onde τ^N é a tensão máxima de cisalhamento nominal, T é o torque máximo, R é o raio do corpo de prova, K_S^N é o módulo de reação de cisalhamento nominal, G^N é o módulo de cisalhamento nominal, θ^N é a rotação total do corpo de prova e h é a espessura da interface.

Figura 8 – Ensaio de torção



Fonte: Collop *et al.* (2011).

As seguintes conclusões resultaram do referido estudo:

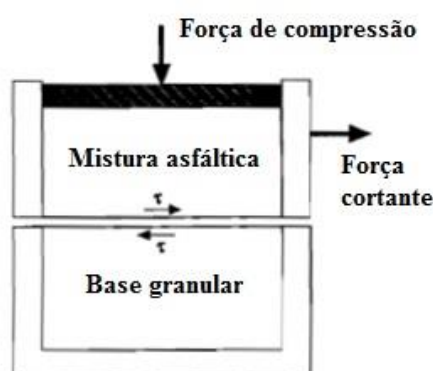
- a) a tensão de cisalhamento máxima suportada pela interface e o módulo de reação de cisalhamento tendem a ser mais elevados a temperaturas mais baixas;
- b) existe uma boa correlação entre os ensaios de torque controlado e deformação angular controlada. Quando submetida a deformação angular controlada de 180°/min, a interface apresenta cisalhamento máximo de aproximadamente 1,9 vezes aquele obtido quando a interface é submetida ao torque controlado de 600N.m/min. Para o módulo de reação de cisalhamento, os resultados a 180°/min (deformação angular

controlada) mostraram-se, em média, aproximadamente 1,6 vez maiores que os resultados a 600N.m/min (torque controlado).

2.3.3. Ensaio de cisalhamento direto

Mantilla & Button (1994) realizaram ensaio de cisalhamento direto a deformação controlada, tal qual utiliza-se para ruptura de solos, a fim de estudar a resistência ao cisalhamento da interface revestimento asfáltico-base granular sob diferentes condições. Tendo por base o critério de falha de Mohr-Coulomb, a envoltória foi construída utilizando dois pares de tensão. A Figura 9 apresenta o esquema do ensaio.

Figura 9 – Ensaio de Cisalhamento direto (Mantilla & Button, 1994)



Fonte: Mantilla & Button (1994).

De acordo com os autores, o ensaio apresentou problemas devido à fricção gerada entre as faces horizontais das caixas de cisalhamento, o que superestimou os resultados de tensão máxima de cisalhamento. Para minimizar o problema, óleo de silicone foi colocado entre as faces horizontais, bem como nas laterais das faces verticais. Porém, a fricção entre as paredes verticais da caixa e a mistura asfáltica absorvia significativamente a tensão vertical aplicada, sendo necessária a estimativa das tensões efetivamente transmitidas à interface para a formulação de uma equação de correção.

No que diz respeito aos resultados do ensaio, Mantilla & Button (1994) encontraram coesões variando entre aproximadamente 100 e 300kPa, a depender do material utilizado, para as imprimações realizadas com varredura anterior, sem poeira na superfície da base granular. Neste caso (com varredura), a interface sem imprimação apresentou uma coesão de 160kPa. Sem a realização da varredura, as coesões variaram entre 0 e 160kPa. Para esta situação, a

interface não imprimada apresentou coesão de aproximadamente 30kPa, indicando a necessidade de remover a poeira da superfície antes de aplicar o ligante de imprimação ou a camada asfáltica sobre a base granular. No que diz respeito ao ângulo de atrito, os resultados variaram entre 52 e 73°. Para a amostra sem imprimação, o valor encontrado foi de 67°. Percebe-se, dos resultados obtidos pelos autores, que a imprimação contribui sobretudo na parcela de coesão da envoltória de ruptura.

Chen & Huang (2010) analisaram propriedades mecânicas (cisalhamento máximo, tensão residual e módulo de reação transversal) da interface de camadas asfálticas (pintura de ligação), levando em consideração diferentes temperaturas (25, 35 e 50°C), tipos de mistura (SMA, densa e porosa) e taxa de aplicação de emulsão (0,6; 0,8; 1,2, 0,18; 0,24 e 0,30L/m²). Os autores verificaram que o aumento de temperatura de 25 para 50°C diminui a resistência ao cisalhamento da interface em cerca de até 30% para as amostras estudadas. Quanto ao tipo de mistura, verificou-se que a interface entre misturas densas possui maior módulo de reação transversal e resistência ao cisalhamento, quando comparadas com as interfaces densa-porosa e porosa-SMA. Os valores encontrados para o módulo de reação transversal encontrados variaram entre cerca de 200 e 500kPa/mm, enquanto para o cisalhamento máximo o valor chega até a 700kPa.

2.3.4. Ensaio de Leutner

O ensaio de Leutner foi desenvolvido na Alemanha no fim da década de 70 com o objetivo de observar a resposta mecânica da interface entre duas camadas asfálticas quando submetidas a cisalhamento direto (Leutner, 1979). Os corpos de prova possuíam 150mm de diâmetro e podiam ser fabricados em laboratório ou retirados de campo.

O cisalhamento era provocado por meio de uma taxa de deslocamento de 50mm/min de um corpo de prova em relação ao outro, sendo monitorada a força de cisalhamento necessária para a manutenção desta taxa ao longo do ensaio. Não havia tensão normal ao plano de cisalhamento.

O ensaio possuía a vantagem da simplicidade em relação ao tradicional cisalhamento direto de duas placas em forma de paralelepípedo. Por outro lado, havia a inconveniência da distribuição não uniforme de tensões, de acordo com Collop *et al.* (2009). Através da curva de tensão por deslocamento (Figura 10b), o ensaio permite que se extraiam

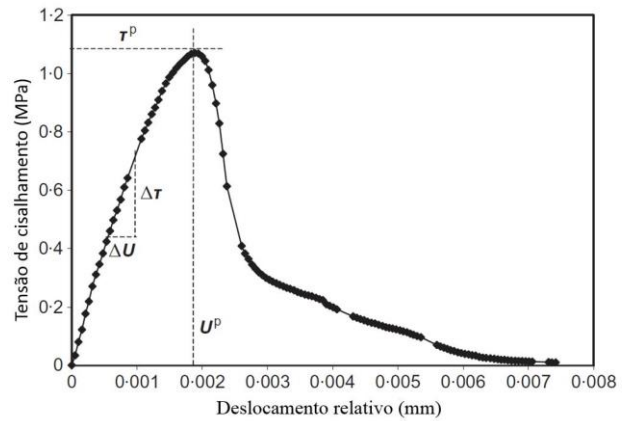
parâmetros de cisalhamento máximo, e também o módulo de reação de cisalhamento (rigidez) da interface.

Figura 10 – Ensaio de Leutner



a) Equipamento do ensaio de Leutner

Fonte: Collop *et al.* (2003).



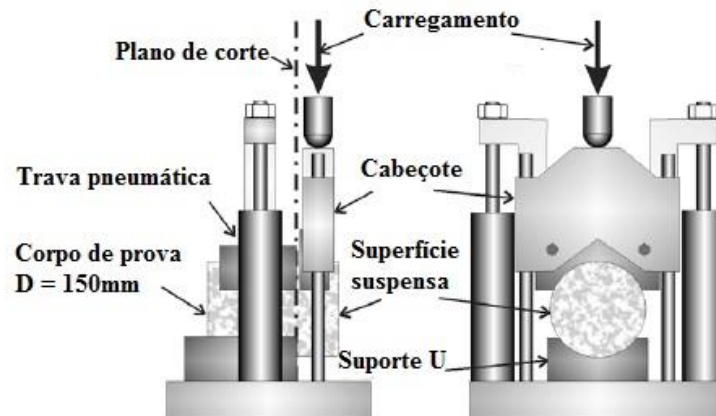
b) Gráfico de resposta típico do ensaio de Leutner

Estudos desenvolvidos por Collop *et al.* (2003) concluíram que os resultados do ensaio em termos de módulo de reação de cisalhamento e cisalhamento máximo tendem a apresentar alta variabilidade. Isso é atribuído aos diversos fatores de mecanismos existentes na interface dos corpos de prova, como a força de atrito entre os agregados e a adesão entre estes e a pintura de ligação. Outras conclusões do trabalho citado e que são relevantes para a presente pesquisa são:

- a) a não utilização de pintura de ligação diminui o cisalhamento máximo suportado pela interface;
- b) a interface de macadame betuminoso com bases cimentadas apresentou resistência bastante reduzida, o que foi atribuído à penetração nula do ligante na base, resultado que corrobora com experiências de campo.

O ensaio LPDS (*Layer Parallel Direct Shear*) (Figura 11) é uma versão modificada do ensaio desenvolvido por Leutner, na Alemanha, sendo mais versátil e com um mecanismo de travamento mais definido. A versatilidade se dá por admitir corpos de prova circulares e retangulares. Outro dado importante é que não há aplicação de força normal (Raab & Partl, 2009).

Figura 11 – LPDS - adaptado de Raab & Partl (2009)



Fonte: Raab & Partl (2009).

O carregamento é aplicado de modo que o deslocamento da superfície suspensa se dê a 50,8mm/min, até a ruptura do plano de cisalhamento de 2mm de espessura. Um parâmetro de rigidez S é retirado do ensaio dividindo-se a força medida F pelo deslocamento imposto w .

$$S_{LPDS} = \frac{F}{w} \quad (5)$$

É importante observar que para efeito de comparação entre diferentes interfaces através do parâmetro S_{LPDS} , os corpos de prova devem possuir a mesma área transversal. Caso possuam áreas diferentes, S_{LPDS} deve ser dividido pelas respectivas áreas para que reflita uma rigidez por unidade de área, tornando a comparação consistente.

Do estudo conduzido por Raab & Partl (2009), que monitorou o comportamento da interface entre camadas asfálticas antes da construção do pavimento e 10 anos depois desta, concluiu-se que:

- a) a ligação entre camadas tende a enrijecer com o tempo, isto é, o módulo de cisalhamento tende a aumentar, fenômeno atribuído pelos autores do estudo ao envelhecimento;
- b) mesmo nos casos onde houve aumento de módulo de cisalhamento, o cisalhamento máximo suportado pelos corpos de prova extraídos de campo após 10 anos de tráfego apresentou queda. Os autores do estudo atribuíram o fenômeno ao desgaste ocasionado pela passagem de muitos veículos pesados durante os 10 anos de operação.

2.4. Plasticidade

De acordo com Chen & Han (1988) a principal função da Teoria da Plasticidade é determinar relações entre tensão e deformação de um corpo submetido a um estado de tensões complexo, e descrever apropriadamente as deformações plásticas, ou irreversíveis. Para a realização desta tarefa foram desenvolvidas equações diversas a partir de experimentos com materiais metálicos. Tais equações foram consagradas e bem estabelecidas, sendo utilizadas com sucesso em projetos de engenharia. Além disso, a aplicação destas equações tem sido estendida a outros tipos de materiais, como solos, concretos e rochas. Como será descrito, a presente dissertação segue a mesma linha de raciocínio e pretende, além de encontrar parâmetros de rigidez (módulo de reação transversal) para a interface, estimar relações de tensão e deformação deste material para além dos limites da elasticidade.

Nas diversas abordagens da literatura apresentadas neste capítulo de Revisão Bibliográfica, os autores citados procuraram modelar a interface entre duas camadas asfálticas a partir de dois parâmetros, quais sejam, rigidez (módulo de reação de cisalhamento) e resistência (cisalhamento máximo). O primeiro parâmetro está associado à tensão de cisalhamento necessária para produzir uma unidade de deslocamento relativo entre as faces, sendo modelado através da Lei de Goodman (1968), que estabelece uma relação linear entre força e deslocamento relativo. A resistência dessa interface, por outro lado, é apresentada como a máxima tensão de cisalhamento suportada por esta antes de atingir a ruptura.

Em resumo, a modelagem de interface de camadas asfálticas faz uso de conceito análogo à elasticidade quando trata a rigidez através da Lei de Goodman (1968), e do conceito de plasticidade, quando modela a falha através do cisalhamento máximo determinado em ensaio. Portanto, para a proposição de um modelo para a interface em termos de rigidez e ruptura, faz-se necessário o estudo das teorias da elasticidade e da plasticidade.

2.4.1. Plasticidade clássica

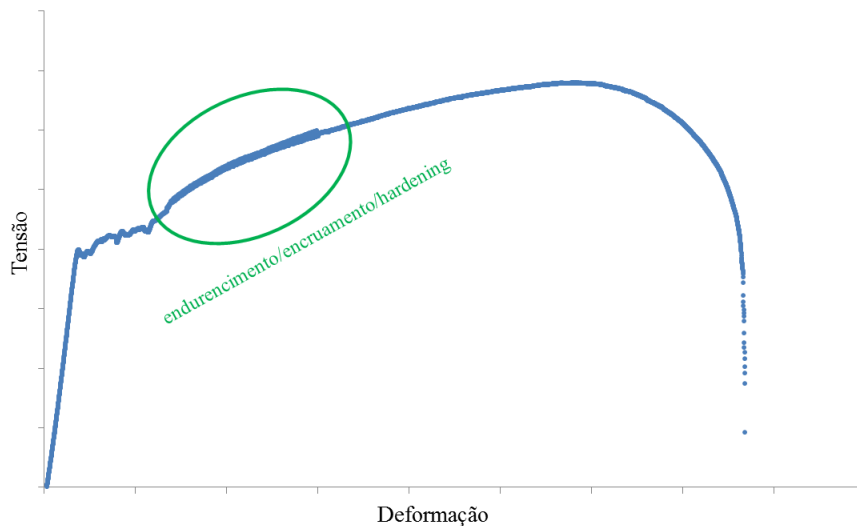
Em uma modelagem na qual os efeitos viscoelásticos são ignorados, as deformações inelásticas, isto é, que ocorrem além do regime elástico, podem ser chamadas de deformações plásticas, e, portanto, definidas por ε^p (Lubliner, 2005):

$$\varepsilon^p = \varepsilon - \frac{\sigma}{E} \quad (6)$$

É importante observar que, segundo Lubliner (2005), para um determinado valor de tensão, a deformação plástica é frequentemente diferente da deformação permanente observada após o descarregamento do sólido. Isso ocorre pois a relação tensão-deformação sob descarregamento não é perfeitamente elástica, seja por decorrência dos efeitos da viscoelasticidade ou outros fenômenos, como o efeito de Bauschinger, que é a mudança do limite de elasticidade quando ocorre a inversão do sentido do carregamento.

A curva tensão-deformação que resulta do primeiro carregamento de ensaio ao qual o corpo de prova está submetido, em direção ao regime plástico, é chamada de *curva virgem*. Se o corpo de prova for submetido a deformações plásticas não muito elevadas e em seguida houver descarregamento, no carregamento posterior a curva tensão-deformação, haverá novamente a forma aproximada de uma reta de inclinação E ligeiramente inferior à inclinação da curva virgem, e um novo limite de fluência plástica além do anterior é atingido. O processo se repete a cada ciclo de carregamento-descarregamento, e o limite de cedência é estendido em termos de deformação, sempre com curvas de inclinação E cada vez menor. Esse fenômeno é chamado de *endurecimento*. Um exemplo de região de endurecimento no gráfico tensão x deformação é ilustrado na Figura 12.

Figura 12 – Gráfico de relação tensão-deformação e região de encruamento



Fonte: elaborado pelo autor.

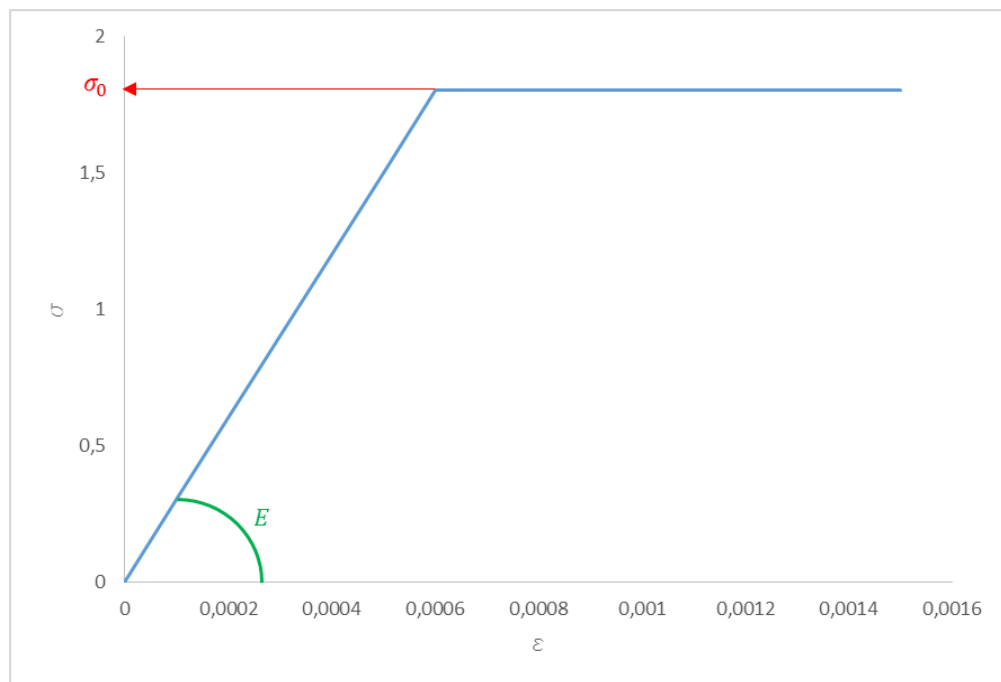
Como se observa, a definição do limite de ruptura e a modelagem da curva tensão-deformação são etapas fundamentais na resolução de problemas de plasticidade. Dessa forma,

algumas curvas padrão de idealização do comportamento constitutivo do material são consagradas na literatura clássica de plasticidade (Chen & Han, 1988), como indicado a seguir.

a) Elastoplástica perfeita (Figura 13)

$$\varepsilon = \begin{cases} \frac{\sigma}{E}, & \sigma < \sigma_0 \\ \frac{\sigma}{E} + \lambda, & \sigma = \sigma_0 \end{cases} \quad (7)$$

Figura 13 – Modelo Elastoplástico perfeito

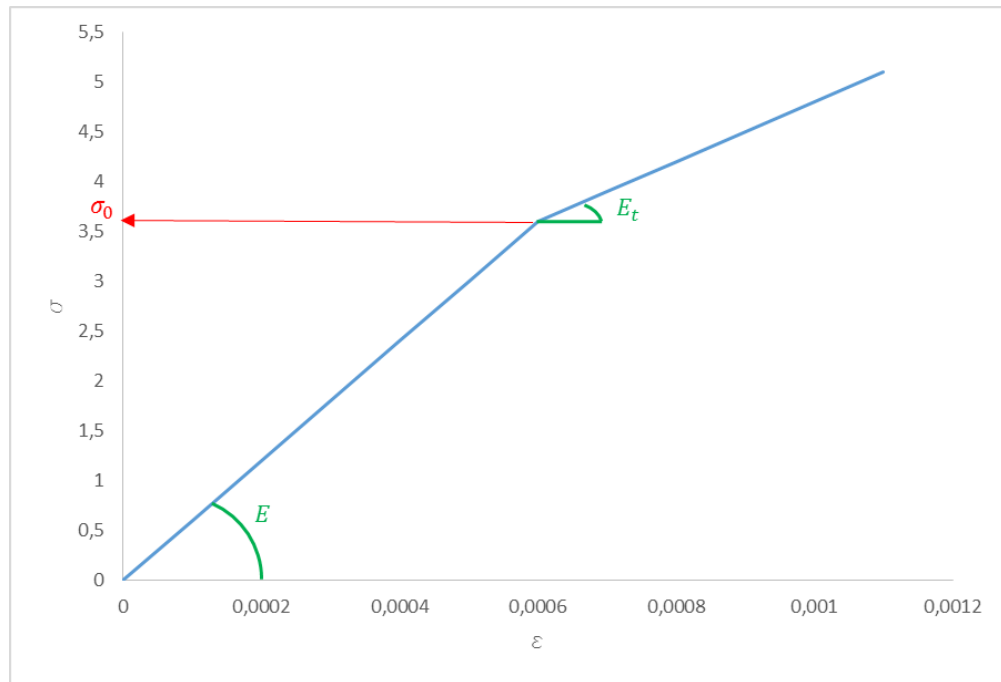


Fonte: elaborado pelo autor.

b) Elástica linear com endurecimento (Figura 14)

$$\varepsilon = \begin{cases} \frac{\sigma}{E}, & \sigma \leq \sigma_0 \\ \frac{\sigma}{E} + \frac{1}{E_t}(\sigma - \sigma_0), & \sigma > \sigma_0 \end{cases} \quad (8)$$

Figura 14 – Modelo Elástico com endurecimento

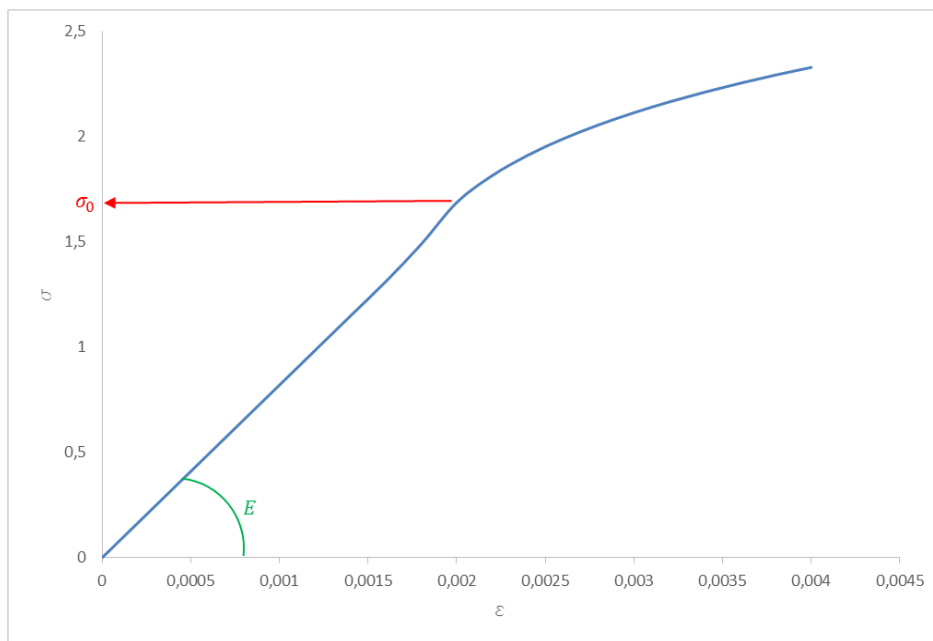


Fonte: elaborado pelo autor.

c) Elástica exponencial com endurecimento (Figura 15)

$$\sigma = \begin{cases} E\varepsilon, & \sigma \leq \sigma_0 \\ k\varepsilon^n, & \sigma > \sigma_0 \end{cases} \quad (9)$$

Figura 15 – Modelo Elástico exponencial com endurecimento

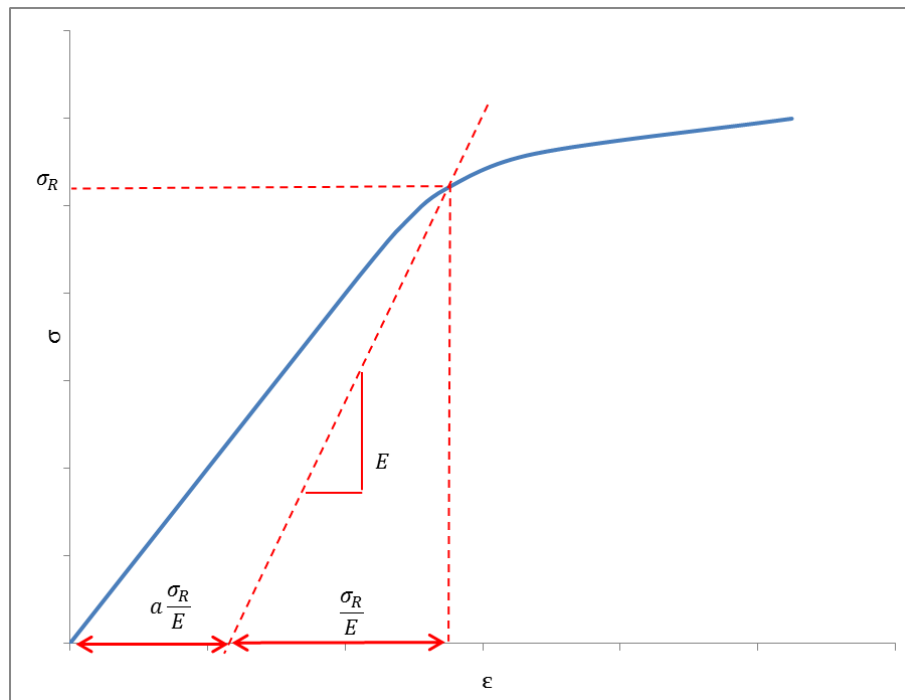


Fonte: elaborado pelo autor

d) Modelo de Ramberg-Osgood (Figura 16)

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + a \frac{\sigma_R}{E} \left(\frac{\sigma}{\sigma_R} \right)^n \quad (10)$$

Figura 16 – Modelo de Ramberg-Osgood



Fonte: Elaborado pelo autor.

2.4.2. Critérios de falha

a) Critério de Von Mises

O critério de Von Mises (1913) assume que a função de falha está associada ao segundo invariante do tensor de tensões (J_2), assumindo que a cedência – momento a partir do qual o material se deforma plasticamente – ocorre quando um elemento unitário atinge um valor limite de energia de distorção. Esta energia de distorção é equivalente a que ocorre quando uma barra é submetida a tração simples de valor σ_{eq} . Para este estado de tensões (i.e., tração simples), J_2 pode ser escrito em função de σ_{eq} , e a energia limite de distorção pode ser escrita em função da tração σ_0 a partir da qual ocorre a falha. Portanto, a superfície de falha f pode ser dada por:

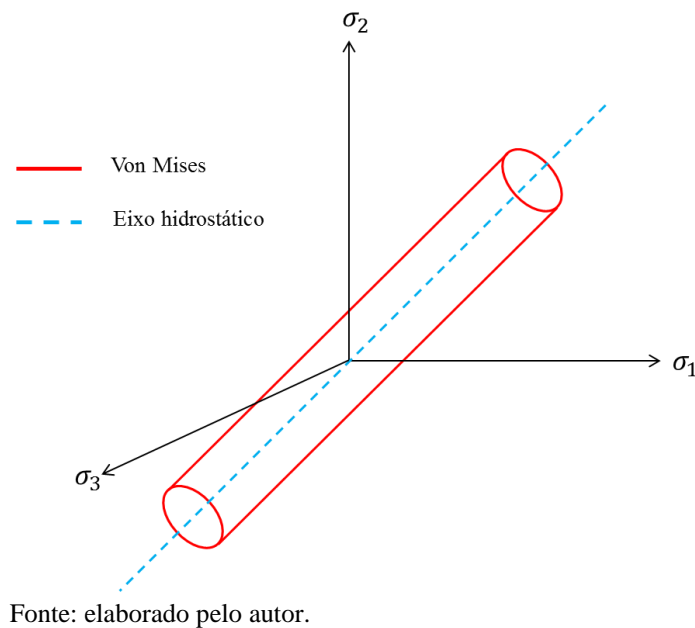
$$f = \sigma_{eq} - \sigma_0 = \sqrt{3J_2} - \sigma_0 = 0 \quad (11)$$

Onde σ_{eq} pode ser escrito em função das tensões principais:

$$\sigma_{eq} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2]} \quad (12)$$

No espaço tridimensional das tensões principais, a superfície de falha f assume, portanto, a forma de um cilindro (Figura 17).

Figura 17 – Superfície de falha de Von Mises



b) Critério de Tresca ou tensão máxima de cisalhamento

O critério formulado por Tresca (1864) estabelece que o início do escoamento, isto é, o início da deformação plástica, ocorre quando a tensão máxima de cisalhamento em um estado geral de tensões atinge o valor da máxima tensão de cisalhamento no estado de tração uniaxial. As Equações 13, 14 e 15 exprimem matematicamente esse critério.

$$|\sigma_1 - \sigma_2| \leq \sigma_Y(\alpha) = Y(\alpha) \quad (13)$$

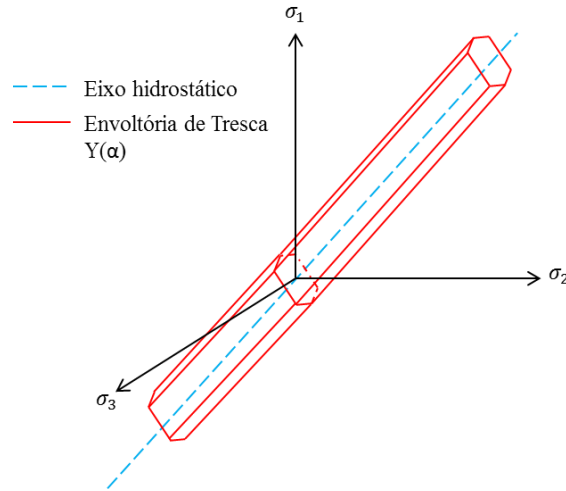
$$|\sigma_2 - \sigma_3| \leq \sigma_Y(\alpha) = Y(\alpha) \quad (14)$$

$$|\sigma_3 - \sigma_1| \leq \sigma_Y(\alpha) = Y(\alpha) \quad (15)$$

Onde $Y(\alpha)$ é a função que delimita a superfície de fluência em função do parâmetro de endurecimento α . A tensão máxima de cisalhamento $\sigma_Y(\alpha)$ é determinada

experimentalmente no ensaio uniaxial de tração. A Figura 18 representa graficamente a envoltória do critério de ruptura de Tresca.

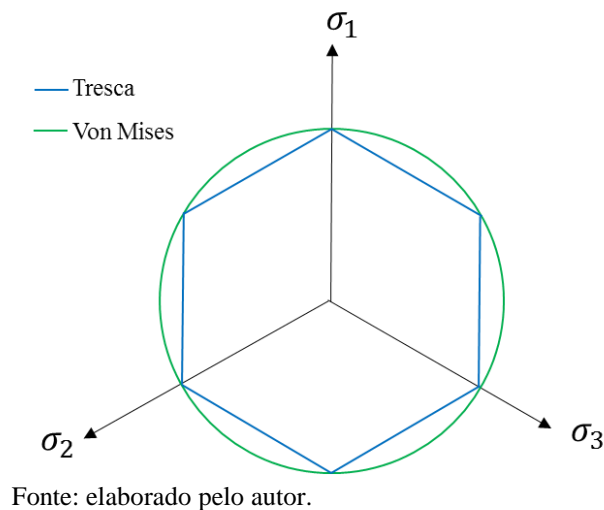
Figura 18 – Superfície de falha de Tresca



Fonte: elaborado pelo autor.

O eixo hidrostático corresponde à condição $\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3$, na qual as tensões desviadoras, que nada mais são que o estado de tensões subtraído do estado hidrostático, são nulas e não há tensão de cisalhamento. À medida que as tensões principais se desigalam, o estado de tensões se afasta do eixo hidrostático e as tensões desviadoras começam a aparecer, podendo atingir a superfície $Y(\alpha)$, a depender da magnitude das tensões desviadoras. É importante ressaltar que a superfície de Tresca é mais conservadora que a de Von Mises, uma vez que o prisma de Tresca está inscrito no cilindro de Von Mises, conforme pode-se observar na Figura 19.

Figura 19 – Vista em perspectiva das envoltórias de Tresca e Von Mises



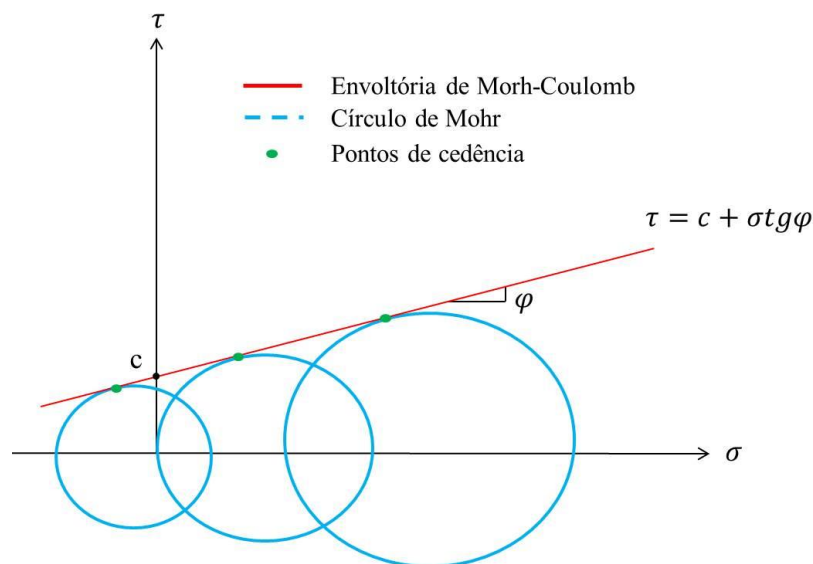
Fonte: elaborado pelo autor.

c) Critério de Mohr-Coulomb

Nos critérios apresentados anteriormente, assume-se que o comportamento dos materiais quando submetidos à tração e à compressão são similares – percebe-se que as superfícies de fluência são funções antissimétricas em relação à origem. Apesar disso, sabe-se que materiais como rochas, ferro fundido, solos e concreto apresentam comportamentos completamente diferentes a depender do sentido da tensão à qual estão sujeitos (Popov, 1913). Griffith (1920) explicou o fenômeno através do conceito de energia de superfície nas falhas microscópicas, onde as tensões de tração são mais severas que as tensões de compressão de magnitude equivalente. Na prática, isso se reflete na menor resistência à tração de alguns materiais que possuem considerável índices de vazios, como é o caso das misturas asfálticas. Enquanto as tensões de compressão tendem a colmatar os vazios, as tensões de tração tendem a transformá-los em trincas de maior dimensão.

Desta forma, o engenheiro alemão Otto Mohr (1835-1918) propôs a abordagem de múltiplos estados de tensões para um mesmo material, de modo que pudessem ser construídos círculos de Mohr no mesmo espaço (Figura 20), tornando possível a verificação do comportamento do material quanto à tração, cisalhamento e compressão (Popov, 1913).

Figura 20 – Envoltória de Mohr-Coulomb (tensões na convenção geotécnica)



Fonte: elaborado pelo autor.

A forma de reta apresentada pela Equação 16 é uma forma simplificada de apresentar a envoltória de Mohr-Coulomb que, na prática, possui formato curvilíneo. Por outro

lado, pode-se utilizá-la com precisão razoável desde que através da interpolação dos pontos de fluência, sendo a extrapolação destes sujeita a maiores imprecisões (Popov, 1913).

$$\tau = c + \sigma \tan \varphi \quad (16)$$

Onde φ representa o ângulo de atrito (radianos) e c a coesão (unidades de tensão).

Ao contrário do critério de Tresca, o critério de Mohr-Coulomb é sensível à tensão axial a qual o material está submetido. Esta sensibilidade é traduzida pela tangente do ângulo de atrito φ . A coesão c , por sua vez, reflete fisicamente a resistência ao cisalhamento nas situações em que o material se encontra não confinado, em estado de cisalhamento puro, sem tensões axiais.

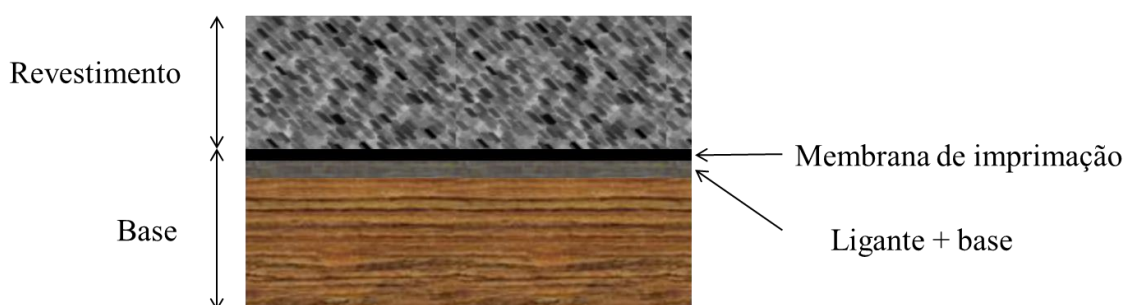
3 METODOLOGIA

3.1 Considerações iniciais

O processo da presente pesquisa envolve ensaios de laboratório e modelagem computacional. A caracterização da interface em termos de módulo de rigidez transversal, a partir da modelagem dos resultados de ensaios de laboratório, será utilizada como parâmetro de entrada na análise estrutural em software desenvolvido pelo autor para a presente dissertação.

A pesquisa aqui realizada parte do pressuposto que, em um serviço de imprimação, uma porção do ligante penetra nos vazios da base de solo e se mistura com ela, e outra porção permanece na superfície da camada de base. Como indicado na Figura 21, ao fim do processo se tem 4 materiais distintos: (i) o revestimento, (ii) o material que irá se designar daqui em diante como membrana de imprimação (excesso da imprimação que não penetrou no material de base); (iii) uma composição do ligante mais o material de base que corresponde ao que penetrou na camada de base (não é objeto de estudo desta dissertação); e (iv) a base propriamente dita. A hipótese aqui adotada é que a membrana de imprimação é que influencia na variação das propriedades mecânicas da interface revestimento asfáltico-base granular em conjunto com o atrito fornecido pelos agregados (Lambe & Whitman, 1995).

Figura 21 – Membrana de imprimação e camadas adjacentes

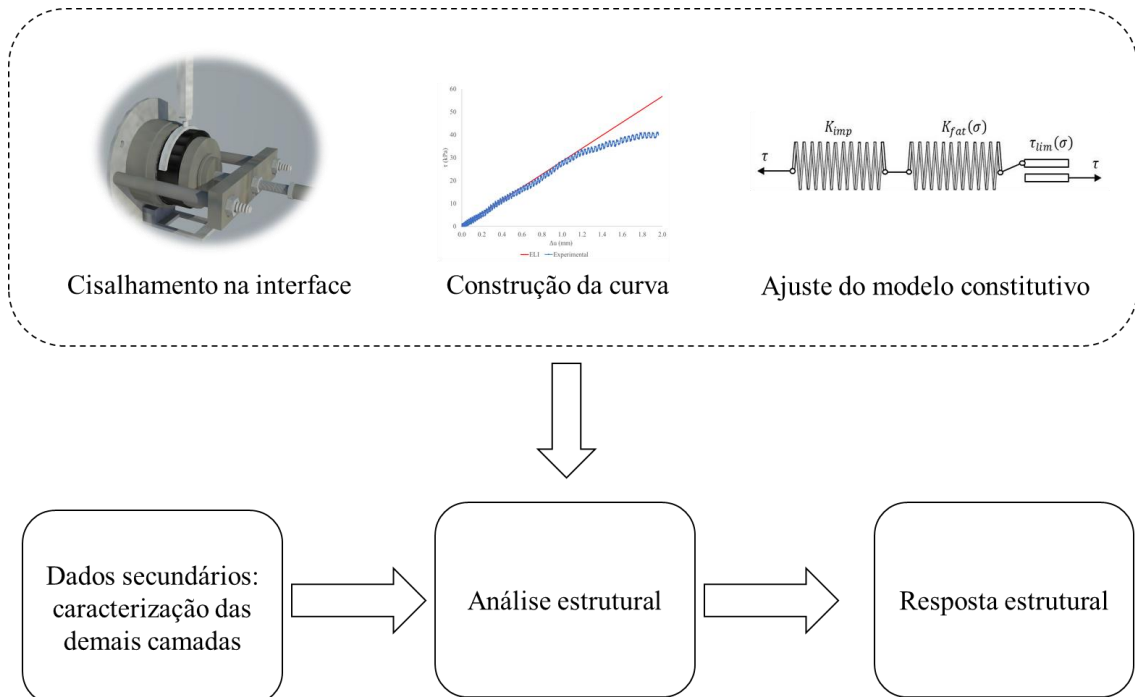


Fonte: elaborado pelo autor.

Após a realização dos ensaios, de posse dos parâmetros de rigidez (módulo de reação transversal) e ruptura (coesão e ângulo de atrito), realiza-se a análise estrutural. A partir da análise são verificados os efeitos destes parâmetros sobre a resposta estrutural do pavimento. Além disso, é estudado o estado de tensões ao longo da interface a fim de observar se as tensões

solicitantes atingem sua envoltória de plastificação. Resumidamente, o fluxograma proposto na presente dissertação é representado na Figura 22.

Figura 22 – Fluxograma de caracterização e análise



Fonte: elaborado pelo autor.

3.2. Materiais utilizados

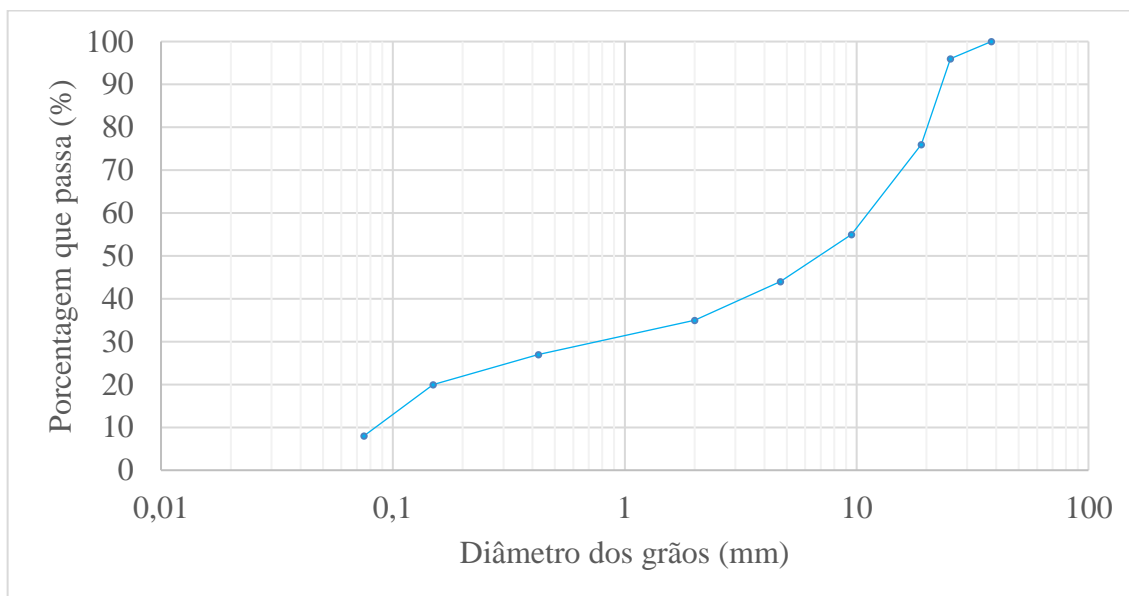
Esta seção apresenta a caracterização dos materiais que compõem a interface revestimento asfáltico-base granular e suas adjacências, ou seja, a mistura asfáltica, a emulsão asfáltica e os solos utilizados como camada de base. Os materiais são os mesmos empregados na construção dos trechos experimentais do LMP/UFC, em parceria com a empresa cearense Installe Engenharia Ltda. Tais trecho localizam-se na Região Metropolitana de Fortaleza (RMF) e fazem parte de um projeto que tem por finalidade a construção de um método mecanístico-empírico de dimensionamento de pavimentos asfálticos.

3.2.1. Camada de base

A base granular do tipo Brita Graduada Simples (BGS) foi caracterizada de acordo com os ensaios de análise granulométrica (DNER ME 080/94), mostrada na Figura 23,

compactação (DNER-ME 162/94) e módulo de resiliência (DNIT 134/2010-ME), cujos resultados são exibidos na Tabela 1.

Figura 23 – Granulometria do material da camada base



Fonte: elaborado pelo autor.

Tabela 1 – Caracterização do material da camada de base

| Material | $W_{ót}$ (%) | Densidade máxima | GC (100%) | CBR (%) | MR (MPa) | Exp. (%) | LL | LP |
|----------|--------------|------------------|-----------|---------|----------|----------|----|----|
| BGS | 7,8 | 2,156 | 100 | 64 | 478 | 0,01 | NL | NP |

Fonte: elaborado pelo autor.

3.2.2. Material de imprimação

A caracterização do material de imprimação, do tipo asfalto diluído de petróleo, é descrita pelas especificações de fábrica, a refinaria Petrobras/Lubnor. O material utilizado na imprimação foi o Asfalto Diluído de Petróleo (ADP) de Cura Média (CM-30). A caracterização (

Tabela 2) ocorreu no laboratório do fabricante e se deu por meio dos ensaios de viscosidade Saybolt-Furol (ASTM E102/2009) e Ponto de Fulgor (ASTM D92/2005).

Tabela 2 – Caracterização do ADP do tipo CM-30

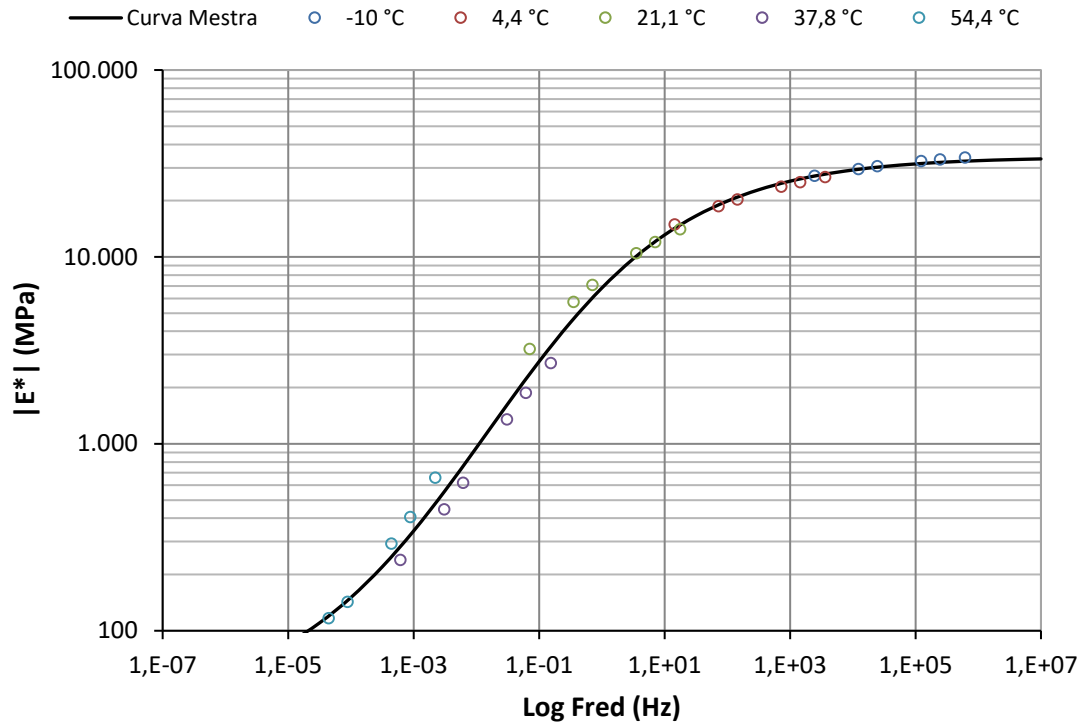
| Propriedade | Método | Resultado |
|--|---------------|------------------|
| Viscosidade Cinemática a 60°C (cSt) | D2170 | 55,4 |
| Ponto de fulgor (°C) | D3143 | 41 |
| Destilado a 225°C (% volume) | D402 | 19,5 |
| Destilado a 260°C (% volume) | D402 | 50 |
| Destilado a 316°C (% volume) | D402 | 82,9 |
| Resíduo a 360°C por diferença (% volume) | D402 | 59 |
| Água por destilação (% volume) | D95 | <0,05 |
| Solub. no Tricloroetileno no resíduo da destilação (%) | D2042 | 100 |
| Ductibilidade 15,5°C no resíduo da destilação (cm) | D113 | 150 |

Fonte: elaborado pelo autor.

3.2.3. Mistura asfáltica

A dosagem e a compactação da mistura asfáltica deram-se pela metodologia Marshall (DNER-ME 043/95) e a caracterização mecânica se resume ao ensaio de Módulo Dinâmico (Figura 24) e de Vida de Fadiga por Compressão Diametral.

Figura 24 – Curva mestra da mistura asfáltica utilizada



Fonte: elaborado pelo autor.

Até o momento de finalização desta pesquisa, não havia dados de vida de fadiga desta mistura. Para fins de simulação, foram adotados os valores encontrados por Fritzen (2016) para uma mistura de CAP50/70 e TMN 12,5mm da Refinaria de Duque de Caxias (REDUC). Tais valores são $k_1 = 3 \times 10^{-12}$ e $k_2 = -3.780$, referentes ao modelo de fadiga $N = k_1 \varepsilon_t^{k_2}$, onde N é o número de ciclos suportados pela mistura submetida a uma deformação ε_t .

Os resultados de módulo dinâmico e de vida de fadiga são utilizados na análise estrutural. A finalidade desta é verificar a influência da consideração das propriedades da interface aferidas no ensaio sobre o comportamento mecânico do pavimento.

3.3. Ensaio Mecânico – Caracterização da Interface

Os ensaios mecânicos existentes na literatura, conforme apresentado na seção 2.3, consistem normalmente em determinar a resistência da ligação entre as camadas, sejam elas asfálticas e/ou granulares. Cada ensaio é idealizado conforme os parâmetros que se queira extrair para a construção do modelo de ruptura adotado. Por exemplo, o Ensaio de Leutner

aplica exclusivamente uma carga paralela à interface, gerando, idealmente, um estado de cisalhamento puro. Dele se extrai apenas um valor de resistência ao cisalhamento, sendo possível a construção de modelos de ruptura de um parâmetro, como os de Tresca ou de Von Mises. Já os ensaios de Torção e Cisalhamento direto permitem que se extraia o cisalhamento máximo suportado em função de uma tensão normal aplicada, permitindo a construção da envoltória Morh-Coulomb de ruptura.

Embora haja elevada disponibilidade de dados de ruptura de interface de camadas encontradas nesses trabalhos, existe relativa carência nos trabalhos estudados a respeito de valores do módulo de reação transversal, salvo trabalhos como o de Chen & Huang (2010), que trata de interface de misturas asfálticas. Desta forma, nesta seção será proposto um ensaio de cisalhamento da interface que permita a extração de ambas as informações, i.e., módulo de reação transversal e parâmetros de ruptura do modelo Morh-Coulomb. A escolha deste modelo justifica-se pelos resultados obtidos por Mantilla & Button (1994), que encontraram valores de ângulo de atrito da ordem de 70° para interfaces asfalto-base granular, evidenciando a influência das tensões axiais sobre o comportamento mecânico destas interfaces.

No presente trabalho de pesquisa, antes da construção de um dispositivo viável de ensaio de cisalhamento de interface, foram realizadas duas tentativas sem sucesso. Nestas primeiras tentativas, encontraram-se problemas de condições de contorno do ensaio, materiais, direcionamento de carga, dentre outros. Estes problemas foram posteriormente superados, obtendo-se um ensaio satisfatório desde a confecção e compactação do corpo de prova, até a aplicação de carga e posterior ruptura. Contudo, entende-se que as tentativas que fracassaram são parte relevante da pesquisa e, portanto, as mesmas constam na seção de Apêndices ao fim da dissertação: Ensaio de Torção – Apêndice A; Ensaio de Cisalhamento Direto – Apêndice B.

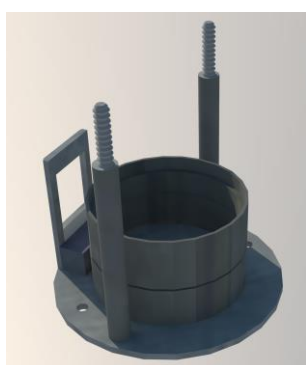
No Apêndice A é descrita a primeira tentativa. Inspirado no *Torq Bond Test* (Tashnam, Nam, & Papagiannakis, 2006), o ensaio proposto mostrou-se incapaz de simular as condições de interface revestimento asfáltico-base granular. Os resultados de coesão e ângulo de atrito encontrados eram demasiadamente baixos em relação à literatura. Atribui-se o fenômeno à diferença de materiais utilizados e às condições de aplicação da imprimação.

A fim de melhor simular as etapas construtivas de campo que se iniciam na base e se encerram na construção do revestimento, um novo dispositivo de ensaio foi idealizado. O aparelho desta vez permitia que fosse compactado o material de base, em seguida aplicada a imprimação e finalmente o material de revestimento, compactado manualmente. Contudo, o sistema de transmissão de carga não podia ser utilizado na prensa UTM do LMP/UFC, pois

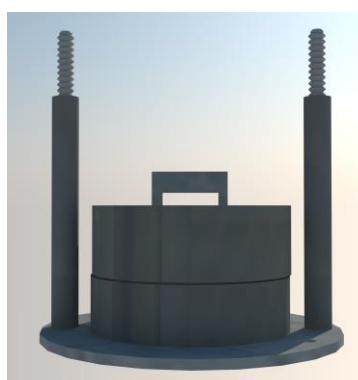
geraria esforços transversais que esta não suportaria. Maiores detalhes desta segunda tentativa são apresentados no Apêndice B.

Finalmente, chegou-se à tentativa considerada satisfatória, que é a proposta de contribuição laboratorial do presente trabalho. O molde de compactação, aproveitado da segunda proposta anterior de ensaio, é composto por duas partes (Figura 25). O cilindro inferior, rosqueado na base de aço, recebe o material de base granular. A altura deste cilindro é 3cm e o diâmetro 10cm. Porém, por ser rosqueado, pode subir ou descer 0,5mm, de modo a comportar o solo de maneira que o topo deste fique no limite superior do cilindro, o que é importante para garantir que a ruptura do corpo de prova se dê precisamente na interface. O cilindro superior é simplesmente apoiado no inferior por meio de um sistema macho-fêmea, e serve para compactar a mistura asfáltica, sendo retirado após esse procedimento, uma vez que o asfalto não necessita de confinamento para a realização deste ensaio. Ambos os cilindros possuem 10cm de diâmetro, o superior possui 3cm de altura e o inferior 3,5cm.

Figura 25 – Vistas do molde de compactação - Projeto



a) Vista oblíqua

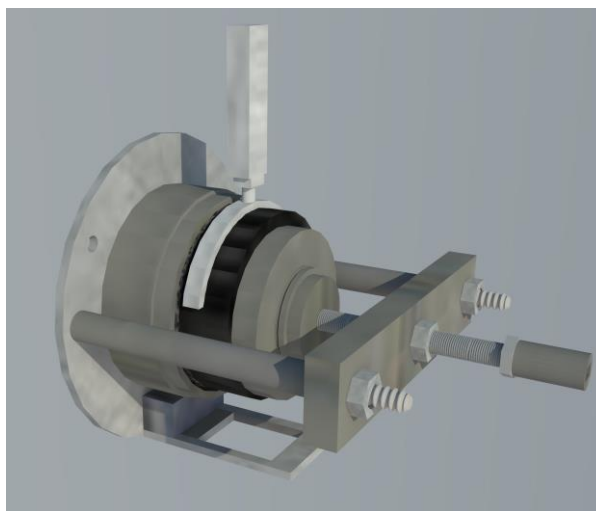


b) Vista frontal

Fonte: elaborado pelo autor.

O sistema de aplicação de carga em treliça, entretanto, foi substituído. Desta vez a carga axial (tensão normal) é aplicada com um sistema de pórtico com haste parafusada, e a carga transversal (tensão de cisalhamento) vem da UTM, com o auxílio de uma “garra” para melhor posicionar o ponto e a forma de aplicação do carregamento (Figura 26).

Figura 26 – Molde de compactação com sistema de aplicação de carga acoplado - Projeto



Fonte: elaborado pelo autor.

O conceito físico de máquina simples do tipo parafuso é utilizado. Neste tipo de máquina, gera-se uma força axial no sentido do avanço do parafuso em função do torque aplicado. Esta força axial pode ser medida indiretamente através de uma mola, uma vez conhecida a constante de rigidez da mola e sua deformação, a força é calculada pela lei de Hooke. É importante que se realize sucessivas leituras de deformação da mola até que estas se mantenham constantes, pois a mola descomprime devido ao caráter viscoelástico da mistura asfáltica. A constante da mola foi aferida utilizando a UTM do LMP/UFC e o valor encontrado foi 0,3kN/mm. É premissa que esta força se distribua uniformemente, causando uma tensão axial constante ao longo da superfície da interface.

Figura 27 – Sistema de aplicação de carga axial - Protótipo



Fonte: elaborado pelo autor.

A tensão de cisalhamento, que tem a função de romper a interface, se dá pela razão entre a força transversal à seção do corpo de prova aplicada pela garra acoplada à UTM e a área da superfície de imprimação (Figura 28). Supõe-se que esta força provoque apenas tensões de cisalhamento distribuídas uniformemente sobre a interface.

Figura 28 – Aplicação da carga em interface sem tensões axiais - Protótipo



Fonte: elaborado pelo autor.

As premissas formuladas sobre as tensões axiais e de cisalhamento obedecem, portanto, às seguintes expressões:

$$\sigma = \frac{N}{A} \quad (17)$$

$$\tau = \frac{P}{A} \quad (18)$$

Onde σ é a tensão axial, N a força aplicada pelo parafuso, τ a tensão de cisalhamento, P a força aplicada pela UTM e A a área da seção transversal do corpo de prova.

Há, contudo, que se considerar as tensões de cisalhamento geradas pelo atrito entre a placa de aço e a camada asfáltica. Para tal, aferiu-se o coeficiente de atrito dinâmico entre estes dois materiais. A aferição se deu colocando a placa de aço sobre o asfalto em um plano inclinado, medindo-se o ângulo a partir do qual a placa desliza, a distância percorrida no deslizamento e o tempo decorrido. O ângulo e as distâncias foram medidos através de transferidor e régua, o tempo foi medido através da captação de áudio e vídeo e tratamento computacional. O coeficiente de atrito dinâmico resultou em 0,16. Desta forma, 16% da força

axial é subtraída da força transversal medida, de modo a contabilizar apenas a parcela de cisalhamento que a interface resiste.

Romanoschi & Metcalf (1999) e Leng *et al.* (2008) utilizaram cisalhamento por deformação controlada à taxa de 0,2mm/s. Para um módulo de reação transversal da ordem de 10^2 MPa/m, o valor de tensão correspondente é 20kPa/s. Esta é a taxa de tensão selecionada para o presente ensaio, uma vez que se considera que esta forma de carregamento é mais apropriada para extrair os parâmetros do modelo constitutivo adotado, apresentado na seção 3.4.

A seguir, é descrito o procedimento de preparação do corpo de prova, tendo o trabalho realizado por Rabêlo (2006) como principal referência.

i) Compactação da base do corpo de prova

O primeiro passo para a moldagem do corpo de prova é a compactação da base. De posse da curva de compactação, insere-se no molde a quantidade de material necessário para que a base tenha cerca de 3cm de altura após a aplicação da energia de projeto. No caso deste trabalho, será utilizada a Energia Modificada (NBR 7182/1986), isto é, 2,7MJ por m^3 de base granular. A parte inferior do molde é ajustável (varia entre 2,5 e 3,5 cm), com a finalidade de deixar apenas a interface imprimada exposta e a base por sua vez completamente confinada. Dessa forma, garante-se que a ruptura ocorra na membrana de imprimação.

Em um segundo momento, deve-se pesar o corpo de prova, a fim de verificar se a compactação desejada foi atingida, e deixá-lo descansar em laboratório a temperatura ambiente pelo tempo necessário para que ele perca 50% da umidade. Normalmente, esse tempo é de cerca de um dia, podendo variar de acordo com o tipo de base selecionada.

ii) Aplicação do ligante de imprimação

Após a perda de 50% da umidade, varre-se a superfície da amostra, e irriga-se a superfície com água à taxa de 1L/ m^2 . Após 15 minutos de secagem, a imprimação é aplicada à taxa desejada (Figura 29). No caso deste trabalho, todas as aplicações foram de 1L/ m^2 .

Figura 29 – Corpo de prova do material de base antes de receber a imprimação



Fonte: elaborado pelo autor.

Figura 30 – Corpo de prova do material de base após receber a imprimação



Fonte: elaborado pelo autor.

iii) Compactação da mistura asfáltica

Finalmente, espera-se cerca de 24h para que a imprimação aplicada penetre na base e se estabilize, em seguida aplica-se (Figura 31) e compacta-se a mistura asfáltica. Estando a base granular no cilindro inferior do molde, coloca-se o cilindro superior e compacta-se a mistura asfáltica. A compactação é realizada manualmente baseada no método Marshall.

Figura 31 – Aplicação da massa asfáltica sobre a base

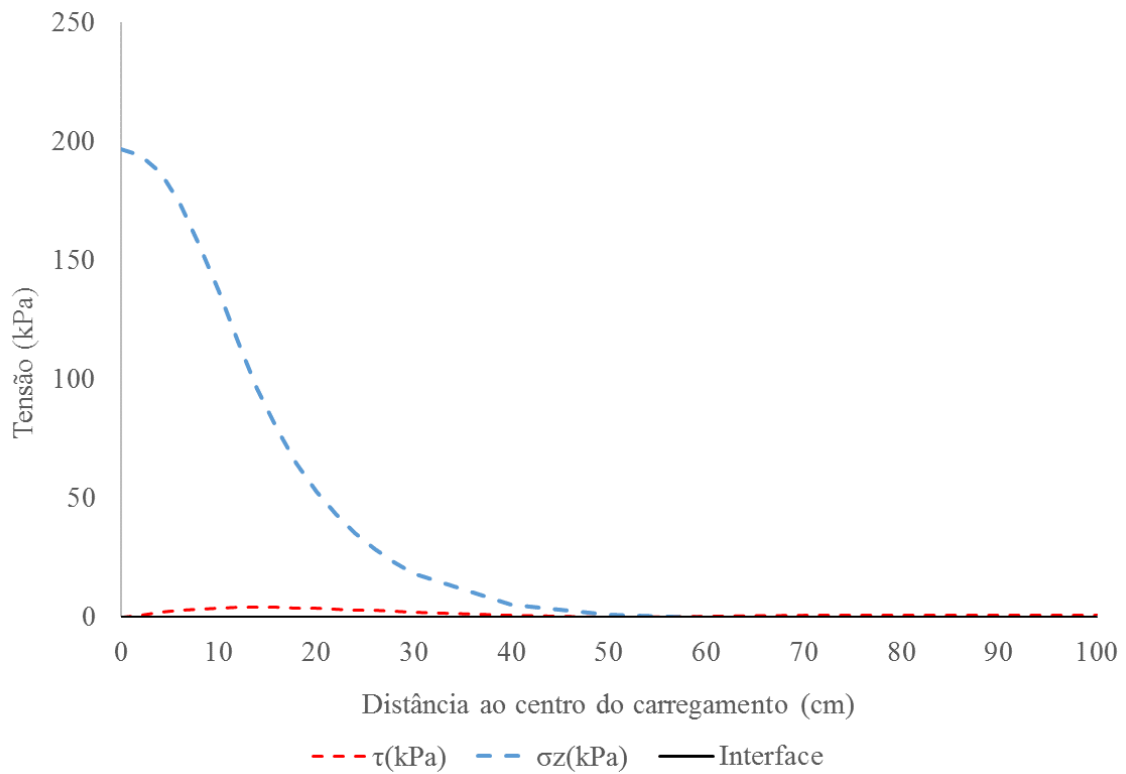


Fonte: elaborado pelo autor.

3.4. Modelo constitutivo da interface

É sabido da literatura (Chen & Huang, 2010) que o comportamento de interfaces em pavimentos asfálticos é dependente da tensão normal aplicada. Ainda que os referidos autores tenham realizado o estudo para uma interface entre revestimento (camada de rolamento) e binder (no Brasil este termo designa a camada de ligação do revestimento com a camada de base), ambos asfálticos, no presente trabalho será realizada a hipótese de que o mesmo ocorre para a interface revestimento asfáltico-base granular. Tal consideração é essencial, uma vez que as tensões de compressão sobre a interface não se distribuem de maneira uniforme em estruturas de pavimentos. Para fins de ilustração, a Figura 32 mostra a distribuição de tensões obtida por meio da simulação de uma estrutura típica do Estado do Ceará.

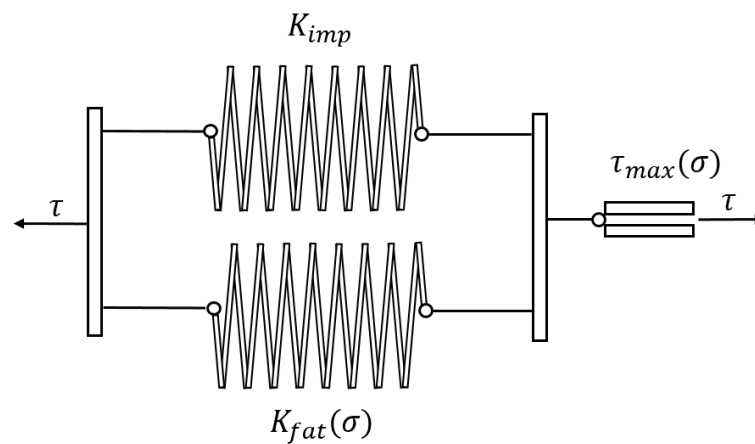
Figura 32 – Distribuição de tensões sobre a interface (eixo central do carregamento na origem do gráfico)



Fonte: elaborado pelo autor.

A Figura 33 mostra o modelo de análogos mecânicos, proposto nesta dissertação, que descreve o comportamento da interface.

Figura 33 – Modelo mecânico da interface revestimento asfáltico – base granular



Fonte: elaborado pelo autor.

A aderência entre camadas fornecida pela membrana de imprimação é representada pela mola K_{imp} , cujo valor independe da tensão normal aplicada. A parcela dependente da tensão normal é representada pela mola K_{fat} , que traduz o atrito entre os agregados (Lambe & Whitman, 1995). A partir do momento que a interface rompe, ou seja, quando a tensão de cisalhamento τ atinge a tensão da envoltória de ruptura τ_{max} , estas molas não mais trabalham. O módulo de reação transversal K_t da membrana de imprimação que descreve a Lei de Goodman é, portanto, a soma destas duas parcelas.

$$K_t = K_{imp} + K_{fat} \quad (19)$$

Os elementos do modelo mecânico podem ser representados pelas seguintes equações:

$$K_{fat} = \alpha \sigma \quad (20)$$

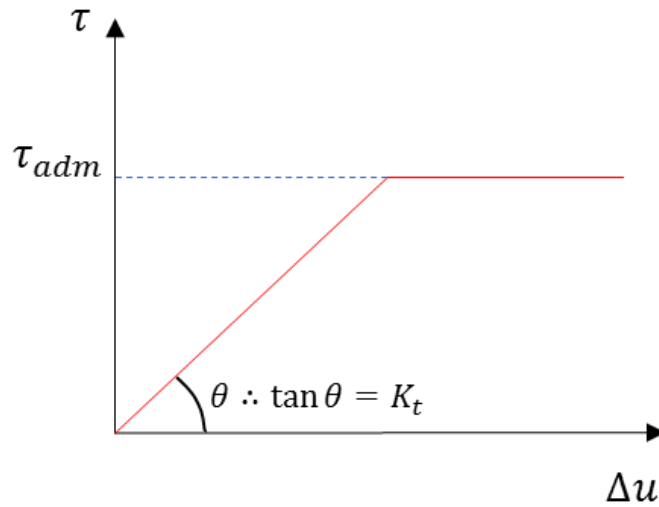
$$\tau_{lim} = c + \sigma \tan \varphi \quad (21)$$

$$K_t = \begin{cases} K_t, & \tau < \tau_{max} \\ 0, & \tau \geq \tau_{max} \end{cases} \quad (22)$$

Onde σ é a tensão normal aplicada, α uma constante experimental, c a coesão da envoltória de Mohr-Coulomb e φ o ângulo de atrito.

Sob uma tensão de cisalhamento τ aplicada monotonicamente e uma tensão normal σ , o análogo mecânico da interface fornece a curva exibida na Figura 34.

Figura 34 – Curva tensão e deslocamento da interface revestimento asfáltico – base granular



Fonte: elaborado pelo autor.

3.5. Modelagem computacional

3.5.1. Elementos Finitos de Interface

A fim de implementar o modelo de interface proposto na seção 3.4, foram desenvolvidos elementos finitos de interface para o programa objeto desta dissertação. Em ordem de complexidade, do mais simples ao mais complexo, foram desenvolvidos os seguintes elementos:

- Elemento Elástico Linear de Interface (ELI)
- Elemento Elastoplástico Linear de Interface (EPLI)
- Elemento Elástico Não Linear de Interface (ENLI)
- Elemento Elástico Não Linear Plástico de Interface (ENLP)

Os elementos foram verificados através da comparação dos resultados empíricos do ensaio proposto neste trabalho com a simulação numérica do mesmo. O elemento correspondente ao modelo proposto na seção 3.4 é o ENLP, entretanto, os outros elementos

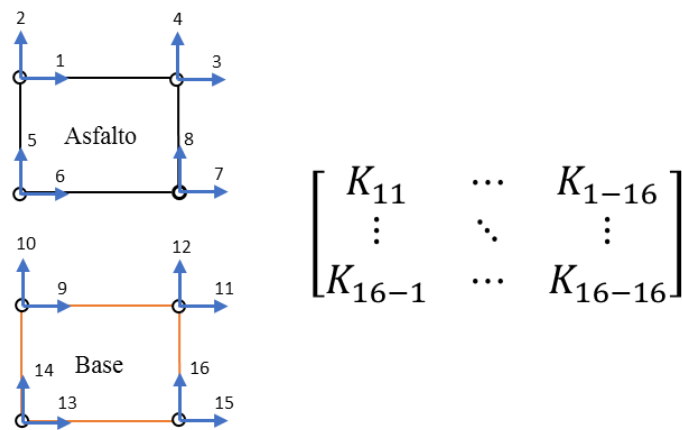
também podem ser utilizados caso se deseje realizar uma análise mais simplificada. Por esta razão, a modelagem de cada elemento é demonstrada a seguir para fins de registro.

Para a implementação de qualquer elemento de interface desenvolvido neste trabalho, segue-se o seguinte procedimento:

- D) Montagem da matriz de rigidez desconsiderando a ligação fornecida pela interface revestimento asfáltico-base granular.

Os nós que estão em contato devem possuir as mesmas coordenadas, ou seja, os nós inferiores do elemento “Asfalto” devem estar geometricamente sobrepostos aos superiores do elemento “Base”.

Figura 35 – Matriz de rigidez sem elemento de interface

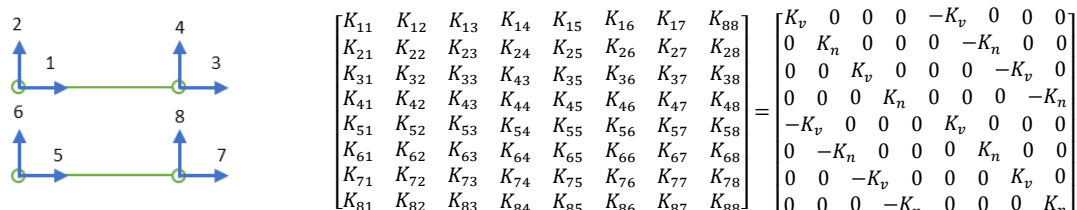


Fonte: elaborado pelo autor.

Nesse estágio, a estrutura encontra-se hipostática, pois a falta de conexão entre os elementos da camada asfáltica e de base tornam a matriz de rigidez singular, o que impossibilita a solução do sistema estrutural. Essa singularidade será desfeita a partir do momento que o elemento de interface for inserido.

- II) Cálculo dos parâmetros do elemento de interface.

Figura 36 – Matriz de rigidez do elemento de interface

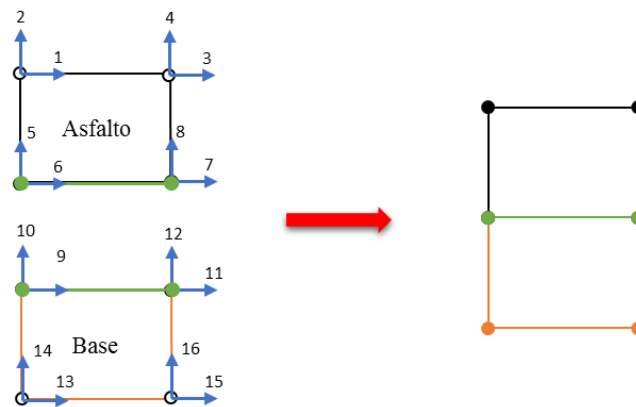


Fonte: elaborado pelo autor.

Onde K_v (N/m) é o módulo de reação transversal K_t (N/m³) integrado ao longo da área de contribuição do nó, efeito similar à utilização de uma função de forma linear. Para problemas de Estado Plano de Tensão, esta área pode ser calculada através da metade da largura do elemento multiplicada pela espessura da estrutura em estudo. K_n (N/m) é a força necessária para separar verticalmente os nós em uma unidade de comprimento. Cada tipo de elemento de interface tem seu procedimento particular de cálculo de K_v e K_n .

- III) associar as camadas de revestimento asfáltico e de base granular através do elemento de interface.

Figura 37 – Associação dos elementos



Fonte: elaborado pelo autor.

A associação é feita somando a matriz de rigidez do elemento de interface à matriz de rigidez global através do procedimento clássico do método da Rigidez Direta. Nesse estágio, a matriz de rigidez deixa de ser singular e o sistema estrutural pode ser resolvido.

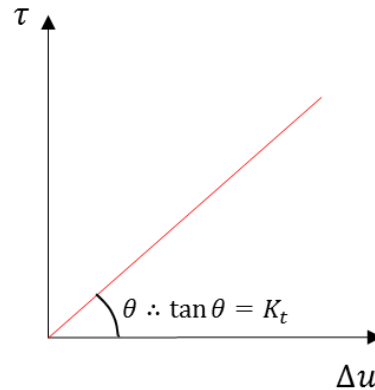
a) Elemento Linear de Interface (ELI)

O ELI é o modelo mais simples dos desenvolvidos neste trabalho. O módulo de reação transversal K_t (N/m³) (Figura 38 e Figura 39) é o único parâmetro de entrada, multiplicado pela metade da área do elemento, resulta no K_v (N/m) da matriz de rigidez do elemento, portanto, pode-se escrever:

$$K_v = K_t \frac{L}{2} t \quad (23)$$

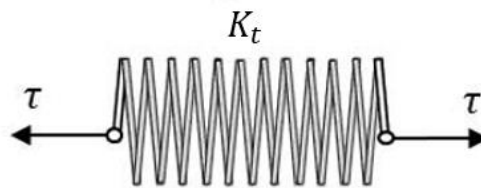
Onde L é a largura do elemento e t a sua espessura.

Figura 38 – Gráfico do ELI



Fonte: elaborado pelo autor.

Figura 39 – Análogo mecânico do ELI



Fonte: elaborado pelo autor.

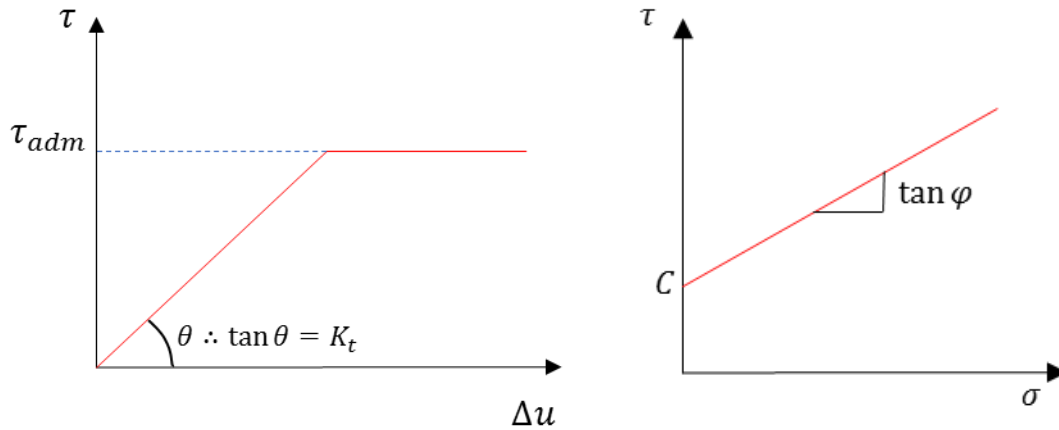
O K_n (N/m) deve ser grande o suficiente de modo a não permitir separação vertical entre as camadas. É, na prática, o menor valor possível que iguala os deslocamentos verticais nos limites superior e inferior da interface a uma precisão de 10^{-4} mm adotada arbitrariamente para o presente trabalho, uma vez que para este valor os resultados convergiam. Além disso, o ELI permite apenas deslizamento horizontal e não possui parâmetro de ruptura. Dessa forma, a utilização do ELI assume como premissas que as tensões axiais sobre a interface sejam uniformes e compressivas ao longo desta e que as tensões de cisalhamento sejam insuficientes para provocar sua ruptura.

b) Elemento Elastoplástico Linear de Interface (EPL)

O avanço do EPL em relação ao ELI é a admissibilidade de ruptura. Conforme estabelecido na seção 3.4, o modelo de cedência utilizado aqui é o de Mohr-Coulomb, portanto,

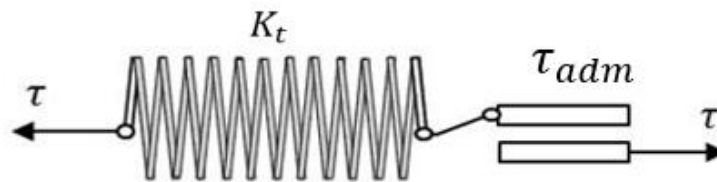
os parâmetros de entrada do EPL são o módulo de reação transversal K_t (N/m³), a coesão C (Pa) e o ângulo de atrito φ (°) (Figura 40).

Figura 40 – Gráficos do EPL



Fonte: elaborado pelo autor.

Figura 41 – Análogo mecânico do EPL



Fonte: elaborado pelo autor.

As equações 24, 25 e 26 descrevem o comportamento do EPL (compressão é tida como positiva e tração como negativa):

$$K_t = \begin{cases} K_t, & \tau < \tau_{adm} \\ 0, & \tau \geq \tau_{adm} \end{cases} \quad (24)$$

$$\tau_{adm} = (C + \sigma \tan \varphi) \cos \varphi \quad (25)$$

$$\tau = K_t \Delta u \quad (26)$$

Onde σ é a tensão normal e Δu é a diferença absoluta de deslocamento horizontal entre dois nós da interface sobrejacentes. Por exemplo, se em determinado ponto da interface o

nó pertencente à camada de asfalto deslocou-se 0,5mm e o pertencente à camada de base deslocou -0,1mm, Δu equivale a 0,6mm.

O linear na nomenclatura do elemento refere-se ao regime elástico do material, no qual K_t independe do estado de tensões, pois a consideração da possibilidade de ruptura torna o problema não linear. Para resolver o sistema estrutural, a carga transversal foi aplicada de maneira incremental, resultando no seguinte algoritmo:

Figura 42 – Algoritmo elastoplástico linear

```
double[] du = new double[2 * node]; //vetor de incremento de deslocamentos
double[] u = new double[node * 2]; //vetor de deslocamentos totais
int n = npassos; //numero de incrementos

for (int i = 0; i < n; i++)
{
    //Monta a matriz de rigidez ao passo que lê elementos
    K = KMAT(filename, no); //nesta função é verificada a ruptura dos elementos de interface

    //impoe condições de contorno
    K = ImporApoios(K, filename);

    //Associa ao vetor de forças
    F = AssemblyForce(filename, no); //nesta função é considerado quais forças são incrementais

    //resolve incremento
    du = Matrix.GaussSolver(K, F);

    //adiciona du ao deslocamento total
    u = Matrix.SomaVec(u, du);
}
}
```

Fonte: elaborado pelo autor.

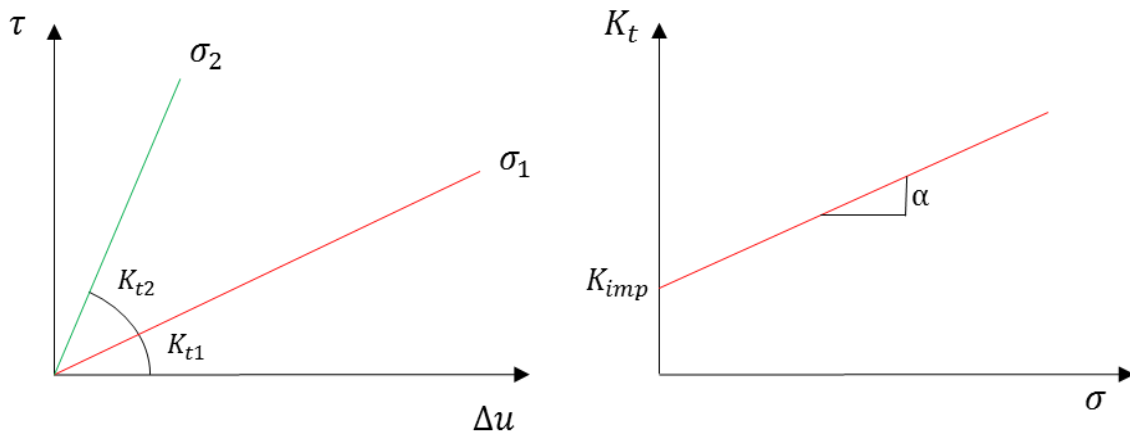
c) Elemento Elástico Não Linear de Interface (ENLI)

Diferentemente do EPLI, o ENLI não considera a possibilidade de ruptura da interface. Por outro lado, o módulo de reação transversal K_t (N/m³) passa a depender da tensão axial aplicada sobre a interface (Figura 43), o que torna o problema não linear, pois a distribuição de tensões é também função da matriz de rigidez, a qual é influenciada por K_t . O módulo é calculado a partir das seguintes expressões (compressão é tida como positiva e tração como negativa):

$$K_t(\sigma) = \begin{cases} K_{imp} + \alpha\sigma, & \sigma > 0 \\ K_{imp}, & \sigma \leq 0 \end{cases} \quad (27)$$

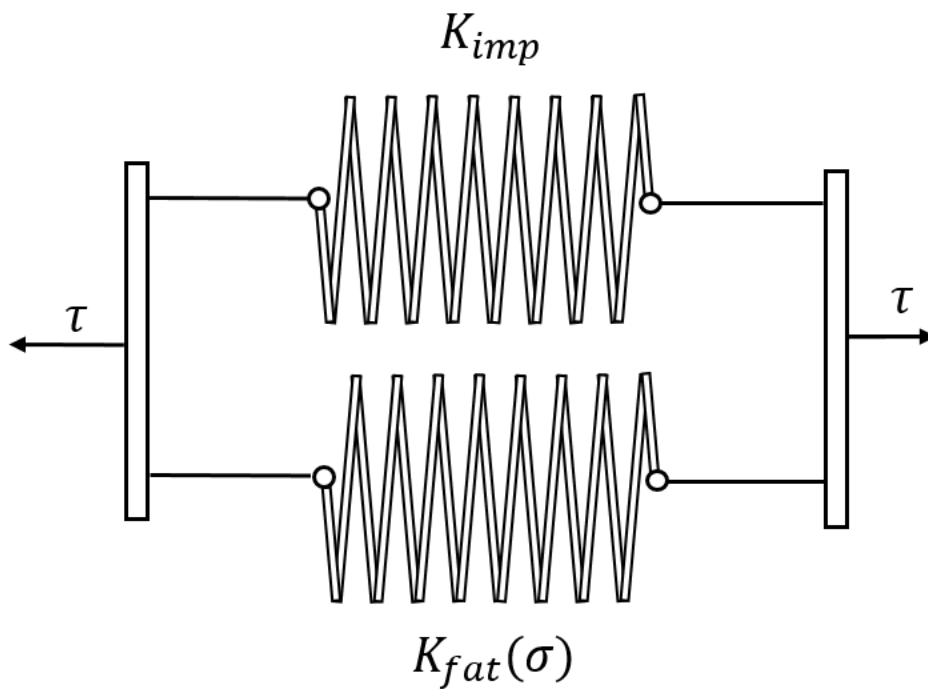
Onde σ é a tensão normal à interface e α um coeficiente experimental, K_{imp} é o termo independente da função. Fisicamente, α representa o atrito entre as camadas e K_{imp} é a aderência proveniente do ligante utilizado na imprimação.

Figura 43 – Gráficos do ENLI



Fonte: elaborado pelo autor.

Figura 44 – Análogo mecânico do ENLI



Fonte: elaborado pelo autor.

Desta forma, ao considerar que a aderência é função do estado de tensões, o elemento torna-se apropriado para estruturas nas quais a distribuição de tensões verticais sobre a interface não seja uniforme, o que é o caso real das estruturas de pavimentos. Por outro lado, ao desconsiderar a possibilidade de ruptura, a utilização do elemento não é apropriada em situações nas quais as tensões de cisalhamento são elevadas em relação à resistência da interface.

Para a resolução do sistema estrutural utiliza-se um algoritmo iterativo.

Figura 45 – Algoritmo elástico não linear

```
double erro = 100;
double[,] no = LeNo(filename);
double[] du = new double [2 * node];
double[] u = new double [node * 2];

do
{
    du = u;
    Console.WriteLine("Iteracao: " + iter);
    //Monta a matriz de rigidez ao passo que lê elementos
    double[,] K = KMAT(filename, no);

    //Associa ao vetor de forças
    double[] F = AssemblyForce(filename, no);

    //impor condições de contorno
    K = ImporApoios(K, filename);

    //Resolve Sistema Ku = F
    u = Matrix.GaussSolver(K, F);

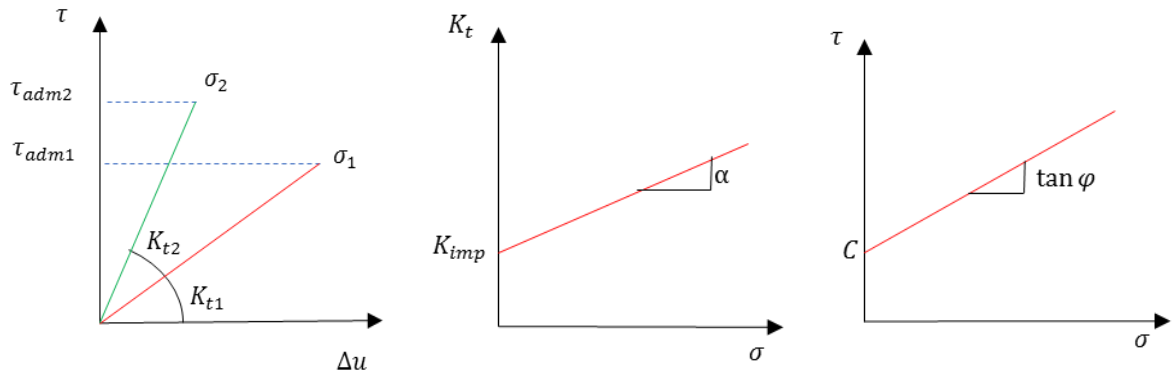
    //Escreve resultados
    EscrevePos(filename, u, no);
    iter++;
    erro = Matrix.ErroMedio(u, du);
    //Console.WriteLine("Erro: " + erro);
} while (erro > 0.01 && iter < 100);
```

Fonte: elaborado pelo autor.

d) Elemento Elástico Não Linear Plástico de Interface (ENLP)

O ENLP é o elemento de interface completo proposto neste trabalho (Figura 33). Sua utilização é teoricamente apropriada para estruturas nas quais as tensões normais distribuídas sobre a interface não apresentam uniformidade e as tensões de cisalhamentos estão próximas à tensão de ruptura do material.

Figura 46 – Gráficos do ENLP



Fonte: elaborado pelo autor.

O cálculo do módulo de reação transversal K_t (N/m^3) segue as seguintes equações (compressão é tida como positiva e tração como negativa):

$$K_t(\sigma) = \begin{cases} K_{imp} + \alpha\sigma, & \tau < \tau_{adm} \text{ e } \sigma > 0 \\ K_{imp}, & \tau < \tau_{adm} \text{ e } \sigma \leq 0 \\ 0, & \tau \geq \tau_{adm} \end{cases} \quad (28)$$

$$\tau_{adm} = (C + \sigma \tan \varphi) \cos \varphi \quad (29)$$

$$\tau = K_t \Delta u \quad (30)$$

Conforme pode-se perceber, a interdependência entre K_t , σ e τ torna o problema não linear. Desta forma, além dos incrementos utilizados para resolver o problema da plasticidade, serão necessárias iterações dentro de cada um destes incrementos, pois agora há dois níveis de não linearidade. O algoritmo proposto nada mais é que a junção dos dois apresentados para os elementos EPLI e ENLI, ou seja, será aplicado o algoritmo iterativo do ENLI em cada incremento do EPLI.

Figura 47 – Algoritmo elastoplástico não linear

```

double[] du = new double[2 * node];
double[] du2 = new double[2 * node];
double[] u = new double[node * 2];
int n = npassos;

for (int i = 0; i < n; i++)
{
    Console.WriteLine(i);
    double erro = 100;

    int k = 0;
    do
    { //Monta a matriz de rigidez ao passo que lê elementos
        du2 = du;
        K = KMAT(filename, no);

        //impo condições de contorno
        K = ImporApoios(K, filename);

        //Associa ao vetor de forças
        F = AssemblyForce(filename, no);

        //resolve incremento
        du = Matrix.GaussSolver(K, F);
        k++;
        erro = Matrix.ErroMedio(du, du2);

    } while (erro > 1 && k <15);

    if (k == 14) { Console.WriteLine("nao convergiu"); }

    //adiciona du ao deslocamento total
    u = Matrix.SomaVec(u, du);
    du = Matrix.ZerosVec(du);
}

```

Fonte: elaborado pelo autor.

3.5.2. Simulação do ensaio proposto

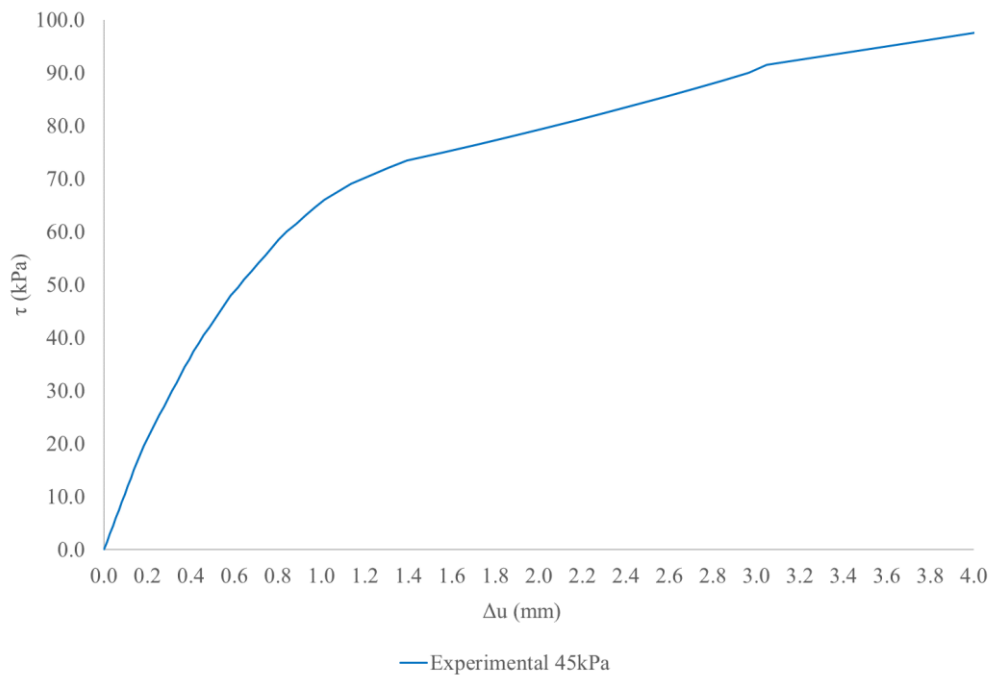
O ensaio será simulado utilizando cada um dos 4 tipos de elementos finitos de interface propostos neste trabalho. A intenção desta simulação é comparar os resultados experimentais com os computacionais, de modo a avaliar a validade dos elementos e da extração dos dados do ensaio. Para os outros materiais, foram utilizados elementos finitos Q8. O problema foi modelado em Estado Plano de Tensão.

O ensaio proposto consiste na aplicação de um carregamento estático normal de compressão e um carregamento transversal monotônico de cisalhamento. Desta forma, a simulação irá obedecer a ordem cronológica da aplicação das cargas. Inicialmente, será aplicado o carregamento estático e o estado de tensões e configuração de deslocamento resultantes serão

salvos e aplicados como condição inicial da estrutura para os incrementos da carga monotônica transversal.

Para a validação do ensaio utilizou-se uma curva obtida experimentalmente (Figura 47) e considerou-se K_t a tangente desta curva no ponto de origem, onde o cisalhamento e o deslocamento são nulos. A tensão axial aplicada para a obtenção desta curva foi de 45kPa. Para o cálculo do α , da coesão e do ângulo de atrito, outra curva, sem tensão axial, foi ensaiada. Para economia discursiva, apenas a curva da Figura 47 será confrontada com resultados de simulação.

Figura 47 – Curva experimental para validação



Fonte: elaborado pelo autor.

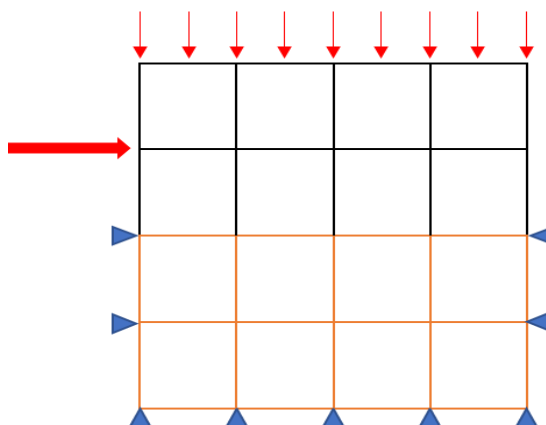
Tabela 3 – Parâmetros da curva experimental de validação – material de interface

| K_{imp} (MPa/m) | α (m^{-1}) | Coesão (kPa) | Ângulo de atrito ($^{\circ}$) |
|-------------------|-----------------------|--------------|---------------------------------|
| 79 | 505,11 | 29,670 | 59,14 |

Fonte: elaborado pelo autor.

Elementos Q8 foram utilizados para modelar a camada de base e a camada asfáltica. A malha convergiu rapidamente, sendo que com 4 divisões horizontais e 4 verticais os resultados se estabilizaram (Figura 48).

Figura 48 – Modelo numérico do ensaio



Fonte: elaborado pelo autor.

3.5.3. Resposta estrutural do pavimento

Conforme explicitado anteriormente na Revisão Bibliográfica, a influência do módulo de reação transversal da interface entre camadas sobre a resposta estrutural do pavimento, i.e., tensões e deformações, já é ponto pacífico na academia. Entretanto, com a evolução dos métodos de análise e dimensionamento de pavimentos, a resposta estrutural tem deixado de ser estudada apenas em pontos críticos pré-definidos como, por exemplo, deformação de tração no fundo do revestimento. Atualmente, tende-se a estudar toda a distribuição dos esforços ao longo das camadas.

Este paradigma tem inclusive acompanhado o desenvolvimento do método brasileiro de dimensionamento de pavimentos em construção neste momento. Numa adaptação do método proposto por Nascimento (2015), Fritzen (2016) analisa o dano (determinado pela deformação máxima de tração e pela curva de fadiga da mistura) em 120 pontos distribuídos ao longo da região do revestimento abaixo do carregamento a fim de estimar a vida de fadiga do material. O autor calcula também o dano médio considerando todos estes pontos. No que diz respeito à deformação permanente, os esforços atualmente considerados para sua estimativa são

a tensão confinante e a tensão desviadora em um ponto crítico, localizado verticalmente pela metade do revestimento e horizontalmente pela extremidade da carga (Cao, 2015).

Figura 49 – Malha de cálculo do dano



Fonte: elaborado pelo autor.

Portanto, a fim de avaliar a influência do módulo de reação transversal dentro do paradigma atual de dimensionamento de pavimentos, foi estudado o dano médio dos 172 pontos no revestimento e abaixo do carregamento. A diferença no número de pontos em relação ao trabalho de Fritzen (2016) se deve à utilização do Método dos Elementos Finitos na presente pesquisa. Decidiu-se considerar a deformação em todos os nós do revestimento abaixo do carregamento, sendo 172 o número de nós nessa região ao final do estudo de discretização da malha. O dano foi calculado a partir da deformação máxima de tração e da curva de fadiga da mesma mistura. Em seguida, de posse dos danos nos 172 pontos, calcula-se o dano médio. Todos os esforços supracitados são correspondentes à passagem de 1 eixo padrão (raio = 10,8 cm e carga = 80.000kgf).

Além do dano médio, serão estudadas as tensões desviadoras e confinantes, responsáveis pela deformação permanente do revestimento. Tais tensões serão estudadas no ponto crítico definido por Gibson et al. (2009), conforme detalhado no item 3.5.3.2. *Tensão confinante e tensão desviadora.*

No entanto, para se determinar como será modelada a interface na avaliação dos parâmetros estruturais supracitados (dano, além de tensões desviadoras e confinantes), faz-se necessário simular o que ocorre com a interface revestimento asfáltico-base granular em campo por meio de análise estrutural. Para tanto, submete-se o pavimento a carregamento de eixo padrão e avalia-se os níveis de tensão e deformação sob os quais a interface trabalha, o que

torna possível escolher o melhor modelo de interface dentre os desenvolvidos neste trabalho. Supõe-se que a estrutura é axissimétrica e que o carregamento é estático.

Finalmente, a estrutura analisada para responder as questões postas em relação à interface em estudo é descrita pela Tabela 4 – Estrutura **analisada**.

Tabela 4 – Estrutura analisada

| Camada | Espessura (cm) | Módulo (MPa) | Poisson |
|---------------|-----------------------|---------------------|----------------|
| Revestimento | 5 | 3000 | 0,3 |
| Interface | ----- | ----- | ----- |
| Base | 15 | 478 | 0,35 |
| Subbase | 15 | 493 | 0,4 |
| Subleito | ∞ | 407 | 0,4 |

Fonte: elaborado pelo autor.

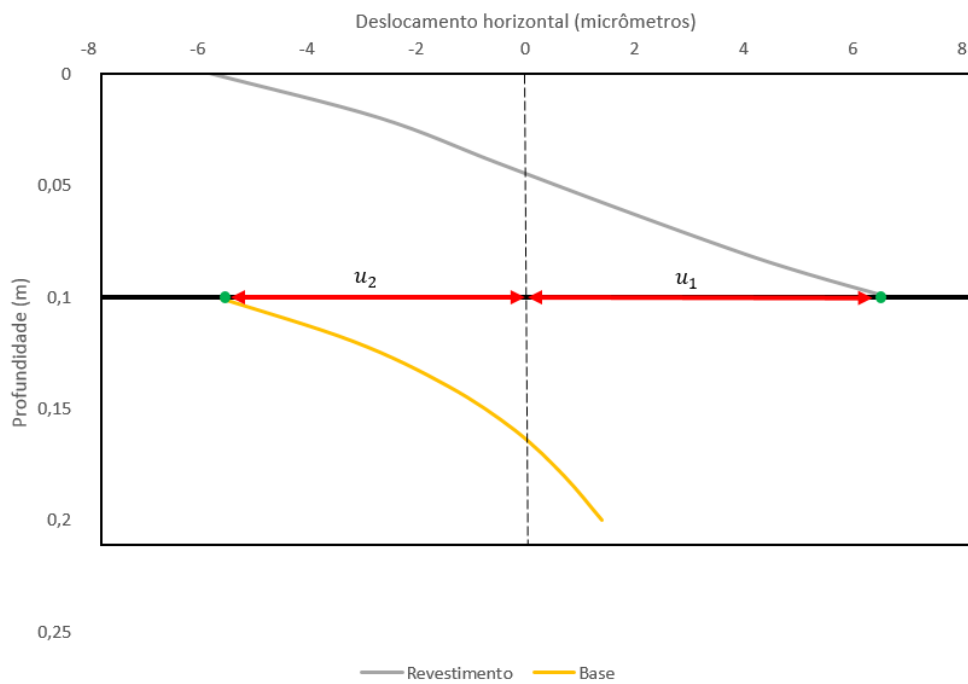
Os itens a seguir descrevem as etapas de cálculo dos parâmetros extraídos da resposta estrutural do pavimento.

3.5.3.1. Verificação da resistência da interface

O estado de tensão será caracterizado pela tensão normal à superfície da interface de imprimação e pela tensão de cisalhamento no plano da interface. A tensão de cisalhamento será calculada conforme a definição da lei de Goodman apresentada na Figura 2. Para tal, serão considerados os deslocamentos horizontais no limite inferior da camada de revestimento e no limite superior da camada de base.

Figura 50 mostra o deslocamento relativo entre as camadas em um ponto genérico ao longo da interface.

Figura 50 – Deslocamento relativo entre camadas



Fonte: elaborado pelo autor.

De posse dos deslocamentos u_1 e u_2 , aplica-se a Lei de Goodman:

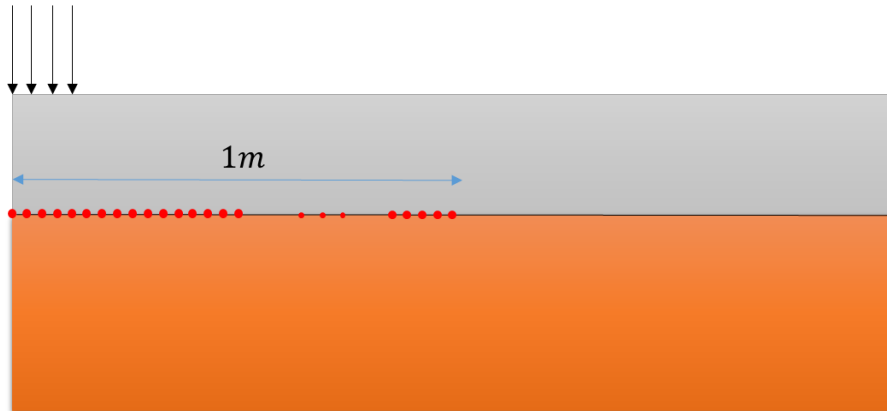
$$\tau = K_t \times \Delta u \quad (38)$$

Onde Δu é a diferença absoluta entre u_1 e u_2 .

$$\Delta u = |u_1 - u_2|$$

A tensão normal adotada é a tensão vertical no limite superior da interface, na camada asfáltica, conforme calculado pela análise estrutural. Será estudada a interface desde o eixo de simetria axial até o ponto onde as tensões normais e de cisalhamento se mantenham constantes, o que ocorre a uma distância de aproximadamente 1 metro (Figura 51).

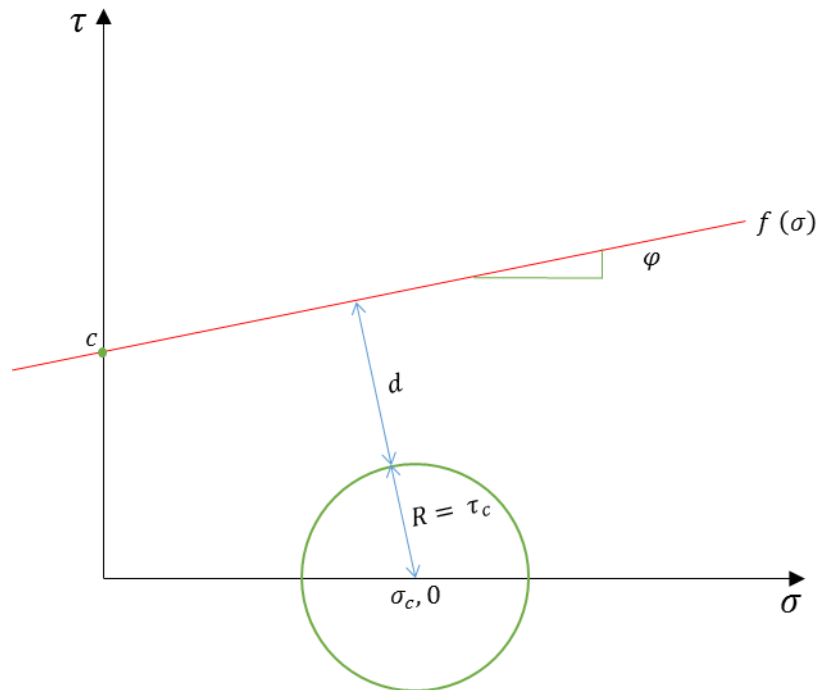
Figura 51 – Pontos estudados



Fonte: elaborado pelo autor.

De posse das tensões normais e de cisalhamento, torna-se possível construir o círculo de Mohr em cada ponto e comparar com a envoltória de Mohr-Coulomb gerada a partir dos resultados dos ensaios de laboratório. A fim de automatizar a verificação da ruptura dos pontos estudados, esta não será realizada de maneira visual, mas através do cálculo de um parâmetro d (Figura 52), que significa a distância perpendicular da envoltória ao círculo de Mohr de cada ponto.

Figura 52 – Verificação da ruptura



Fonte: elaborado pelo autor.

Pode-se demonstrar geometricamente que a distância d é dada por:

$$d = (c + \sigma_c \tan \varphi) \cos \varphi - \tau_c \quad (39)$$

Onde c e φ são respectivamente a coesão e o ângulo de atrito da interface, σ_c e τ_c são, respectivamente, a tensão normal e a tensão de cisalhamento no ponto analisado.

Desta forma, tem-se que se d é maior que zero, o círculo de Mohr não toca a envoltória de ruptura $f(\sigma)$; se d é igual ou menor a zero, o círculo tangencia ou é secante à envoltória, respectivamente, configurando a ruptura da interface.

$$d > 0 \rightarrow \text{Não há ruptura} \quad (40)$$

$$d \leq 0 \text{ ou } d = 0 \rightarrow \text{Há ruptura} \quad (41)$$

Na Equação 41 admite-se que se d é menor que zero deve-se assumir o valor nulo, pois é uma impossibilidade física que a envoltória de tensões seja secante ao círculo de Mohr.

3.5.3.2. Tensão confinante e tensão desviadora

Os invariantes de tensão serão utilizados para o cálculo das tensões confinantes e desviadora:

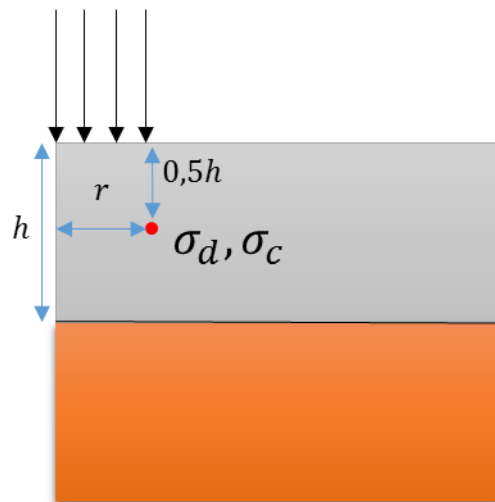
$$\sigma_c = \frac{I_1}{3} = \left(\frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3} \right) \quad (36)$$

$$\sigma_d = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2} \quad (37)$$

Onde σ_c é a tensão confinante, σ_d a tensão desviadora, e σ_1 , σ_2 e σ_3 são as tensões principais.

A coordenada de avaliação das tensões confinante e desviadora será correspondente à metade da camada asfáltica e à borda da roda, localização proposta por Gibson *et al.* (2009). Para uma carga de raio 10,8cm e uma camada asfáltica de 10cm de espessura, a coordenada será $x = 5,04\text{cm}$ e $y = 5\text{cm}$. A Figura 53 ilustra esta coordenada de maneira genérica.

Figura 53 – Localização do ponto crítico de tensões desviadora e confinante



Fonte: elaborado pelo autor.

3.5.3.3. Dano

Do ensaio de fadiga por compressão diametral, tem-se:

$$N(x, y) = f(\varepsilon_t(x, y)) \quad (31)$$

Onde N é o número de ciclos correspondente à determinada deformação de tração ε_t .

Desta forma, para cada um dos 172 pontos, tem-se um ε_t e, portanto, um N distribuído espacialmente nas coordenadas horizontal x e vertical y . Define-se o dano que a passagem de 1 veículo provoca em um ponto x, y como:

$$D(x, y) = \frac{1}{N(x, y)} \quad (32)$$

Se a curva de fadiga é definida pelas constantes experimentais k_1 e k_2 , tem-se o dano em função da deformação máxima de tração em cada ponto do revestimento.

$$N = k_1 \varepsilon_t^{k_2} \quad (33)$$

$$D(x, y) = \frac{1}{k_1 \varepsilon_t(x, y)^{k_2}} \quad (34)$$

De modo que k_1 e k_2 são dados da mistura e ε_t é dado da análise estrutural.

Calcula-se ainda o dano médio \bar{D} dos 172 pontos.

$$\bar{D} = \frac{1}{172} \sum_{i=1}^{172} D_i \quad (35)$$

4 RESULTADOS

4.1. Considerações iniciais

Este capítulo divide-se em três partes ordenadas para o cumprimento dos objetivos estabelecidos no início desta dissertação. Primeiramente, em 4.2. *Resultados do ensaio de cisalhamento*, expõe-se os resultados do ensaio proposto, com a finalidade de determinar se o método e o protótipo construídos fornecem dados de variabilidade aceitável para a caracterização da interface revestimento asfáltico-base granular. Em termos estatísticos, verificou-se se o coeficiente de determinação das retas é suficientemente elevado para calibração confiável dos modelos. Em seguida, no item 4.2. *Resultados do ensaio de cisalhamento*, o ensaio proposto é simulado a partir dos dados experimentais e dos Elementos Finitos (EF) desenvolvidos neste trabalho. O intuito desta etapa é verificar as premissas assumidas para a realização do ensaio, além de verificar se os EF propostos representam de maneira adequada as condições de aderência na interface revestimento asfáltico-base granular. Finalmente, no item 4.4. *Resposta estrutural do pavimento*, verifica-se a influência da consideração das propriedades mecânicas da interface estudada na resposta estrutural do pavimento.

4.2. Resultados do ensaio de cisalhamento

A Figura 54 mostra o estado do corpo de prova após o ensaio de cisalhamento, especificamente como ficam o limite inferior e o limite superior da interface após o rompimento, representados respectivamente pela face superior da camada de base granular e a inferior da camada de revestimento asfáltico. Observando-se com atenção as faces, nota-se agregados de diferentes tamanhos, regiões com diferentes tonalidades, isto é, com mais ou menos concentração de ligante, bem como a irregularidade geométrica da superfície rompida. Portanto, percebe-se que o fenômeno de ruptura da interface é complexo. A aparência das superfícies sugere que ao mesmo tempo que a membrana de imprimação rompe, parte das camadas também se rompe e agregados deslizam uns sobre os outros. É tal simultaneidade de

falhas que pretende-se capturar com o modelo constitutivo adotado para representar a interface, ilustrado na Figura 33.

Figura 54 – Face superior da base granular imprimada (esquerda) e revestimento asfáltico (direita) após a ruptura



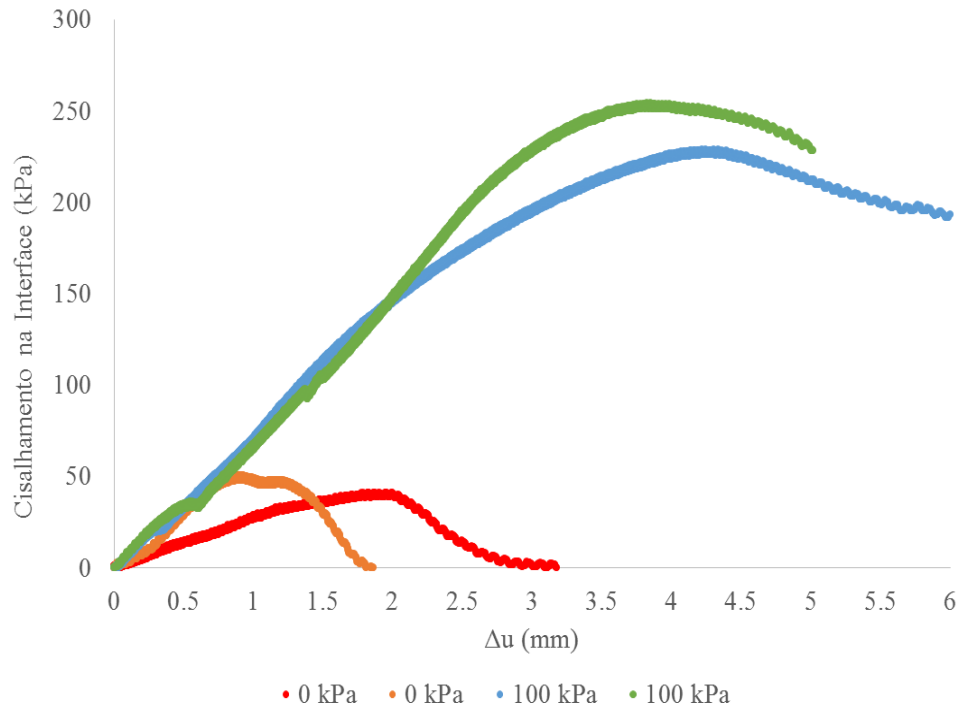
Fonte: elaborado pelo autor.

O processo de ruptura é apresentado na Figura 55. As curvas correspondentes a 50kPa foram perdidas devido a erros de operação no ensaio. O ensaio se restringiu a 100kPa por limitações atuais do dispositivo elaborado. A dependência da tensão axial é confirmada pela disparidade das curvas submetidas a 0 e a 100kPa.

A forma das curvas se assemelha em alguns aspectos: uma região linear relativamente extensa seguida de uma queda na tangente da curva e posterior pico de tensão, onde ocorre a ruptura. É importante observar que, excetuando a curva laranja submetida à tensão axial de 0kPa, as curvas apresentam linearidade até além de 1mm de deslocamento relativo entre camadas.

Por fim, nota-se também que quando há tensão axial, ocorre uma tensão residual de cisalhamento, o que pode ser objeto de pesquisa subsequente ao presente estudo.

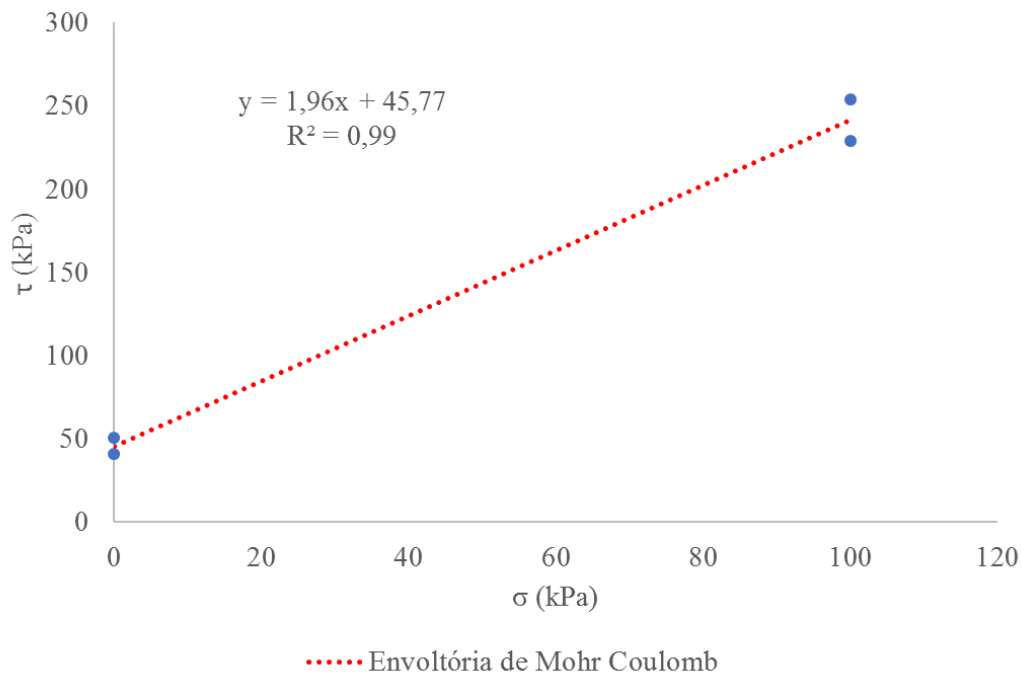
Figura 55 – Curvas de tensão e deslocamento relativo entre camadas



Fonte: elaborado pelo autor.

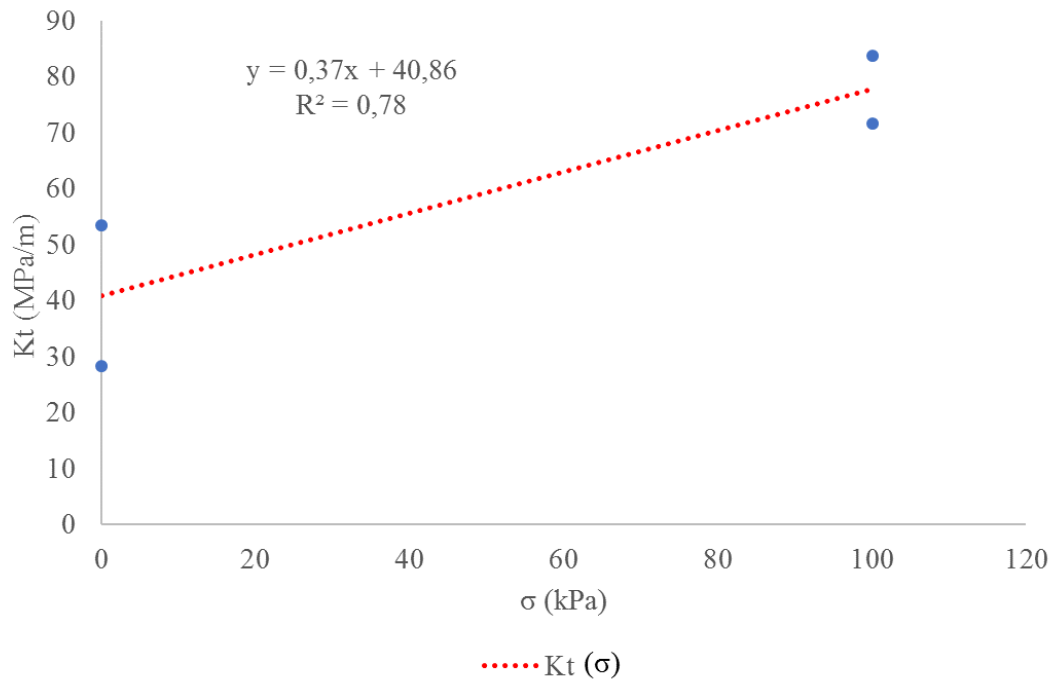
Conforme observa-se na Figura 56, apesar da pequena quantidade de pontos ensaiados (apenas 4), a baixa dispersão nos dois níveis de tensão axial e a diferença entre a tensão admissível máxima de cisalhamento entre estes níveis evidencia a pertinência do uso do critério de Mohr-Coulomb. A tangente da reta corresponde à de $62,93^\circ$. Tal ângulo de atrito está dentro do intervalo encontrado por Mantilla & Button (1994) para interface entre revestimento asfáltico e binder. Apesar disso, a coesão de $45,77\text{kPa}$ da interface aqui ensaiada está abaixo das encontradas por estes autores. Faz-se necessário, entretanto, verificar se esta coesão suporta as solicitações de carregamento de campo, questão que será discutida em 4.4. *Resposta estrutural do pavimento.*

Figura 56 – Envoltória de Mohr-Coulomb da interface revestimento asfáltico-base granular ensaiada



Fonte: Elaborado pelo autor.

A Figura 57 mostra a dependência do módulo de reação transversal K_t (MPa/m) com a tensão axial aplicada. Segundo a literatura (Uzan *et al.*, 1978; Kruntcheva *et al.*, 2005) um valor de $K_t = 100$ MPa/m para menos já é suficiente para considerar que as camadas deslizem livremente entre si. A partir do critério destes autores e dos resultados encontrados de K_{imp} e α (Tabela 5) pode-se inferir que, para os materiais ensaiados e aos níveis de tensão vertical comuns na Mecânica dos Pavimentos (Figura 32), as camadas podem ser consideradas descoladas para fins de análise estrutural. Entretanto, como a importância da aderência entre camadas depende da estrutura do pavimento e do parâmetro estrutural em estudo, essa conclusão é apenas parcial, ou seja, de caráter indicativo, e deve ser analisada em uma quantidade maior de casos diferentes para maior robustez.

Figura 57 – Variação de K_t em função da tensão axial

Fonte: elaborado pelo autor.

Tabela 5 – Caracterização da interface revestimento asfáltico-base granular ensaiada

| σ (kPa) | K_t (MPa/m) | τ (kPa) | K_{imp} (kPa/mm) | α (mm ⁻¹) | C (kPa) | ϕ (°) |
|-------------------|--------------------|-----------------|-----------------------|---------------------------------|--------------|---------------|
| 0 | $0,28 \times 10^2$ | 41,00 | | | | |
| 0 | $0,54 \times 10^2$ | 50,55 | | | | |
| 100 | $0,72 \times 10^2$ | 228,67 | 40,86 | 0,37 | 45,77 | 62,93 |
| 100 | $0,84 \times 10^2$ | 254,14 | | | | |

Fonte: elaborado pelo autor.

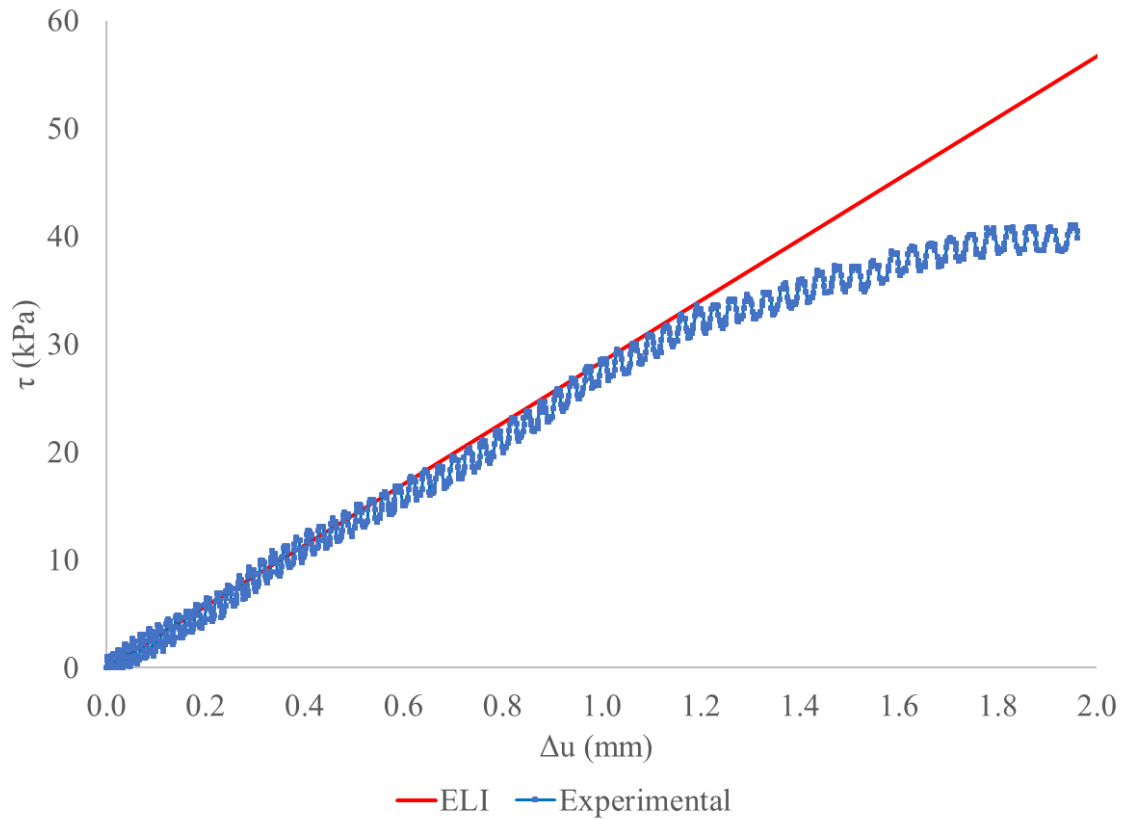
4.3. Simulação do ensaio proposto

a) Elemento Linear de Interface (ELI)

Conforme esperado, os resultados teóricos e experimentais apresentaram concordância nos níveis baixos de tensão de cisalhamento e deslocamento relativo entre camadas, até um pouco além de 30kPa e 1,2mm, respectivamente (Figura 58). Entretanto, não se pode dizer que se trata de um regime linear, uma vez que a tangente da curva experimental mudaria caso a tensão normal aplicada fosse alterada e o Elemento Linear de Interface (ELI)

não captaria esta mudança, pois para o elemento implementado, K_t é um valor constante independente da tensão normal.

Figura 58 – Curvas Experimental e ELI a 0kPa de compressão axial

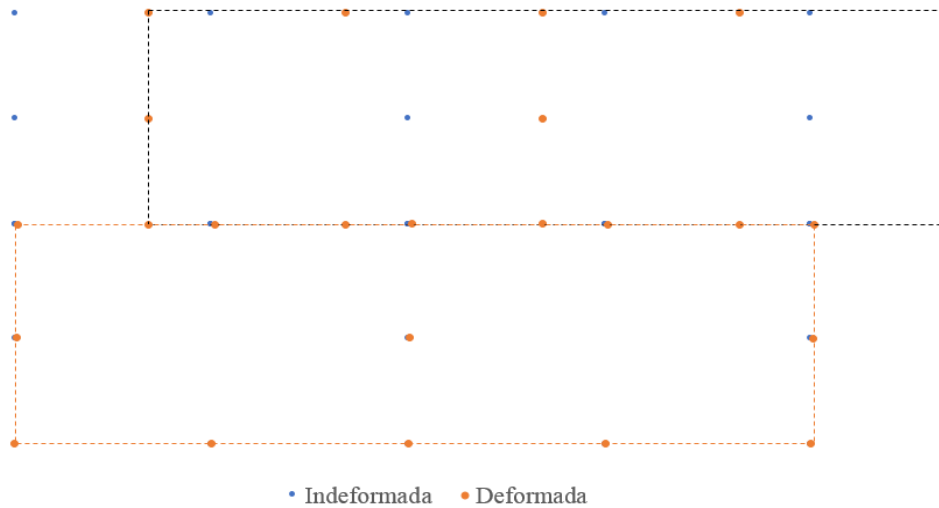


Fonte: elaborado pelo autor.

Os resultados obtidos com o ELI apresentaram-se satisfatórios dentro de suas limitações teóricas de formulação, quais sejam: uniformidade da tensão axial aplicada sobre a interface e baixos níveis de cisalhamento em relação à resistência do material. A estrutura deformada (Figura 59) seguiu o comportamento esperado, ou seja, os deslocamentos devido à interface preponderaram sobre as deformações dos outros materiais da estrutura, conforme se

observa ainda a olho nu na realização do ensaio. O mesmo ocorreu para todos os outros elementos finitos de interface desenvolvidos.

Figura 59 – Estrutura deformada



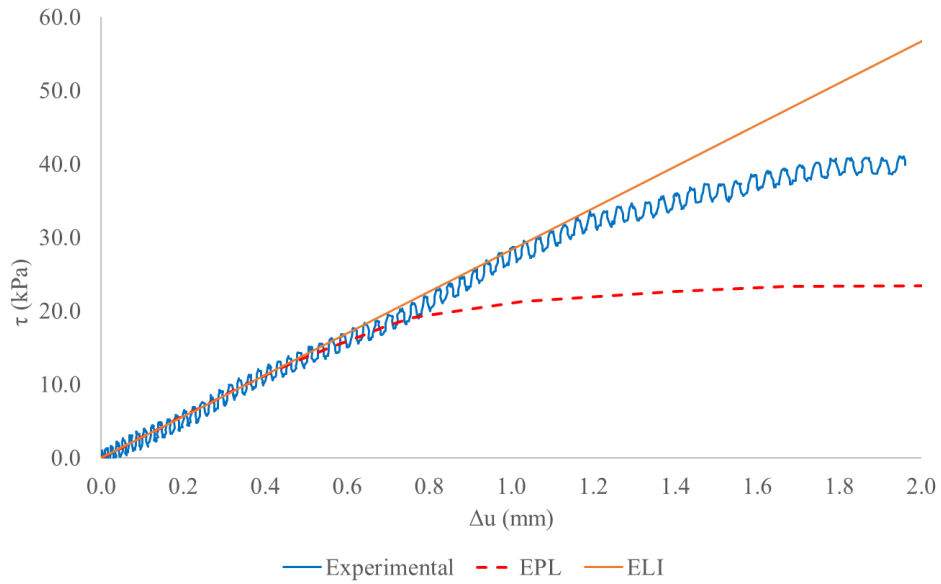
Fonte: elaborado pelo autor.

b) Elemento Elastoplástico Linear de Interface (EPL)

Diferentemente do modelo ELI, o EPL demonstrou queda na tangente da curva, conforme é esperado dos modelos plásticos após determinado nível de tensão. Entretanto, percebe-se que após o fim da zona linear, a curva teórica elastoplástica que acompanha a curva experimental começa a divergir em dado momento (Figura 60). Percebe-se que o modelo de plasticidade adotado superestima a perda de rigidez da peça após o início de sua plastificação. Tal fenômeno ocorre tanto para a condição de 0kPa quanto para 100kPa de compressão axial (Figura 61). Para a 0kPa de compressão a curva experimental rompe a uma tensão de cisalhamento de aproximadamente 35kPa, enquanto o modelo EPL rompe com 23kPa. Para

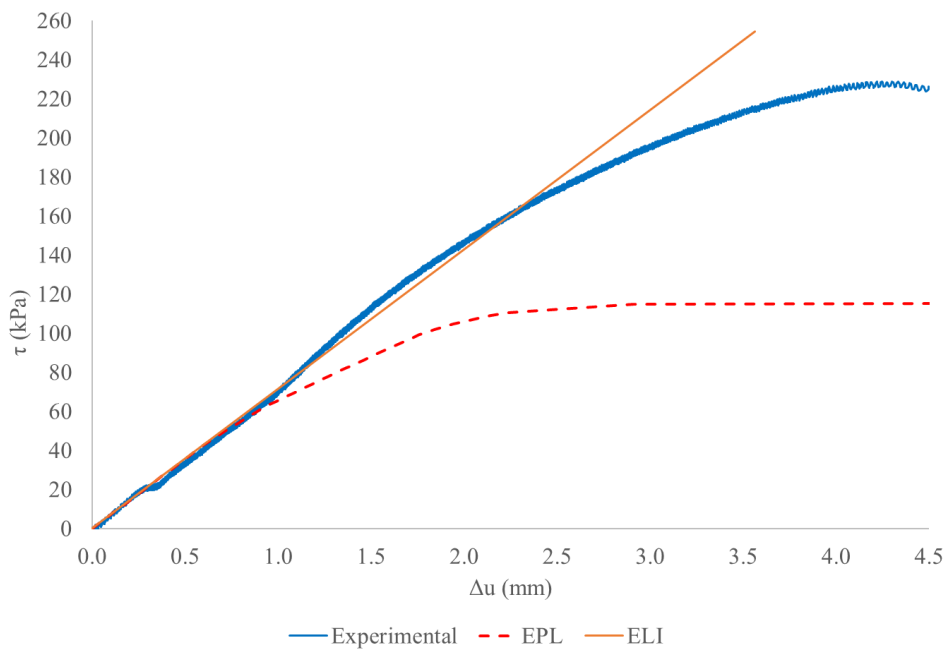
100kPa de compressão, a experimental rompe com 220kPa de tensão de cisalhamento, enquanto o modelo EPL rompe a 115kPa.

Figura 60 – Curvas Experimental, EPL e ELI a 0kPa de compressão axial



Fonte: elaborado pelo autor.

Figura 61 – Curvas Experimental, EPL e ELI a 100kPa de compressão axial

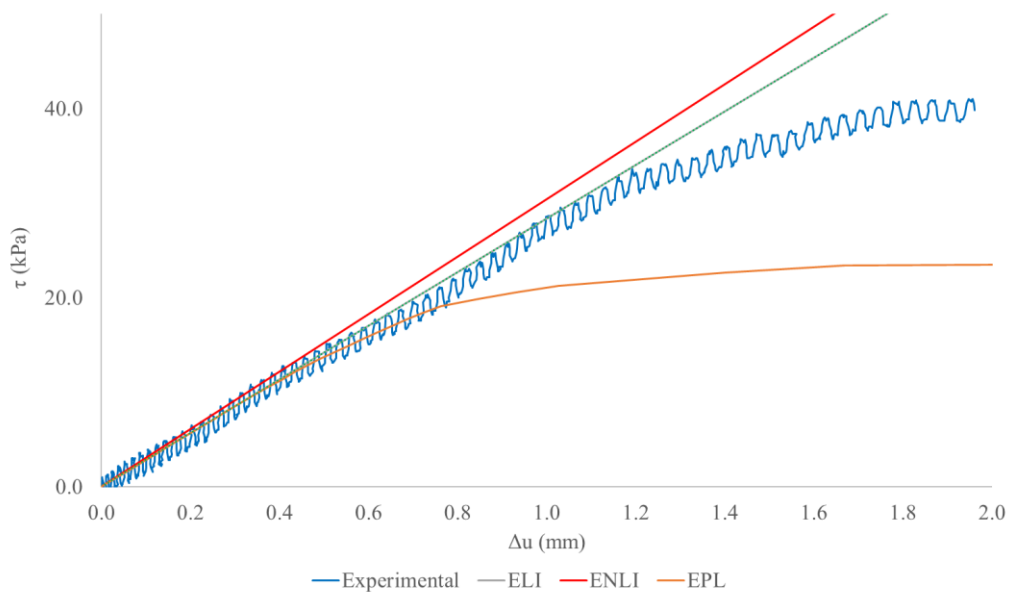


Fonte: elaborado pelo autor.

c) Elemento Elástico Não Linear de Interface (ENLI)

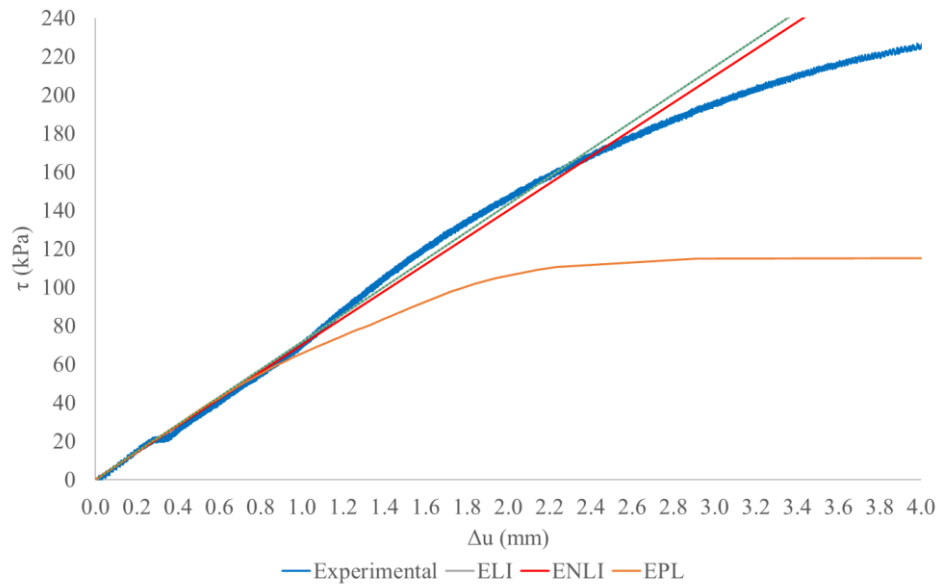
Das Figuras Figura 62 e Figura 63, pode-se observar que a curva ENLI acompanha a curva Experimental enquanto esta apresenta variação aproximadamente linear entre tensão de cisalhamento e deslocamento. Entretanto, para 0kPa de compressão diametral ocorre uma suave divergência à medida que a tensão de cisalhamento evolui. Tal divergência é provocada pelas tensões normais advindas da força transversal aplicada, que eleva o módulo de reação transversal, conforme Equação 27. Este fato falseia a premissa adotada nas Equações 17 e 18, que estabelecem que apenas a força axial é responsável pelas tensões normais à interface. Para a curva de 100kPa o mesmo não acontece, pois a tensão normal provocada pela força axial prepondera sobre a provocada pela força transversal, aproximando da verdade a premissa das Equações 17 e 18.

Figura 62 – Curvas Experimental, ELI, ENLI e EPL a 0kPa de compressão axial



Fonte: elaborado pelo autor.

Figura 63 – Curvas Experimental, ELI, ENLI e EPL a 100kPa de compressão axial



Fonte: elaborado pelo autor.

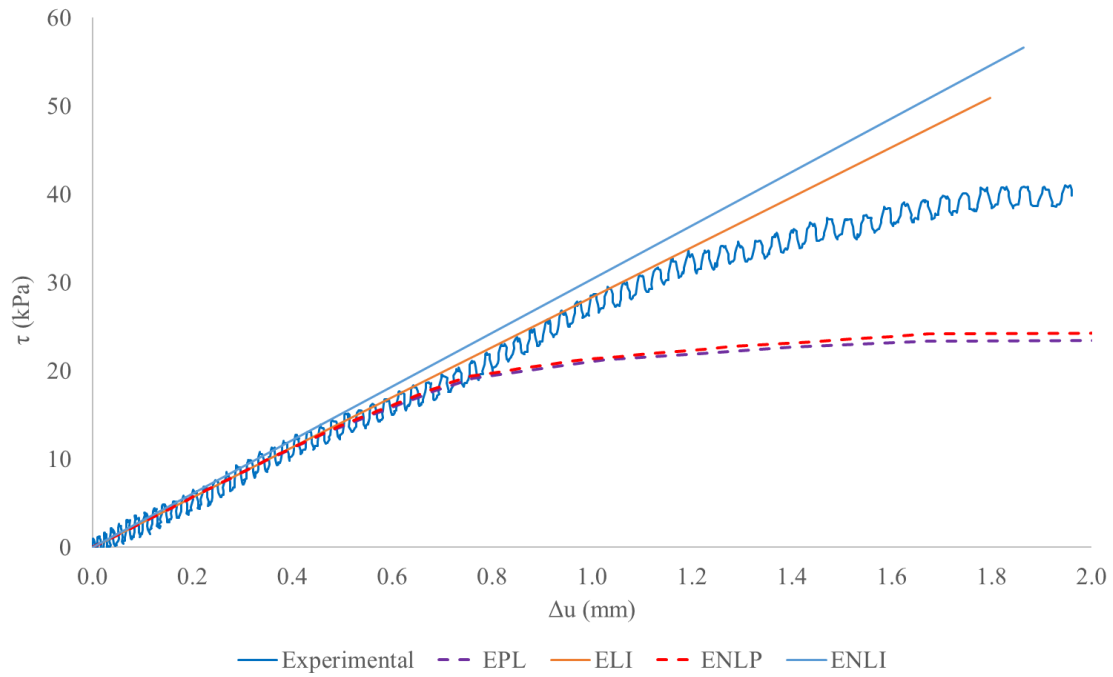
Embora haja proximidade entre as curvas do modelo linear e do modelo não linear, é necessário delimitar a vantagem do segundo sobre o primeiro. Diferentemente do modelo Elástico Linear de Interface (ELI), o modelo Elástico Não Linear de Interface (ENLI) não exige que se ajuste K_t como parâmetro de entrada a cada análise em função da força axial aplicada. Tal ajuste é feito pelo próprio elemento finito, que calcula K_t em função dos parâmetros do modelo K_{imp} e α e do estado de tensões calculado. Desta forma, é possível analisar estruturas nas quais o estado de tensões normais é variável ao longo da interface, caso das estruturas reais de pavimentos (Figura 32).

d) Elemento Elástico Não Linear Plástico de Interface (ENLP)

O ENLP apresentou ruptura precoce para a simulação a 0kPa de compressão sobre a interface, bem como o modelo Plástico Linear (EPL) (Figura 64). Por outro lado, quando se aplicou 100kPa de compressão sobre a interface, o modelo não atingiu a ruptura (Figura 65). As tensões compressivas geradas pela força axial e pela força transversal sobre parte da

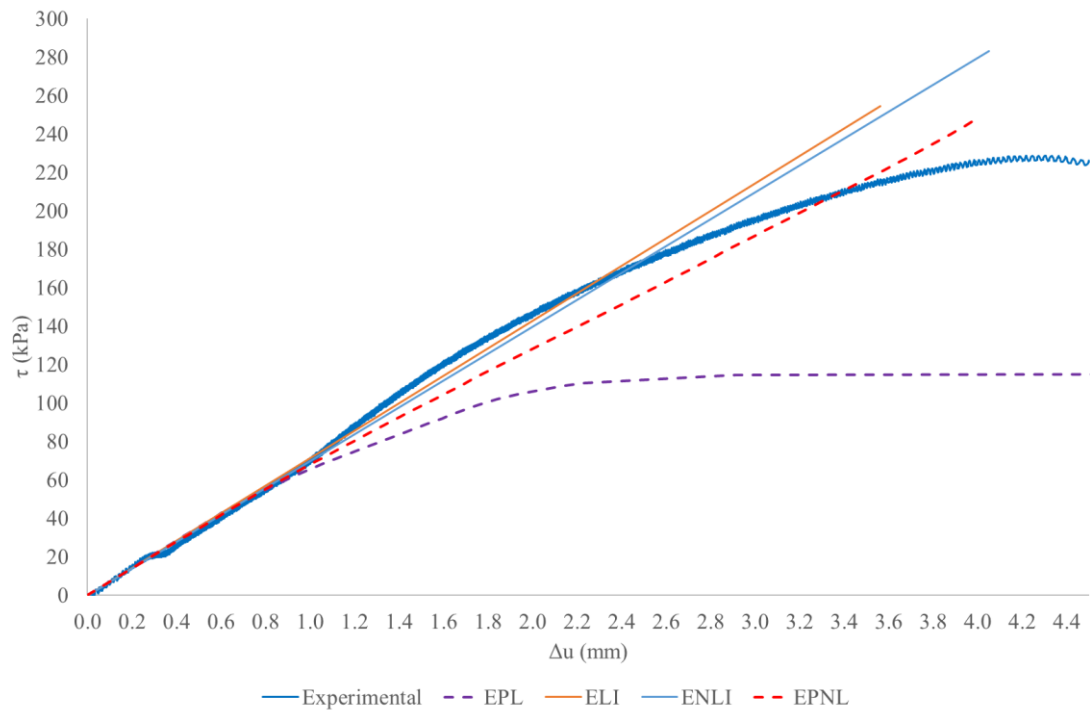
interface somaram-se de forma que o cisalhamento não se elevou suficientemente para atingir a envoltória de ruptura.

Figura 64 – Curvas Experimental, ELI e EPL e ENLP a 0kPa de compressão axial



Fonte: elaborado pelo autor.

Figura 65 – Curvas Experimental, ELI e EPL, ENLI e ENLP a 100kPa de compressão axial



Fonte: elaborado pelo autor.

Finalmente, a partir das simulações realizadas, percebe-se que os modelos não lineares (ENLI e ENLP) simulam de maneira satisfatória a variação do módulo de reação transversal com a tensão de compressão aplicada. Por outro lado, o modelo de ruptura proposto não reflete bem a realidade do ensaio, seja por subestimar ou superestimar a resistência da interface ensaiada. Desta forma, pode-se concluir que os modelos simulam satisfatoriamente o comportamento mecânico da interface para $\Delta u < 1\text{mm}$. Na seção 4.4. *Resposta estrutural do pavimento*, será verificada a ordem de grandeza destes deslizamentos em uma estrutura de pavimentos através de simulação computacional. Caso o deslizamento entre camadas seja inferior a 1mm, os modelos ENLI e ENLP podem ser satisfatoriamente utilizados em simulações estruturais. Caso o limite de 1mm seja ultrapassado, faz-se necessário reformular o modelo de ruptura para utilização dos modelos em análises estruturais.

4.4. Resposta estrutural do pavimento

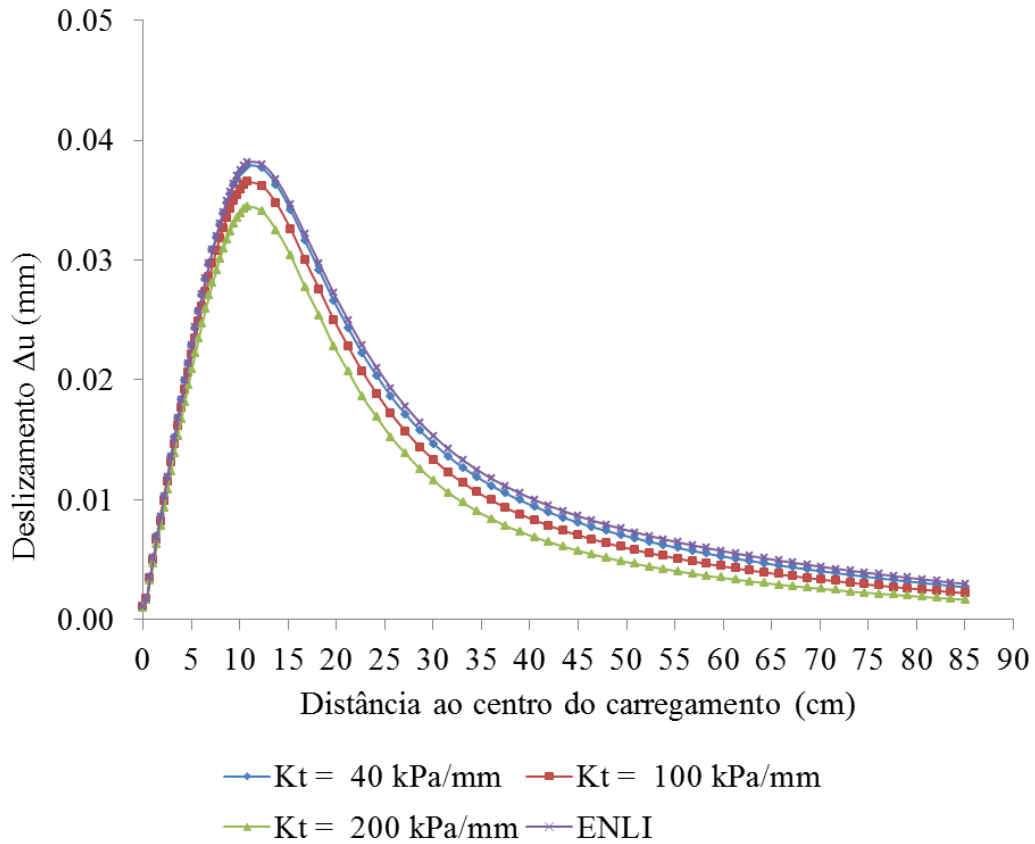
Nesta seção verifica-se, através de simulações, o comportamento e a influência da interface sobre a estrutura de pavimento quando este é submetido a carregamento de eixo padrão. Em um primeiro momento, simula-se os níveis de tensão e deslocamento da interface em campo, a fim de estimar em que regime ela trabalha, ou seja, se há plastificação. Além disso, observa-se se seu comportamento ocorre até o limite onde os resultados da modelagem convergem com os experimentais, isto é, até 1mm de deslocamento relativo entre camadas.

Em seguida, testa-se a influência dos parâmetros da interface sobre a resposta estrutural do pavimento em termos de dano e tensões desviadora e confinante. É importante ressaltar que as conclusões retiradas a partir das simulações são aplicáveis apenas para a interface ensaiada neste estudo e para as condições estabelecidas de análise, quais sejam: estrutura adotada, carregamento estático vertical e axissimetria.

4.4.1. Verificação de ruptura da interface

Primeiramente, avaliou-se o deslizamento Δu entre as camadas de revestimento asfáltico e base granular a diversos níveis de K_t através do modelo do Elemento Linear de Interface (ELI). Além disso, avaliou-se Δu pelo modelo do Elemento Não Linear de Interface (ENLI), caracterizados por $K_{imp} = 40kPa/mm$ e $\alpha = 0.37m^{-1}$ (Equação 27), conforme resultado do ensaio realizado. De acordo com a Figura 66, cuja origem está localizada no encontro do eixo de simetria axial com a interface em estudo, os deslocamentos relativos entre as camadas são da ordem de 0,03mm a 0,04mm, tornando-se nulos quando suficientemente distantes do carregamento.

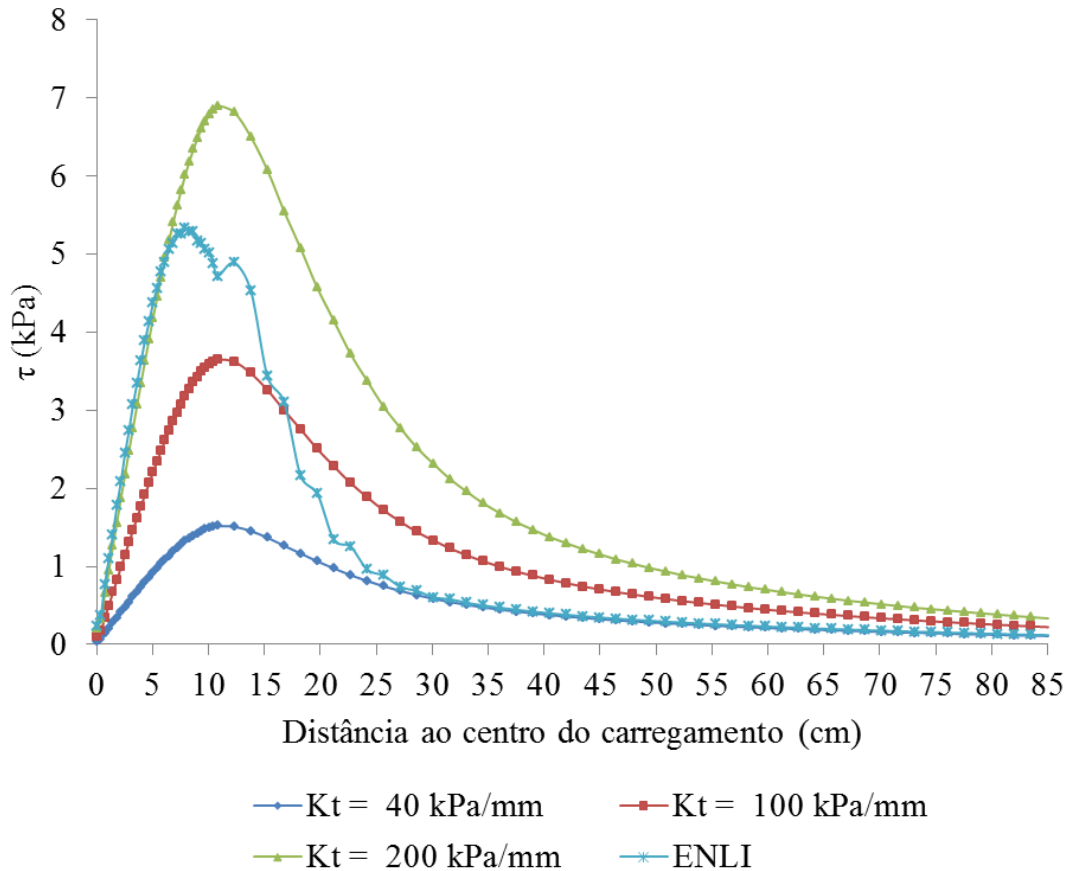
Figura 66 – Gráficos de deslizamentos entre camadas a cada ponto da interface



Fonte: elaborado pelo autor.

Percebe-se ainda que o deslocamento Δu entre as camadas é máximo aproximadamente na coordenada da interface correspondente ao raio do carregamento ($r = 10,8\text{cm}$). Logo, uma vez que o cisalhamento é linearmente dependente de Δu , conforme aponta a Equação 38, este ponto corresponde também à solicitação máxima de cisalhamento na interface. A forma diferente da curva ENLI em relação às outras se deve ao fato de que o K_t desta depende também da tensão axial atuante sobre a interface.

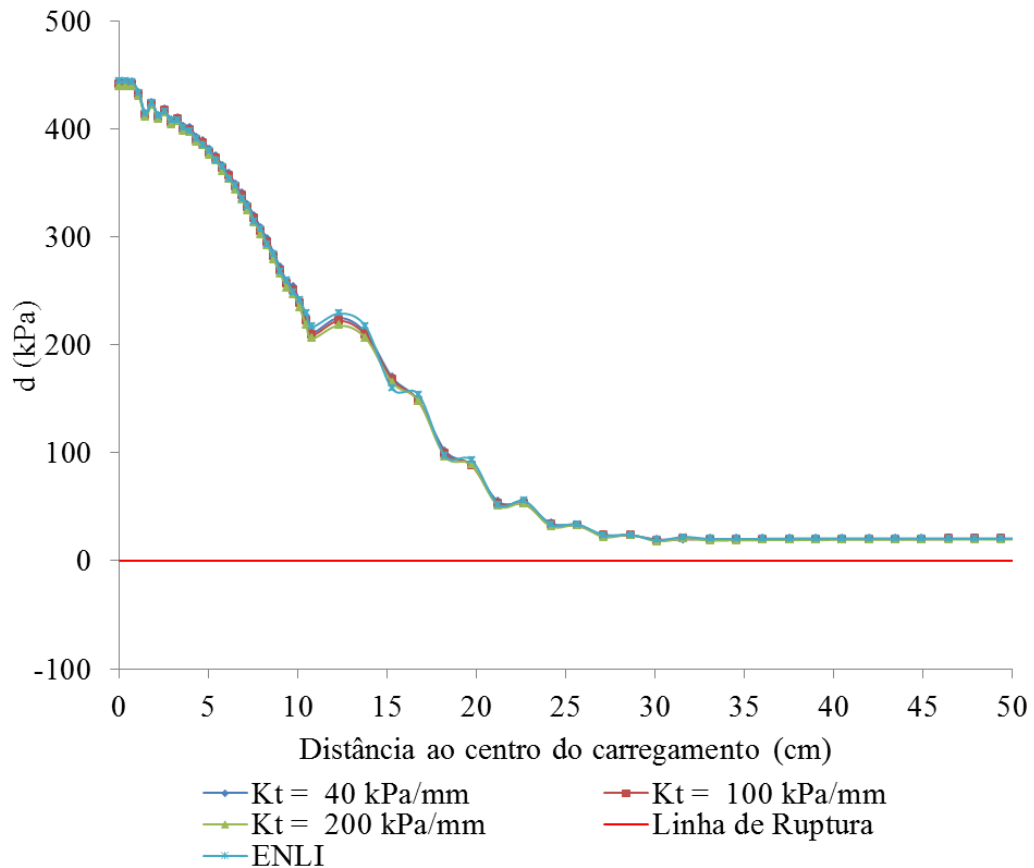
Figura 67 – Distribuição de tensão de cisalhamento sobre a interface



Fonte: elaborado pelo autor.

De posse do estado de tensões é possível calcular o parâmetro de ruptura d . Da Figura 68 conclui-se que para nenhum valor de K_t do modelo ELI, ou mesmo para o modelo ENLI, ocorre a ruptura da interface. Deve-se reafirmar que foi considerado apenas carregamento vertical devido à axissimetria do modelo. Esta ressalva é fundamental, pois o estado de tensões seria alterado se fossem considerados efeitos de carregamento horizontal decorrentes do atrito pneu pavimento, abrindo possibilidade para a ruptura da interface em pontos onde esta se encontra próxima à linha de ruptura.

Figura 68 – Verificação de ruptura da interface

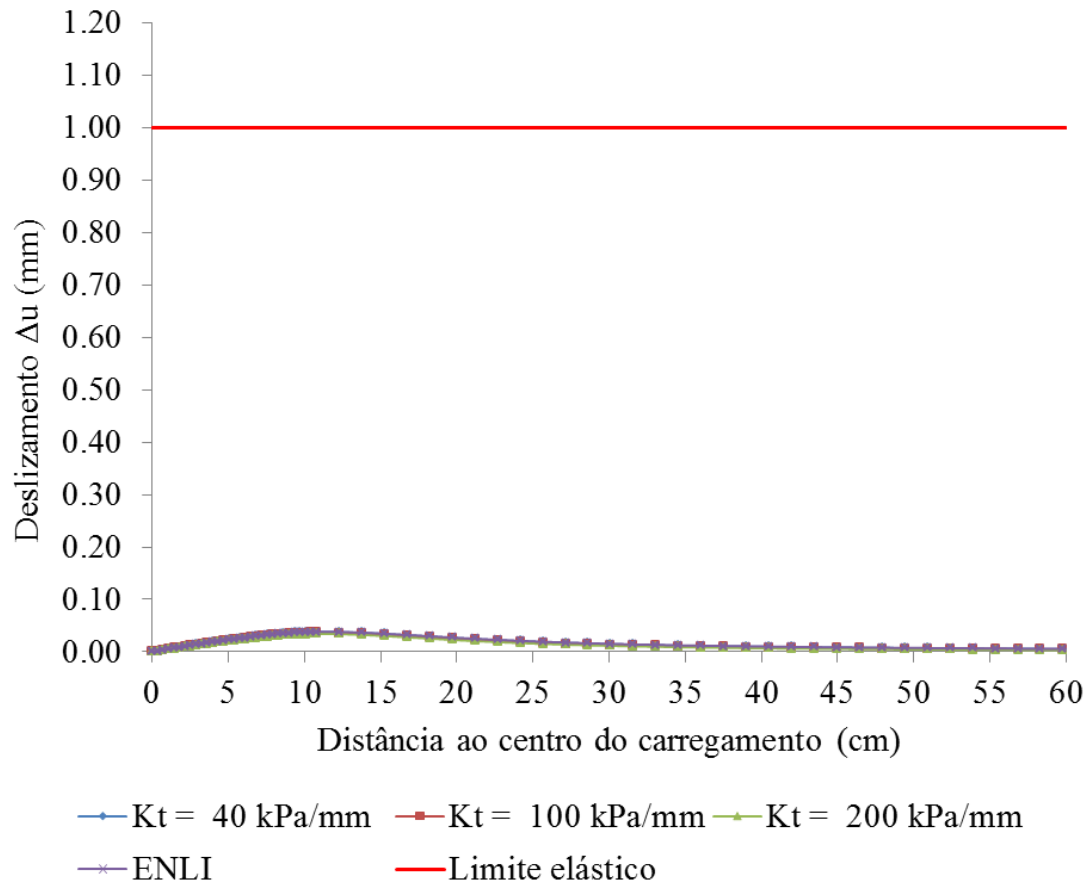


Fonte: elaborado pelo autor.

Na seção 4.3. *Simulação do ensaio proposto*, observou-se que os modelos teóricos convergem com os resultados de ensaio quando o deslocamento relativo entre as camadas não ultrapassa 1mm. Como demonstra a Figura 69, esse limite não é atingido em campo, de acordo com as simulações realizadas. Desta forma, pode-se concluir que é razoável a utilização dos modelos propostos.

Além disso, como foi observado que a envoltória de ruptura não é atingida (Figura 68), torna-se desnecessária a consideração da plasticidade dos modelos Elastoplástico Linear de Interface (EPL) e Elástico Não Linear Plástico de Interface (ENLP). Portanto, é suficiente a utilização do modelo referente ao Elemento Não Linear de Interface (ENLI).

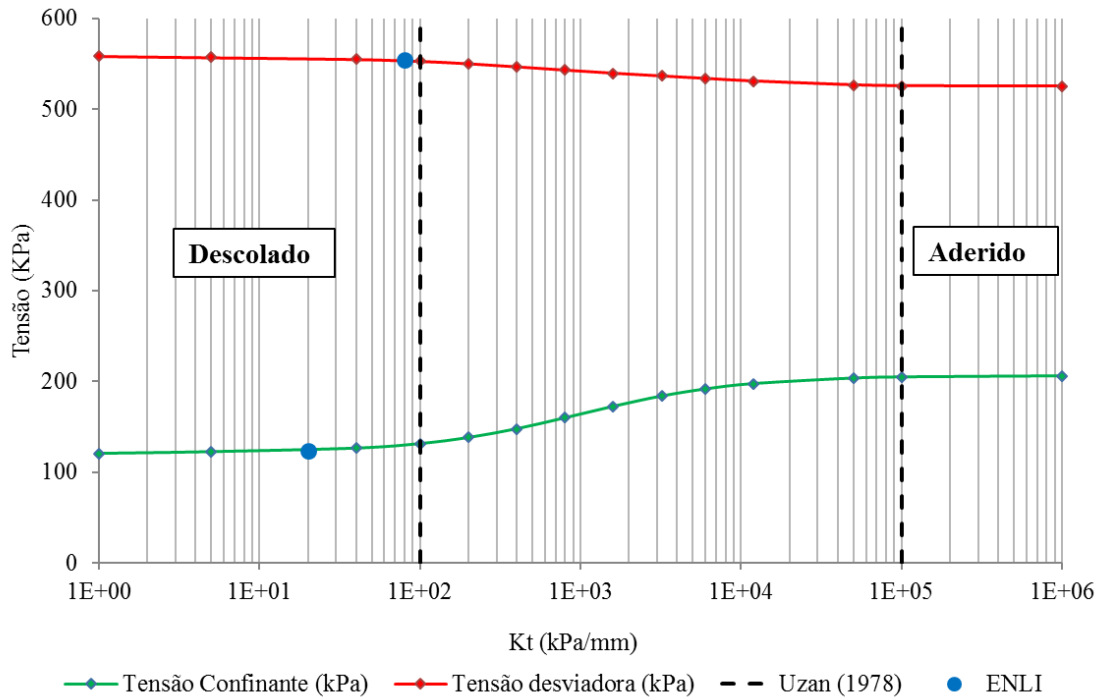
Figura 69 – Verificação do nível deslizamento entre camadas



Fonte: elaborado pelo autor.

4.4.2. Deformação permanente

Para a avaliação da deformação permanente foram construídas curvas de tensão desviadora e tensão confinante contra K_t , utilizando o modelo do Elemento Elástico Linear de Interface (ELI). Observa-se da Figura 70 que os limites definidos por Uzan *et al.* (1978) foram reproduzidos no presente estudo. Isto é, para valores de K_t menores que 100kPa/mm não há mais variação significativa de tensão desviadora nem de tensão permanente, podendo-se assumir, para efeitos práticos, que as camadas estão completamente descoladas. O mesmo ocorre para valores acima de 10⁵kPa/mm, a partir do qual as tensões não mais variam, podendo-se assumir que as camadas estão perfeitamente aderidas.

Figura 70 Tensão desviadora e tensão confinante em função de K_t 

Fonte: elaborado pelo autor.

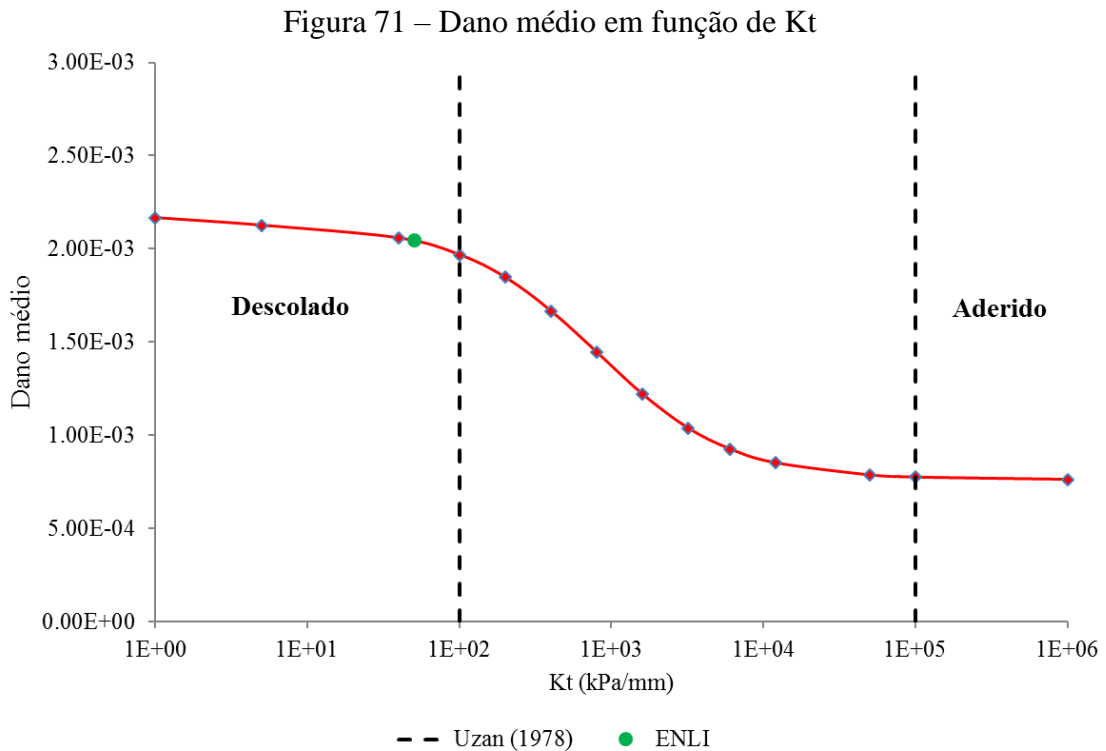
O resultado que aparece como contribuição desta pesquisa é a consideração de um modelo não linear (ENLI), que capta a influência da variação de tensão axial sobre a interface e o efeito desta sobre K_t , baseado em dados obtidos em laboratório. Para o caso da interface revestimento asfáltico-base granular ensaiada no presente estudo, não há contribuição efetiva da aderência fornecida pelo ligante de imprimação ou pelo atrito entre camadas para as tensões confinantes e desviadoras. Como se observa na Figura 70, o marcador do resultado do modelo ENLI aparece na região na qual se considera descolamento total entre camadas.

Conclui-se, para a situação investigada, que apesar de a imprimação e o atrito conferirem alguma aderência entre as camadas, para fins de análise estrutural de tensão desviadora e tensão confinante, esse ganho de aderência em relação a uma situação de descolamento total pode ser considerado desprezível.

4.4.3. Dano

A análise do dano médio no revestimento (Figura 71) seguiu tendência semelhante a da análise de tensões desviadora e permanente. Este dano médio se refere à passagem de 1 carregamento de eixo padrão (pneu com raio = 10,8cm e pressão = 560kPa). Mais uma vez, os

limites definidos por Uzan *et al.* (1978) foram corroborados no presente trabalho, não havendo variação significativa do dano médio para valores abaixo de 100kPa/mm e acima de 10^5 kPa/mm.



Fonte: elaborado pelo autor.

Finalmente, a utilização do modelo ENLI a partir dos dados obtidos em laboratório indica que a estrutura trabalha como se as camadas de revestimento asfáltico e base granular estivessem completamente descoladas, conforme mostra a Figura 71. Portanto, embora o procedimento de imprimação e o atrito entre os materiais confirmem certa aderência entre as camadas, esta aderência é irrelevante estruturalmente do ponto de vista da análise do dano. Mais uma vez deve-se ressaltar que os resultados se limitam às premissas adotadas e materiais utilizados.

5 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Este capítulo apresenta as conclusões do trabalho frente aos objetivos estabelecidos. De maneira geral, a pesquisa se propunha a construir um método de caracterização da interface revestimento asfáltico-base granular e verificar a influência desta sobre a resposta estrutural das outras camadas do pavimento. Pode-se concluir que ambos os objetivos foram atingidos. O procedimento possibilitou a caracterização estrutural da interface segundo o modelo proposto, cujos parâmetros foram inseridos na simulação estrutural. Os resultados da simulação mostraram que a interface estudada não possui relevância estrutural sobre o dano médio na camada de revestimento, tampouco sobre as tensões desviadora e confinante no ponto crítico avaliado.

Primeiramente, é necessário salientar que as conclusões expostas neste capítulo são válidas para os limites do ensaio e da simulação realizada. Uma interface composta por outro revestimento asfáltico, outro ligante de imprimação e outro material de base pode vir a influenciar significativamente as respostas estruturais do pavimento. Além disso, não foram considerados na análise carregamentos horizontais, condição na qual a interface possivelmente exerceria maior influência, uma vez que ela, como este carregamento, trabalha na direção horizontal.

Desta forma, em relação aos objetivos específicos propostos, seguem conclusões e sugestões para pesquisas futuras:

a) Ensaio de cisalhamento de interface proposto

Pode-se concluir que o ensaio cumpre sua proposta de caracterizar a interface de maneira satisfatória, uma vez que as condições de compactação (energia, temperatura e umidade) de campo são nele reproduzidas e os esforços aplicados permitem a utilização dos diversos modelos constitutivos propostos neste trabalho. A duração de apenas 1 semana para a caracterização completa do material, desde a confecção do corpo de prova até sua ruptura, torna o ensaio prático.

Entretanto, restam algumas lacunas a serem preenchidas. Deve-se ensaiar um número maior de amostras a fim de verificar a variabilidade e reprodutibilidade do ensaio. Além disso, o sistema de medição de carga axial pode ser melhorado utilizando um dispositivo de maior confiabilidade, tal qual um dinamômetro digital.

b) Modelo constitutivo de interface revestimento asfáltico-base granular

Os resultados do ensaio corroboraram parte das hipóteses do modelo proposto. Dentre estas, a influência positiva da tensão sobre a resistência e a rigidez da interface, traduzidos pelo cisalhamento máximo e módulo de reação transversal, respectivamente. Apesar disso, mais uma vez, uma maior confiabilidade nessas conclusões requer um maior número de ensaios em diferentes combinações de materiais de base, ligante de imprimação e revestimento asfáltico.

Apesar disso, a simulação do ensaio através do Método dos Elementos Finitos mostrou que existe divergência do modelo teórico com os resultados experimentais quando o deslocamento relativo entre as camadas torna-se suficientemente grande. Para o material ensaiado, a divergência ocorreu a partir de 1mm de deslocamento relativo. Entretanto, a simulação da estrutura mostrou que os deslocamentos em campo não ultrapassam 0,04mm, o que torna a limitação do modelo irrelevante para a aplicação prática no caso da consideração apenas de cargas verticais.

Devido ao caráter viscoelástico de parte dos materiais envolvidos na interface revestimento asfáltico-base granular (ligante de imprimação e mistura asfáltica), é pertinente estudar o efeito da taxa de carregamento e da temperatura sobre as propriedades desta interface. Tal estudo poderia ser realizado incluindo amortecedores no modelo mecânico de interface proposto, possibilitando a consideração da velocidade dos veículos e das condições climáticas sobre as propriedades da interface em campo.

c) Desempenho da interface em campo e influência sobre a reposta estrutural

Verificou-se que a interface revestimento asfáltico-base granular pouco deforma em campo, uma vez que o deslocamento relativo entre as camadas que a compõem não ultrapassou 0,04mm. Além disso, a interface não atinge a ruptura quando da aplicação do carregamento de eixo padrão, considerando-se apenas sua componente vertical.

No que diz respeito a influência da interface sobre as respostas estruturais associadas à deformação permanente, isto é, tensões desviadora e confinante, o módulo de reação transversal da interface ensaiada mostrou-se irrelevante. Em termos práticos, para o material utilizado nesta pesquisa, não há diferença entre considerar as propriedades da interface ensaiada e considerar que as camadas de revestimento e base deslizam livremente entre si. O mesmo observou-se para a verificação da influência da interface ensaiada sobre o dano médio no revestimento.

Por outro lado, essas conclusões reforçam a importância do desenvolvimento de novos materiais de interface. A utilização de materiais com maior módulo de reação transversal (aproximando-se da condição aderida) reduziria substancialmente o dano médio na camada de revestimento, elevando de maneira considerável a vida útil do pavimento.

Como pode-se verificar através dos argumentos expostos, é relevante sofisticar a análise, considerando carregamentos horizontais através de modelagem tridimensional e modelando a interface para trabalhar em 2 direções, tal qual uma malha. Essas considerações, que aproximam o modelo da realidade de campo, poderiam fornecer conclusões diferentes das aqui apresentadas a respeito do desempenho estrutural da interface, tanto no que diz respeito a uma possível ruptura desta quanto à sua influência sobre a resposta estrutural do pavimento.

REFERÊNCIAS

ABNT. **NBR 7182 ME Solo** - Ensaio de Compactação. São Paulo, 1986.

ALMEIDA, Fernando Dácio de. **Desenvolvimento de um método expedito para avaliação da imprimação betuminosa de rodovias**. 2013. 70 f. Monografia (Graduação) - Curso de Tecnologia em Estradas, Instituto Federal de Educação, Ciência e Tecnologia do Ceará, Fortaleza, 2013.

_____. D8-02. **Standard Terminology Relating Materials for Roads and Pavements**. Annual Book of ASTM Standards 2003, Section 4: Construction, Vol.04.03, American Society for Testing and Materials, West Conshohocken - P.A, 2003

BOUSSINESQ, J. V. **Application des potentiels à l'étude de l'Equilibre et du Movement des Solides Elastiques**. Paris: Gualtier-Vilars, 1885.

BURMISTER, D. **The theory of stresses and displacement systems and applications to the design of airport runways**. Chicago: Highway Research Board, 1943

CAO, Wei. **Experimental and analytical investigations of permanent deformation behavior of asphalt mixtures under confining pressure**. 2015. 233 f. Tese (Doutorado) - Curso de Engenharia Civil, North Carolina State University, Raleigh, 2015. Disponível em: <<https://repository.lib.ncsu.edu/bitstream/handle/1840.16/10041/etd.pdf?sequence=1&isAllowed=y>>. Acesso em: 03 dez. 2016.

Carol, I., Prat, T., & López, C. (1997). Normal/shear cracking model: Application to discrete crack analysis. *123*, 765 - 773.

CHEN, Jian-shiuh; HUANG, Chien-chung. Effect of Surface Characteristics on Bonding Properties of Bituminous Tack Coat. **Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board**, [s.l.], v. 2180, p.142-149, dez. 2010. Transportation Research Board. <http://dx.doi.org/10.3141/2180-16>.

Chen, W., & Han, D. (1988). *Plasticity for Structural Engineers*. New York: Springer Verlag.

_____. **Pesquisa CNT de Rodovias**: relatório gerencial. Brasília: CNT, 2016.

COLLOP, A.c. et al. Shear bond strength between asphalt layers for laboratory prepared samples and field cores. **Construction And Building Materials**, [s.l.], v. 23, n. 6, p.2251-2258, jun. 2009. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2008.11.017>.

COLLOP, A.c. et al. Development of an automatic torque test to measure the shear bond strength between asphalt. **Construction And Building Materials**, [s.l.], v. 25, n. 2, p.623-629, fev. 2011. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2010.07.030>.

COLLOP, A. C.; THOM, N. H.; SANGIORGI, C.. Assessment of bond condition using the Leutner shear test. **Proceedings Of The Institution Of Civil Engineers - Transport**, [s.l.], v. 156, n. 4, p.211-217, nov. 2003. Thomas Telford Ltd..
<http://dx.doi.org/10.1680/tran.2003.156.4.211>.

_____ **ME 080/94**: Solos - análise granulométrica por peneiramento. Rio de Janeiro: DNER, 1994.

_____ **ME 043/95**: Misturas betuminosas a quente - ensaio Marshall. Rio de Janeiro: DNER, 1995.

_____ **ME 051/94**: Solos - Análise Granulométrica. Rio de Janeiro: DNER, 1994.

_____ **ME 133/94**: Pavimentos flexíveis - Misturas betuminosas - Determinação do módulo de resiliência – Método de ensaio. Rio de Janeiro: DNER, 1994.

_____ **ME 162/94**: Solos - ensaio de compactação utilizando amostras trabalhadas. Rio de Janeiro: DNER, 1994.

_____ **134/2010-ME**: Pavimentação - Solos - Determinação do módulo de resiliência – Método de ensaio. Rio de Janeiro: DNIT, 2010.

_____ **144/2014 - ES**: Pavimentação - Imprimação com ligante asfáltico . *Especificação de Serviço*. Rio de Janeiro: DNIT, 2014.

FRANCO, Filipe Augusto Cinque de Proença. **Método de dimensionamento mecanístico-empírico de pavimentos asfálticos – SisPav**. 2007. 315 f. Tese (Doutorado) - Curso de Doutorado em Engenharia Civil, Ufrj, Rio de Janeiro, 2007. Disponível em: <http://www.coc.ufrj.br/teses/doutorado/geotecnia/2007/Teses/FRANCO_FACP_07_t_D_g eo.pdf>. Acesso em: 02 dez. 2016.

FREDLUND, D; MORGENSTEN, N. Stress State of Variables for Unsaturated Soils. **Journal of Geotechnical Engineering Division**. v. 103, n. 5, p. 447 - 466, maio de 1977.

FRITZEN, Marcos Antonio. **Desenvolvimento e validação de função de transferência para previsão do dano por fadiga em pavimentos asfálticos**. 2016. 286 f. Tese (Doutorado) - Curso de Doutorado em Engenharia Civil, Ufrj, Rio de Janeiro, 2016. Disponível em: <http://www.coc.ufrj.br/index.php?option=com_content&view=article&id=4707:marcos-antonio-fritzen&catid=391&Itemid=154&lang=es-es>. Acesso em: 02 dez. 2016.

GIBSON, Nelson Harold et al. Multiaxial strain response of asphalt concrete measured during flow number simple performance test. **Journal Of The Association Of Asphalt Paving Technologists**, Lino Lakes, v. 78, n. 01, p.25-66, jan. 2009.

Goodman, R., Taylor, R., & Brekke, T. (1968). A model for the mechanics jointed rock. *Transportation Research Board*, 637-659.

GRIFFITH, A. A.. The Phenomena of Rupture and Flow in Solids. **Philosophical Transactions Of The Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences**, [s.l.], v. 221, n. 582-593, p.163-198, 1 jan. 1921. The Royal Society. <http://dx.doi.org/10.1098/rsta.1921.0006>.

HU, Xiaodi; WALUBITA, Lubinda F.. Effects of Layer Interfacial Bonding Conditions on the Mechanistic Responses in Asphalt Pavements. **Journal Of Transportation Engineering**, [s.l.], v. 137, n. 1, p.28-36, jan. 2011. American Society of Civil Engineers (ASCE). [http://dx.doi.org/10.1061/\(asce\)te.1943-5436.0000184](http://dx.doi.org/10.1061/(asce)te.1943-5436.0000184).

KHWEIR, K.; FORDYCE, D.. Influence of layer bonding on the prediction of pavement life. **Proceedings Of The Institution Of Civil Engineers - Transport**, [s.l.], v. 156, n. 2, p.73-83, maio 2003. Thomas Telford Ltd.. <http://dx.doi.org/10.1680/tran.2003.156.2.73>.

KRUNTCHEVA, Mariana R.; COLLOP, Andrew C.; THOM, Nicholas H.. Effect of Bond Condition on Flexible Pavement Performance. **Journal Of Transportation Engineering**, [s.l.], v. 131, n. 11, p.880-888, nov. 2005. American Society of Civil Engineers (ASCE). [http://dx.doi.org/10.1061/\(asce\)0733-947x\(2005\)131:11\(880\)](http://dx.doi.org/10.1061/(asce)0733-947x(2005)131:11(880)).

LAMBE, T. W; WHITMAN, R. **Soil Mechanics**. 2.ed. New York: John Wiley & Sons Inc, 1995

LENG, Zhen et al. Interface Bonding Between Hot-Mix Asphalt and Various Portland Cement Concrete Surfaces: Laboratory Assessment. **Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board**, [s.l.], v. 2057, p.46-53, dez. 2008. Transportation Research Board. <http://dx.doi.org/10.3141/2057-06>.

LEUTNER, R.. Untersuchung des schichtenverbundes beim bituminösen oberbau. **Bitumen**, Hamburgo, v. 41, n. 3, p.84-91, set. 1979.

LUBLINER, J. **Plasticity Theory**. Berkeley: University of California Press, 2005.

MANTILLA, C.A.; BUTTON, J.W. Prime coat methods and materials to replace cutback asphalt. **Research Report**, Austin, v. 01, n. 1334, p.1-156, nov. 1994. Disponível em: <<https://static.tti.tamu.edu/tti.tamu.edu/documents/1334-1F.pdf>>. Acesso em: 01 dez. 2016.

NASCIMENTO, Luis Alberto Herrmann do. **Implementation and Validation of the Viscoelastic Continuum damage Theory for Asphalt Mixture and Pavement Analysis in Brazil**. 2015. 336 f. Tese (Doutorado) - Curso de Doutorado em Engenharia Civil, Universidade Estadual da Carolina do Norte, Raleigh, 2015. Disponível em: <file:///C:/Users/Samsung/AppData/Local/Packages/Microsoft.MicrosoftEdge_8wekyb3d8bbwe/TempState/Downloads/etd.pdf>. Acesso em: 02 dez. 2016.

POPOV, Egor Paul. **Introdução à Mecânica dos Sólidos**. São Paulo: Edgard Blücher, c1978.

RAAB, Christiane; PARTL, Manfred N.. Interlayer bonding of binder, base and subbase layers of asphalt pavements: Long-term performance. **Construction And Building Materials**, [s.l.], v. 23, n. 8, p.2926-2931, ago. 2009. Elsevier BV.
<http://dx.doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2009.02.025>.

RABÊLO, Antonio Nobre. **Contribuição ao estudo da imprimação betuminosa das bases rodoviárias do estado do Ceará**. 2006. 206 f. Dissertação (Mestrado) - Curso de Mestrado em Engenharia de Transportes, Universidade Federal do Ceará, Fortaleza, 2006. Disponível em: <http://www.repositorio.ufc.br/bitstream/riufc/1446/1/2006_dis_anrabelo.pdf>. Acesso em: 02 dez. 2016.

ROMANOSCHI, Stefan; METCALF, John. Characterization of Asphalt Concrete Layer Interfaces. **Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board**, [s.l.], v. 1778, p.132-139, jan. 2001. Transportation Research Board.
<http://dx.doi.org/10.3141/1778-16>.

TASHMAN, Laith; NAM, Kitae; PAPAGIANNAKIS, Tom. Evaluation of the influence of tack coat construction factors on the bond strength between pavement layers. **Washington Center For Asphalt Technology**, Pullman, v. 01, n. 01, p.1-91, ago. 2006. Disponível em: <<https://www.wsdot.wa.gov/research/reports/fullreports/645.1.pdf>>. Acesso em: 01 nov. 2016.

TIMOSHENKO, S. **Strength of Materials**. New York: D. VAN NOSTRAND COMPANY, 1930.

SILVA, Samuel de Almeida Torquato e; BASTOS, Juceline Batista dos Santos; SOARES, Jorge Barbosa. Influência da aderência na análise de pavimentos asfálticos. In: REUNIÃO ANUAL DE PAVIMENTAÇÃO, 44., 2015, Foz do Iguaçu. **Anais...** . Foz do Iguaçu: Rapv, 2015. p. 1 - 13. Disponível em: <http://www.sinicesp.com.br/44rapv/trabalhos/TrabalhoFinal_214.pdf>. Acesso em: 10 nov. 2016.

TRESCA, H. The non-linear field theories of mechanics. **Handbuch der Physik, III/3**. Berlin: Springer-Verlag, 1864.

UZAN, J.; LIVNEH, Moshe; ESHED, Y. Investigation of adhesion properties between asphaltic concrete layers. In: ASSOCIATION OF ASPHALT PAVING TECHNOLOGISTS PROC, 47., 1978, Minneapolis. **Anais....** Minneapolis: Unniversity Of Minnesota, 1978. p. 495 - 521.

VON MISES, R. Mechanic der Festen Körper in Plastisch Deformablem Zustand. **Göttinger Nachr. Math. Phys.**, 582-592, 1913.

WILLIS, J.; TIMM, D. Forensic Investigation of Debonding in Rich Bottom Pavement. **Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board**, p. 107 - 114, 2007.

ZIARI, H.; KHABIRI, M. Interface condition influence on prediction of flexible pavement life. **Journal of Civil Engineering and Management**, v. 13, n.1, p. 71-76, 2007.

APÊNDICE A – ENSAIO DE TORÇÃO

O ensaio descrito a seguir foi uma proposição originalmente feita no início do desenvolvimento do presente trabalho, sendo uma adaptação do *Torq Bond Test* (Tashnam, 2006). Enquanto este último é destinado à avaliação da resistência da pintura de ligação entre camadas asfálticas em pavimentos, o ensaio pensado tinha como finalidade realizar a caracterização mecânica da imprimação, de modo a auferir a sua resistência e rigidez.

O ensaio consiste na aplicação de torção em um corpo de prova cilíndrico compactado e imprimado. O torque é aplicado e medido por meio de um torquímetro na superfície imprimada por uma haste de ferro circular maciça, cuja extremidade possui uma película de borracha para aderir à superfície imprimada.

Figura A 1: Coesímetro



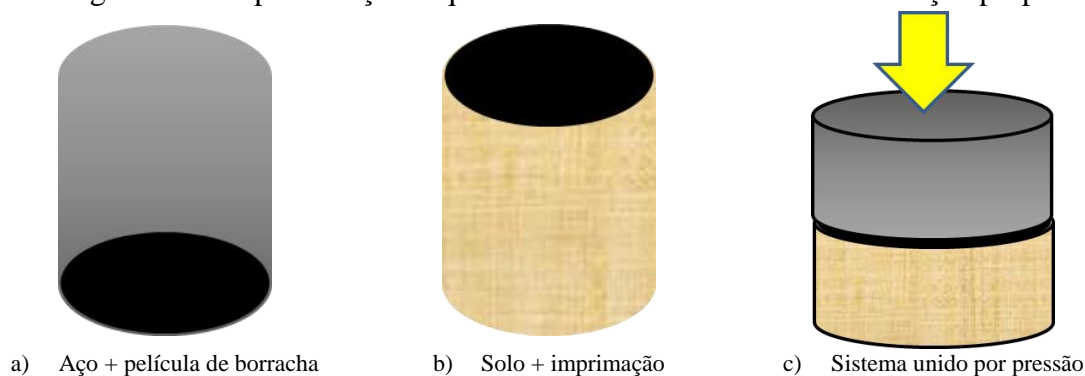
Fonte: elaborado pelo autor.

É importante ter-se ciência das limitações do ensaio laboratorial no que diz respeito à reprodução da situação de campo. Enquanto em campo os materiais adjacentes à membrana de imprimação são o revestimento asfáltico e a camada de base, no ensaio de torção os materiais são uma película de borracha, que reveste a superfície de uma barra cilíndrica de aço, e o solo, compactado como base. A possível diferença de adesão entre imprimação-revestimento asfáltico (campo) e imprimação-borracha (laboratório) pode provocar distorções na

quantificação da medida da imprimação. No entanto, essa diferença de materiais ocorre também no ensaio original.

Para unir os materiais, estes são pressionados axialmente a fim de garantir que a película de borracha aderirá à membrana de imprimação.

Figura A 2: Representação esquemática do sistema do ensaio de torção proposto



Fonte: elaborado pelo autor.

Em seguida os materiais são submetidos a um torque, que é medido pelo torquímetro, que mede ainda o giro angular provocado pelo torque aplicado. O protocolo de ensaio proposto no presente trabalho consiste na aplicação de 3 níveis de tensão axial (50, 150 e 250kPa) e na rotação do torquímetro em 11 níveis, quais sejam: 0,5°, 1°, 2°, 3°, 4°, 5°, 7°, 10°, 15° e 20°. A partir destas leituras e de posse das propriedades do material, torna-se possível modelar o ensaio e extrair parâmetros mecânicos.

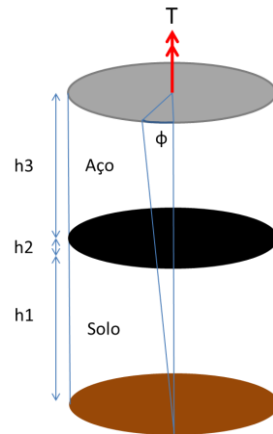
Desta forma, procede-se às seguintes etapas de modelagem para extração do módulo de reação transversal, coesão e ângulo de atrito:

i) **Construção da curva Torque x Rotação**

O ensaio laboratorial de torção quando da aplicação do torque pode ser representado a partir do esquema reproduzido na

Figura A 3.

Figura A 3: Representação do ensaio de torção proposto



Fonte: elaborado pelo autor.

Pode-se assumir que a leitura do ângulo total de torção ϕ , medido diretamente no ensaio, é o somatório dos ângulos de distorção de cada camada (aço, imprimação e solo associados em série) do ensaio.

$$\phi = \Delta\phi_S + \Delta\phi_I + \Delta\phi_A \quad (36)$$

De Timoshenko (1930) sabe-se que:

$$\Delta\phi = \int_0^h \frac{T dh}{GI} \quad (37)$$

Onde G é o módulo de cisalhamento e I é o momento polar de inércia.

Aplicando a Equação 37 na Equação 36 obtém-se:

$$\phi = \int_0^{h_1} \frac{T dh}{G_{solo} I} + \Delta\phi_I + \int_{h_1+h_2}^{htotal} \frac{T dh}{G_{aço} I} \quad (38)$$

$$\phi = \frac{Th_1}{G_{solo} I} + \Delta\phi_I + \frac{Th_3}{G_{aço} I} \quad (39)$$

Rearranjando para obter o ângulo de torção referente à imprimação:

$$\Delta\phi_I = \phi - \frac{Th_1}{G_{solo}I} - \frac{Th_3}{G_{aço}I} \quad (40)$$

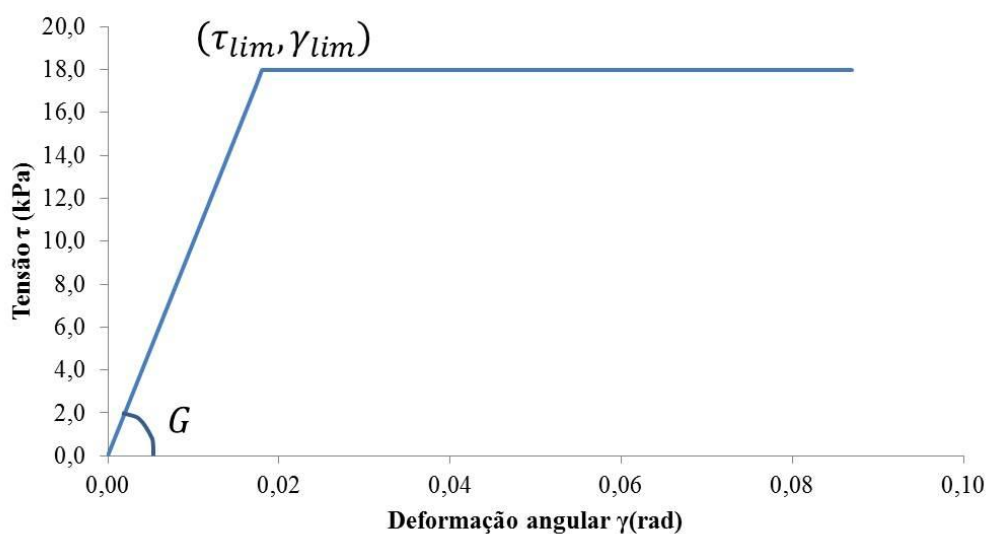
ii) Módulo de cisalhamento e tensão de ruptura da interface

O módulo de cisalhamento do solo e do aço, o momento de inércia polar I e as espessuras h são conhecidos. Da leitura do torquímetro e do transferidor obtém-se T e ϕ , respectivamente, tornando possível a construção da curva do ensaio.

Devido à aplicação lenta do carregamento através de torque manual e por se tratar de um ensaio que leva a interface à ruptura por cisalhamento, o modelo mecânico será considerado elastoplástico perfeito. Dessa forma, devem ser extraídos do ensaio dois parâmetros mecânicos, quais sejam, a tensão de cisalhamento limite τ_{lim} e o módulo de elasticidade transversal G , obedecendo à lei constitutiva descrita pela Equação 41, representada graficamente pela Figura A 4.

$$\tau(\gamma) = \begin{cases} G\gamma, & \gamma < \gamma_{lim} \\ \tau_{lim}, & \gamma \geq \gamma_{lim} \end{cases} \quad (41)$$

Figura A 4: Comportamento mecânico da interface



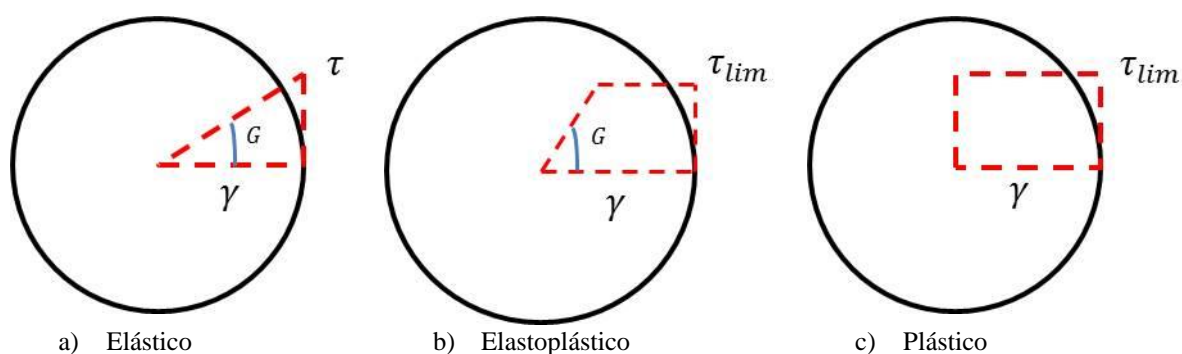
Fonte: elaborado pelo autor.

Onde γ_{lim} é o limite de deformação elástica, que pode ser calculada diretamente pela divisão da tensão de cisalhamento limite τ_{lim} pelo módulo de elasticidade transversal G .

A distribuição de tensões na interface possui 3 estágios, conforme mostra a Figura A 5. A distribuição de distorções segue a premissa de que a interface continue plana e que seus raios permaneçam retos (Saint-Venant, 1871 *apud* Timoshenko, 1930).

$$\gamma = \frac{\rho \times \Delta\phi_I}{r} \quad (42)$$

Figura A 5: Distribuição teórica de tensões na interface



Fonte: elaborado pelo autor.

No primeiro estágio (a), a baixos níveis de distorções, o valor calculado da rotação $\Delta\phi_I$ encontra-se abaixo da distorção limite γ_{lim} e o material segue a lei de proporcionalidade entre tensões e distorções.

No segundo estágio (b), parte da interface encontra-se em regime elástico e outra parte em regime plástico. As fibras que ainda não atingiram a distorção limite, mais próximas do centro da interface, encontram-se em regime elástico, já as mais afastadas não mais apresentam resistência ao cisalhamento. No regime plástico (c), a tensão mantém-se uniforme ao longo do raio do cilindro, sendo esta tensão correspondente à tensão de ruptura da peça.

Apesar da caracterização da interface propriamente dita se dar por propriedades referentes a tensões (N/m^2) e deformações (rad), a saída do ensaio se dá em torque (N.m) e rotações (rad), que são função também das propriedades geométricas do ensaio. Portanto, para

caracterizar o material, é necessário que se relacione estas variáveis, o que pode ser feito através da Equação 41.

$$\hat{T} = \int_0^r 2\pi\rho^2 \tau d\rho \quad (43)$$

Onde r é o raio da amostra, ρ é a coordenada da interface na direção radial e \hat{T} é a denominação aqui utilizada para o torque teórico, aquele calculado a partir das propriedades do material e a ser confrontado com o medido pelo torquímetro.

Desta forma, é possível descrever a curva de Torque x Rotação do material através de suas propriedades, dividindo a integral segundo as distribuições de tensões apresentadas na Figura A 5 e aplicando as Equações 37 e 41 sobre a Equação 43.

$$\hat{T} = \begin{cases} \int_0^r 2\pi\rho^2 \times G \times \frac{\rho\Delta\phi_I}{r} d\rho, & \Delta\phi_I < \gamma_{lim} \\ \int_0^a 2\pi\rho^2 \times G \times \frac{\rho\Delta\phi_I}{r} d\rho + \int_a^r 2\pi\rho^2 \tau_{lim} d\rho, & \Delta\phi_I \geq \gamma_{lim} \end{cases} \quad (44)$$

Onde a é a distância radial a partir da qual o material plastifica para um determinado nível de torque. Fazendo $\rho = a$ e $\gamma = \gamma_{lim}$ na Equação 42, tem-se:

$$a = \frac{\gamma_{lim}}{\Delta\phi_I} r \quad (45)$$

Logo, a Equação 44 pode ser reescrita como:

$$\hat{T} = \begin{cases} \frac{G \times 2\pi \times \Delta\phi_I \times r^3}{3}, & \Delta\phi_I < \gamma_{lim} \\ \frac{G \times 2\pi \times \Delta\phi_I \times a^3}{3} + \frac{\tau_{lim} 2\pi}{3} (r^3 - a^3), & \Delta\phi_I \geq \gamma_{lim} \end{cases} \quad (46)$$

Finalmente, os valores dos parâmetros τ_{lim} e G da interface serão os que minimizam a distância entre as curvas de torque experimental e teórico, descrita pela função objetivo da Equação 47.

$$f(G, \tau_{lim}) = \sum_{i=1}^n (T_i - \hat{T}_i)^2 \quad (47)$$

Onde T_i é o i -ésimo torque medido do ensaio, \hat{T}_i o i -ésimo torque teórico, para o mesmo $\Delta\phi_I$ correspondente ao torque medido e n é o número de medições para a construção da curva $T \times \Delta\phi_I$.

De posse das tensões de ruptura τ_{lim} e das respectivas tensões normais aplicadas (50, 150, 250 kPa), torna-se possível a construção da envoltória de ruptura de Mohr-Coulomb da interface.

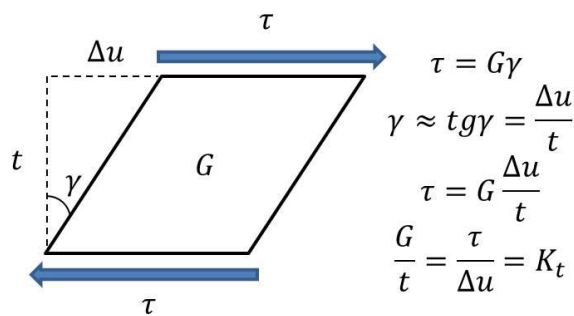
iii) Módulo de reação transversal

O parâmetro de entrada para o elemento de interface no Método de Elementos Finitos não é o módulo de cisalhamento G (MPa), mas o módulo de reação transversal K_t (MPa/m), que segundo Carol *et al.* (1997), representa a deformabilidade do material contido na interface e pode ser definido pela Equação 46, sendo ilustrado pela Figura A 6:

$$K_t = \frac{G}{t} \quad (48)$$

Onde t é a espessura da interface, ou seja, a espessura de ligante que não penetra na base, permanecendo na superfície da mesma. Deve-se salientar que a aproximação da distorção pela sua tangente é válida apenas para pequenos ângulos.

Figura A 6: Conversão da rigidez transversal no módulo de reação transversal



Fonte: elaborado pelo autor.

Supõe-se que o volume total de ligante V_t (m³) utilizado na imprimação pode ser dividido entre o volume que penetra V_p (m³) na base e o volume que permanece na superfície V_s (m³).

$$V_t = V_p + V_s \quad (49)$$

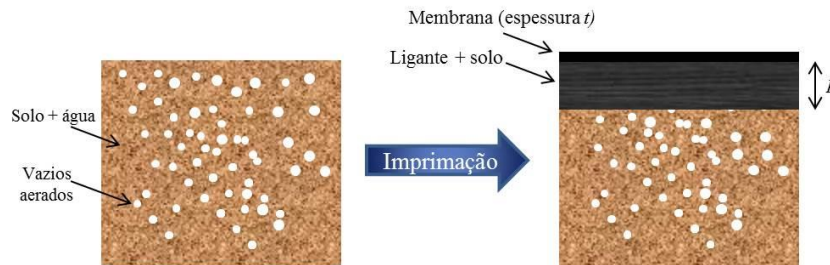
Se a taxa de imprimação é T (m^3/m^2), tem-se que o volume total V_t de ligante aplicado em uma superfície de área A pode ser dada por:

$$V_t = T \times A \quad (50)$$

Supondo que o ligante penetrante ocupa tão somente e integralmente os vazios aerados v (porcentagem de volume de ar sobre o volume total da amostra) até a profundidade onde penetra p (m), conforme mostra a Figura A 7, e V_p pode ser calculado por:

$$V_p = p \times v \times A \quad (51)$$

Figura A 7: Volumetria do ensaio de penetração



Fonte: elaborado pelo autor.

O volume de ligante que permanece na superfície pode ser calculado pela Equação 52.

$$V_s = t \times A \quad (52)$$

Aplicando as equações 49, 50 e 51 na Equação 52, tem-se que:

$$T \times A = p \times v \times A + t \times A \quad (53)$$

$$T = v \times p + t \quad (54)$$

Invertendo, obtém-se a espessura de ligante t remanescente na superfície:

$$t = T - v \times p \quad (55)$$

Onde v é o percentual de vazios aerados (aqueles que não estão ocupados pela água) e p a espessura de ligante que penetrou no solo. Supondo que o ligante que penetrou o fez tão somente no espaço ocupado pelo ar, a espessura de ligante na superfície é dada por:

$$t = T - v \times p \quad (56)$$

E o módulo transversal pode ser escrito como:

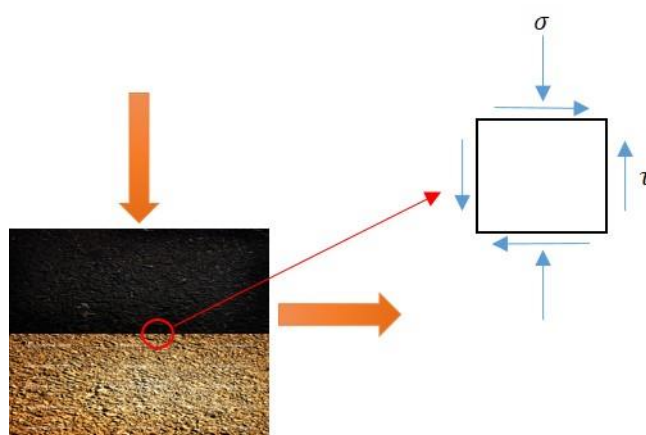
$$K_t = \frac{G}{T - v \times p} \quad (57)$$

Assim, obtém-se o parâmetro K_t necessário para a simulação computacional.

APÊNDICE B – ENSAIO DE CISALHAMENTO INDIRETO

O ensaio de cisalhamento indireto propõe-se a gerar o mesmo estado de tensões (Figura A 8) do ensaio de cisalhamento direto. A diferença se dá no modo de aplicação de carga. No momento de confecção deste trabalho, o LMP/UFC dispunha de uma *Universal Test Machine* (UTM), além do aparelho de cisalhamento direto para solos. Devido às pequenas dimensões, e às limitações que a adaptação do aparelho de cisalhamento direto para solos acarretaria para a execução de ensaios de deformabilidade transversal e resistência da imprimação, optou-se pela construção de uma treliça para transmitir transversalmente a carga axial aplicada pela UTM.

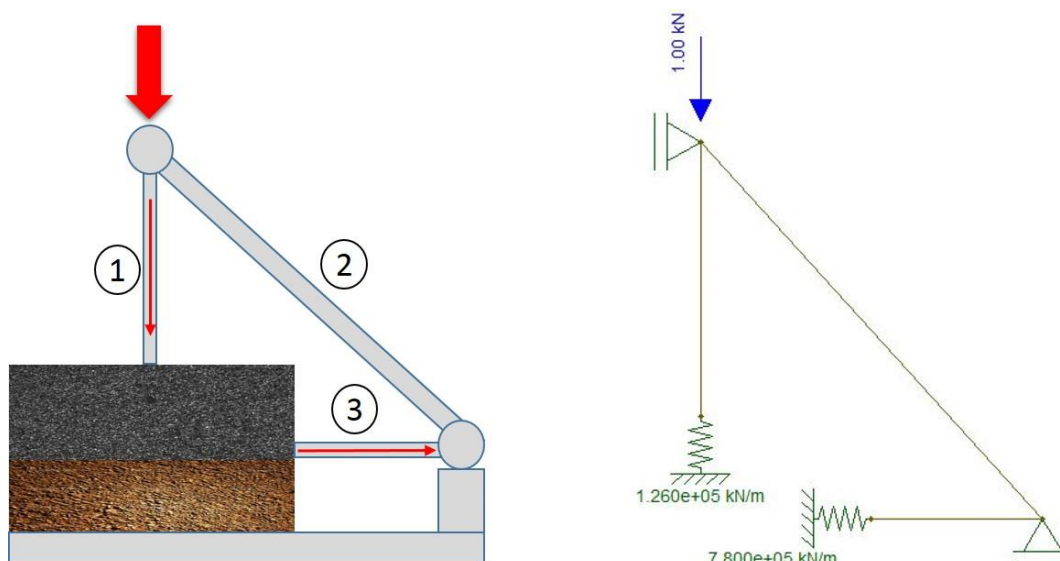
Figura A 8: Estado de tensões do ensaio de cisalhamento



Fonte: elaborado pelo autor.

A treliça para a transmissão da carga axial aplicada pela UTM (Figura A 9) é desmontável e constituída por peças de diferentes materiais. A camada de solo é confinada por uma braçadeira metálica. A barra indicada na Figura A 9 por “1” é constituída de Aço 1020 ($E = 205000$) e Nylon ($E = 1700\text{MPa}$), sendo mais flexível que as barras “2” e “3”, constituídas apenas de Aço 1020. Além disso, ela possui menor diâmetro (1/2 polegada, contra 1 polegada de “2” e “3”). A menor rigidez da barra 1 é necessária para que a tração na barra 3 se eleve e esta transmita esforços transversais ao corpo de prova.

Figura A 9: Transmissão de esforços no ensaio de cisalhamento indireto



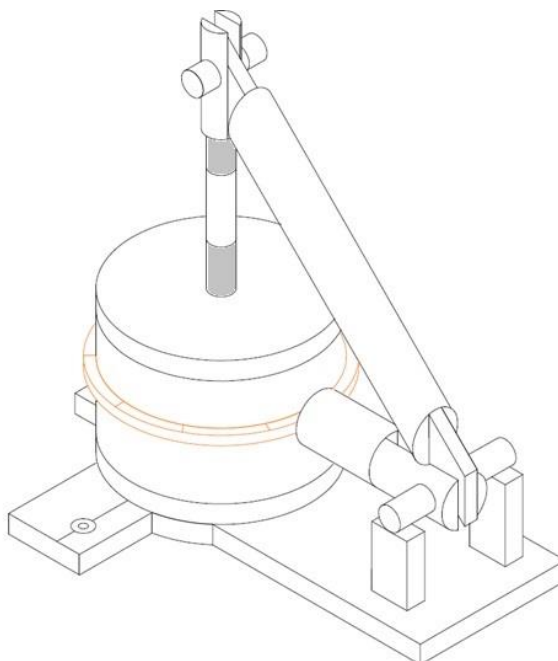
Fonte: elaborado pelo autor.

Como se observa na Figura A 9, a Barra 1 é responsável por transmitir o esforço axial de compressão ao corpo de prova, enquanto a Barra 3 é tracionada e transmite esforço transversal ao corpo de prova através de um anel que envolve o Corpo de Prova (CP), gerando cisalhamento neste. Por se tratar de uma estrutura hiperestática, diferentes rigidezes (seja através do uso de outros materiais ou de outra configuração geométrica) da Barra 1 resultam em diferentes distribuições de esforços. As diferentes relações entre tensões de compressão e cisalhamento permitem encontrar diferentes pontos da envoltória de ruptura, permitindo assim sua construção. A rigidez da Barra 1 será manipulada através da inserção de um núcleo de Nylon, variando a altura deste núcleo, representado pelo trecho em branco da barra vertical da Figura A 10, todas as outras peças do mecanismo são de Aço 1020.

À medida que o valor da força aplicada pela UTM aumenta, aumentam também os valores das tensões de compressão e cisalhamento na interface. Em dado momento, a trajetória de tensões irá cruzar a envoltória de ruptura da interface. Neste momento, o ensaio é encerrado e o estado de tensões é registrado. Com os estados de tensões correspondentes a cada

configuração da barra tem-se 2 pontos de ruptura, sendo possível construir a envoltória de Morh-Coulomb.

Figura A 10: Mecanismo de ensaio



Fonte: elaborado pelo autor.

O aumento da deformabilidade vertical da barra é tão maior quanto maior é a altura do núcleo de nylon. Com a altura de 3,5cm tem-se um estado de tensões onde a tensão transversal cresce muito mais rapidamente que a axial à medida que se aumenta o carregamento da UTM, de modo que se espera que o valor da tensão de ruptura seja próximo à coesão da interface.

i) Carregamento e temperatura de ensaio

Neste trabalho, o ensaio é executado de maneira monotônica, à tensão controlada (500N/s), e à temperatura ambiente (aproximadamente 25°C). Não se pretende investigar aqui um possível comportamento viscoelástico da membrana de imprimação, o estudo é detido ao modelo elasto-plástico.

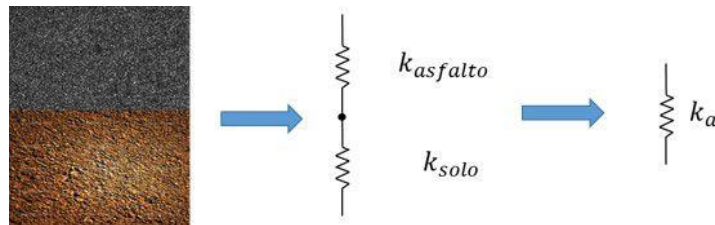
ii) Materiais

As barras de aço são consideradas elásticas lineares com módulo de elasticidade especificado, a camada de asfalto é viscoelástica de módulo dinâmico conhecido e a camada de solo é considerada resiliente de módulo constante.

iii) Condições de contorno - modelagem dos apoios

O apoio axial da estrutura localizado no nó 1 é a associação em série das molas correspondentes às camadas de asfalto e de base do corpo de prova, que resulta em rigidez linear k_a .

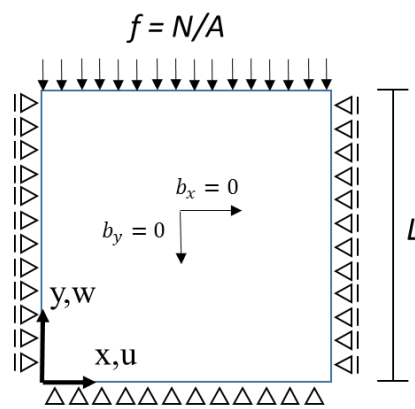
Figura A 11: Modelagem do apoio elástico axial



Fonte: elaborado pelo autor.

A fim de calcular a rigidez linear k de cada camada, propõe-se a resolução do seguinte problema pela Teoria da Elasticidade.

Figura A 12: Modelagem do apoio pela Teoria da Elasticidade



Fonte: elaborado pelo autor.

Sabe-se que o modelo com restrições ao movimento horizontal (Figura A 12) é ideal apenas para a camada solo, pois esta se encontra confinada, porém, o mesmo será adotado para a camada de asfalto para fins de simplificação.

Propõe-se a seguinte solução para o problema:

$$w = -ay$$

$$u = 0$$

Onde w é o deslocamento vertical, a uma constante, y a coordenada vertical, u o deslocamento horizontal, b_x e b_y as forças de corpo.

As deformações são, portanto:

$$\varepsilon_y = \frac{\partial w}{\partial y} = -a$$

$$\varepsilon_x = \frac{\partial u}{\partial x} = 0$$

$$\gamma = \frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y} = 0$$

A constante a pode ser encontrada através da Lei de Hooke generalizada:

$$\varepsilon_x = \frac{1}{E}(\sigma_x - \nu\sigma_y) \rightarrow \sigma_x = \nu\sigma_y$$

$$\varepsilon_y = -a = \frac{1}{E}(\sigma_y - \nu\sigma_x) \rightarrow a = \frac{-\sigma_y}{E}(1 - \nu^2)$$

Onde E é a rigidez elástica do material e ν o coeficiente de Poisson.

O deslocamento vertical w pode ser escrito, portanto, como:

$$w = \frac{-\sigma_y}{E}(1 - \nu^2)y$$

Através verificação das equações de equilíbrio no contorno, determina-se o valor de σ_y e f_y :

a) Face superior

$$f_x = \sigma_x \cos 270^\circ + \tau_{xy} \cos 270^\circ \rightarrow 0 = 0$$

$$f_y = \tau_{yx} \cos 270^\circ + \sigma_y \cos 0^\circ \rightarrow \sigma_y = f_y$$

$$\sigma_y = f_y = \frac{N}{A}$$

b) Face esquerda

$$f_x = \sigma_x \cos 180^\circ + \tau_{xy} \cos 270^\circ \rightarrow f_x = -\sigma_x \rightarrow f_x = -v\sigma_y \rightarrow f_x = -v \frac{N}{A}$$

$$f_y = \tau_{yx} \cos 270^\circ + \sigma_y \cos 270^\circ \rightarrow 0 = 0$$

c) Face direita

$$f_x = \sigma_x \cos 0^\circ + \tau_{xy} \cos 90^\circ \rightarrow f_x = \sigma_x \rightarrow f_x = v\sigma_y \rightarrow f_x = v \frac{N}{A}$$

$$f_y = \tau_{yx} \cos 90^\circ + \sigma_y \cos 90^\circ \rightarrow 0 = 0$$

d) Face inferior

$$f_x = \sigma_x \cos 90^\circ + \tau_{xy} \cos 270^\circ \rightarrow 0 = 0$$

$$f_y = \tau_{yx} \cos 270^\circ + \sigma_y \cos 180^\circ \rightarrow f_y = -\sigma_y \rightarrow -\frac{N}{A}$$

Finalmente, as equações de equilíbrio podem ser satisfeitas trivialmente:

$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + b_x = 0 \rightarrow 0 = 0$$

$$\frac{\partial \tau_{yx}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + b_y = 0 \rightarrow 0 = 0$$

O coeficiente k da mola de apoio relaciona a força aplicada N com o deslocamento vertical total, dado por w na coordenada $y = L$:

$$N = kw_{(L)}$$

$$w_L = \frac{-\sigma_y}{E} (1 - \nu^2)L = \frac{-NL}{AE} (1 - \nu^2)$$

Considerando positivo o deslocamento da mola vertical para baixo, tem-se:

$$k = \frac{AE}{NL(1 - \nu^2)}$$

Logo:

$$k_{solo} = \frac{NL}{A \times MR} (1 - \nu^2)$$

$$k_{asfalto} = \frac{NL}{A \times E^*} (1 - \nu^2)$$

Onde MR é o Módulo de Resiliência do solo e E^* o Módulo Dinâmico da camada asfáltica para dada temperatura de ensaio e frequência de carregamento.

Finalmente, a constante elástica equivalente das duas molas em série é dada por:

$$k_a = \frac{k_{solo}k_{asfalto}}{k_{solo} + k_{asfalto}}$$

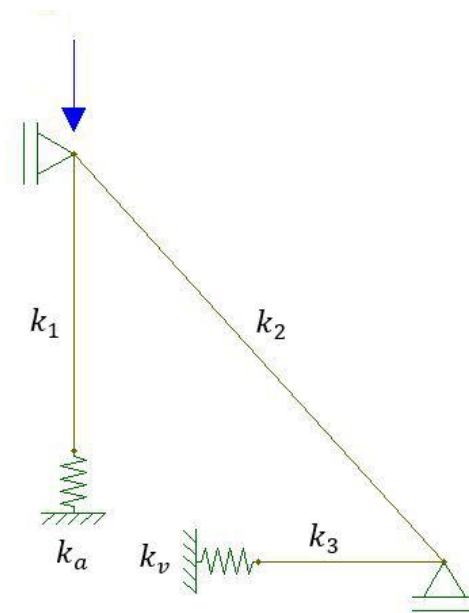
iv) Cálculo do módulo de reação transversal K_t

Sejam E_i, A_i, L_i , respectivamente, o módulo de elasticidade, a área da seção transversal e o comprimento da barra i (

Figura A 13), pode-se escrever que a rigidez axial k_i da barra i composta por n seções de áreas e/ou materiais distintos é dada por:

$$k_i = \sum_{j=1}^n \frac{E_{ij}A_{ij}}{L_{ij}}$$

Figura A 13: Rigidezes dos elementos da treliça



Fonte: elaborado pelo autor.

Dessa forma, a estrutura do sistema do ensaio pode ser resolvida através da equação matricial:

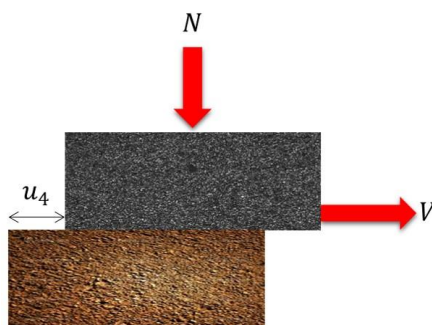
$$\begin{bmatrix} k_1 + k_a & -k_1 & 0 & 0 \\ -k_1 & k_1 + k_2 \sin^2 \theta & k_2 \cos \theta & 0 \\ 0 & k_2 \sin \theta & k_2 \cos \theta + k_3 & -k_3 \\ 0 & 0 & -k_3 & k_3 + k_v \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_1 \\ u_2 \\ u_3 \\ u_4 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ -P \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}$$

Onde u_1 , u_2 , u_3 e k_v são incógnitas e o restante das variáveis tem valor conhecido. O ângulo θ é o complementar ao interno formado pelas barras 2 e 3. Após a resolução do sistema e de posse de k_v é possível calcular o módulo de reação transversal K_t na interface.

Seja V a força transmitida pela barra 3 (

Figura A 13) à interface, ela provoca o deslocamento u_4 relativo entre as camadas, medido através do LVDT, conforme mostra a Figura A 14.

Figura A 14: Deslizamento entre as camadas de asfalto e solo



Fonte: elaborado pelo autor.

A constante elástica k_v do apoio, calculada na resolução do sistema matricial, relaciona a força V e o deslocamento u_4 .

$$V = k_v u_4$$

A tensão de cisalhamento τ na interface se relaciona com a área da seção transversal A do corpo de prova e a força transversal V :

$$\tau = \frac{V}{A} \rightarrow \tau A = k_v u_4 \rightarrow \frac{\tau}{u_4} = \frac{k_v}{A}$$

Da Lei de Goodman, o módulo de reação transversal K_t é a razão entre a tensão de cisalhamento τ na interface e o deslocamento relativo entre elas dado por u_4 , logo:

$$K_t = \frac{\tau}{u_4} = \frac{k_v}{A}$$

v) Cálculo das tensões axiais e transversais à interface

Os esforços de compressão na Barra 1 e de tração na Barra 3 podem ser calculados através das rigidezes e variações de comprimento de cada barra:

$$N = k_1(u_2 - u_1)$$

$$V = k_3(u_3 - u_4)$$

Supõe-se que o estado de tensões (Figura A 8) ao longo de toda a interface é homogêneo. A compressão N transmitida pela Barra 1 e a tração V suportada pela Barra 3 são transmitidas e se distribuem uniformemente, em tensão normal σ e de cisalhamento τ na seção de área A da interface.

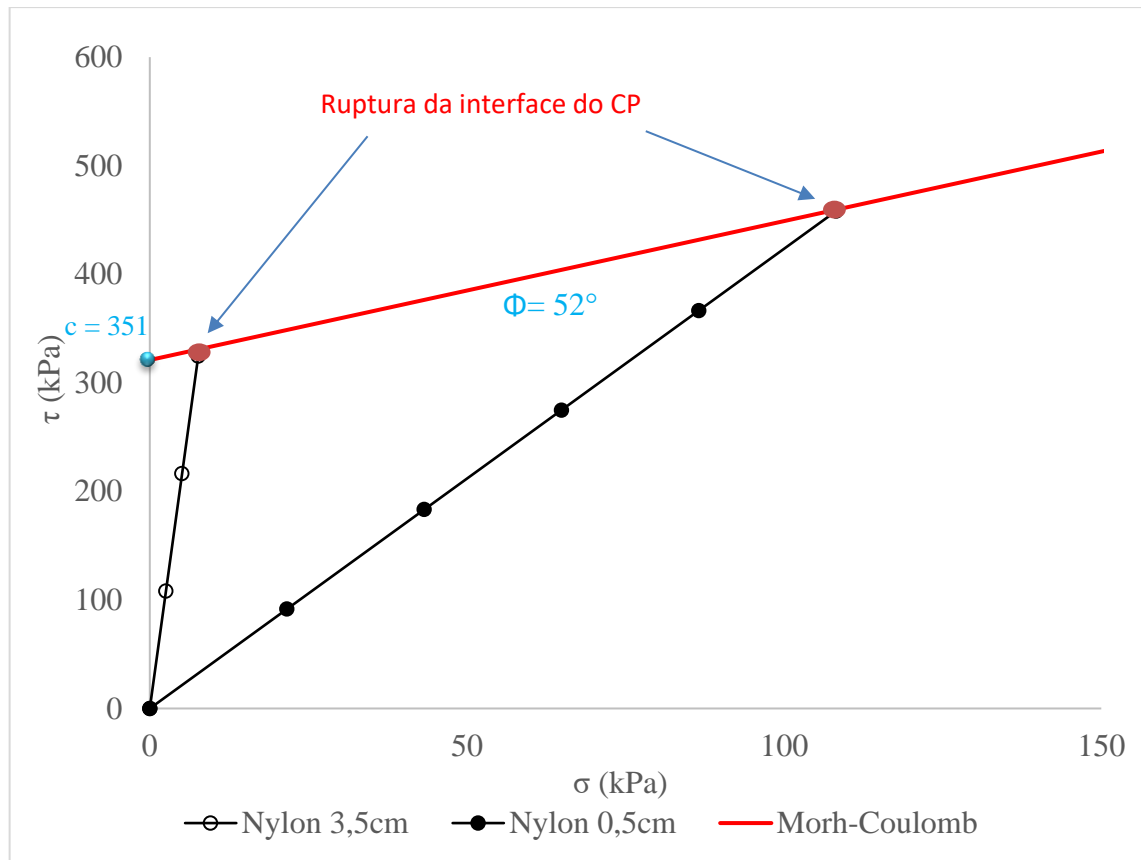
$$\sigma = \frac{N}{A}$$

$$\tau = \frac{V}{A}$$

Ressalta-se que é prudente verificar também as tensões solicitantes e limites de ruptura e escoamento dos materiais utilizados nas barras e ligações. No caso deste estudo, todas as tensões ficaram abaixo do limite de escoamento dos materiais utilizados, para que não

houvesse deformações irreversíveis e o ensaio pudesse ser repetido quantas vezes necessárias para a coleta de dados.

Figura A 15: Construção da envoltória de ruptura da interface



Fonte: elaborado pelo autor.

Para aferir o módulo de reação transversal K_t será medido, através de LVDT, o deslocamento horizontal Δu do corpo de prova na cota da aplicação da carga transversal a cada pulso de carregamento.