

SIMULAÇÃO NUMÉRICA DO COMPORTAMENTO MECÂNICO DE UM
PAVIMENTO ASFÁLTICO INSTRUMENTADO SUBMETIDO A DIFERENTES
CONDIÇÕES DE SATURAÇÃO

Gustavo Adolfo Badilla Vargas

Tese de Doutorado apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Civil, COPPE, da Universidade Federal do Rio de Janeiro, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Doutor em Engenharia Civil.

Orientador: Francisco Thiago Sacramento
Aragão

Rio de Janeiro
Março de 2020

SIMULAÇÃO NUMÉRICA DO COMPORTAMENTO MECÂNICO DE UM
PAVIMENTO ASFÁLTICO INSTRUMENTADO SUBMETIDO A DIFERENTES
CONDIÇÕES DE SATURAÇÃO

Gustavo Adolfo Badilla Vargas

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

Orientador: Francisco Thiago Sacramento Aragão

Aprovada por: Prof. Francisco Thiago Sacramento Aragão
Prof^a. Laura Maria Goretti da Motta
Dr. Luis Alberto Herrmann do Nascimento
Dr. Leni Figueiredo Mathias Leite
Prof^a. Kamilla Vasconcelos Savasini

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

MARÇO DE 2020

Vargas, Gustavo Adolfo Badilla

Simulação numérica do comportamento mecânico de um pavimento asfáltico instrumentado submetido a diferentes condições de saturação / Gustavo Adolfo Badilla Vargas. – Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2020.

XIX, 191 p.: il.; 29,7 cm.

Orientador: Francisco Thiago Sacramento Aragão

Tese (doutorado) – UFRJ/ COPPE/ Programa de Engenharia Civil, 2020.

Referências Bibliográficas: p. 149-157.

1. Solos não-saturados. 2. Método de elementos finitos. 3. Pistas experimentais instrumentadas. I. Aragão, Francisco Thiago Sacramento, II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Civil. III. Título.

DEDICATORIA

A meus pais, Roberto e Nuria pelo amor incondicional.

À minha avó, Angela (in memoriam), pelo exemplo de vida.

À minha amada esposa, Thaísa, por estar ao meu lado, por seu amor e incentivo.

A meus irmãos, Alejandro e Esteban, minha cunhada Alexandra, minha afilhada Emma e minha sobrinha Leonor pelo incentivo direto ou indireto.

Porque eu, o SENHOR, teu Deus, te tomo pela tua mão direita e te digo: não temas: eu te ajudarei. Isaías 41:13

AGRADECIMENTOS

Agradeço a DEUS por ter colocado pessoas tão especiais a meu lado, sem as quais certamente não teria dado conta. Por me amparar nos momentos difíceis, me dar forças e me mostrar o caminho nas horas incertas e me suprir em todas as minhas necessidades.

À minha esposa, Thaísa, que com seu companheirismo, amizade, compreensão, apoio, alegria, carinho, amor e, especialmente, muita paciência nos momentos de maior tensão, me ajudou para que eu pudesse terminar com êxito essa tese.

À minha família, Roberto, Nuria, Alejandro, Esteban, Alexandra, Emma e Leonor, pelo apoio incondicional na busca dos meus objetivos.

Ao meu orientador, Prof. Francisco Thiago Sacramento Aragão, pela oportunidade e por sempre me fazer pensar e questionar sobre o tema de minha tese.

À Profa. Laura Motta e Enga. Leni Leite, pelos ensinamentos, dedicação, compreensão, que me fizeram enxergar que existe mais que pesquisadores e resultados por trás de uma tese.

Aos professores Luis Alberto Nascimento e Kamilla Savasini por aceitar meu convite e formar parte da minha banca de defesa.

Ao Eng. Filipe Franco e ao professor Ben-Hur Silva pela disponibilidade em me ajudar quando precisei.

Aos meus amigos do doutorado, pelos momentos divididos juntos, especialmente Alex, Alexis, André, Caroline, Cristiano, Fernando, Flávia, Isadora, Jordana, José Welington, Larissa, Lorena, Lucas, Marcela, Mirtes, Patrícia, Pedro, Ricardo, Thaísa, Thiago, que sempre estiveram do meu lado dando força e apoio.

Ao pessoal do Laboratório de Pavimentos, Marcos, Álvaro, Mariluce, Filipe, Alan, Washington, Leandro, Roberto e Vera.

Ao CNPq pela bolsa de estudos para a realização desta pesquisa. Ao Laboratório Nacional de Materiales y Modelos Estructurales (LanammeUCR) e especialmente aos Alejandro Navas, Luis Guillermo Loría, José Pablo Aguiar, Fabián, Tania, Edgar e Yamileth (OAIICE) e à Universidade da Costa Rica pelo apoio brindado para minha formação acadêmica no exterior.

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

SIMULAÇÃO NUMÉRICA DO COMPORTAMENTO MECÂNICO DE UM
PAVIMENTO ASFÁLTICO INSTRUMENTADO SUBMETIDO A DIFERENTES
CONDIÇÕES DE SATURAÇÃO

Gustavo Adolfo Badilla Vargas

Março/2020

Orientador: Francisco Thiago Sacramento Aragão

Programa: Engenharia Civil

Atualmente, no Brasil, tem sido adotado o critério do teor ótimo de umidade de compactação utilizado nos ensaios triaxiais de cargas repetidas como representativo das condições de campo e umidade de equilíbrio dos pavimentos bem projetados e construídos com dispositivos de drenagem (superficial e profunda) eficientes. Porém, esse critério pode não ser adequado nas regiões com elevados teores de umidade de equilíbrio ou com grandes e frequentes variações de umidade. O objetivo principal desta pesquisa é contribuir com o entendimento do comportamento global dos materiais e estruturas de pavimento considerando a variação do nível do lençol freático, que é uma das principais variáveis associada às condições climáticas. Nesta tese, foram utilizados os resultados da instrumentação, os dados de monitoramento e de ensaios de laboratório obtidos por Silva (2009), na qual foi desenvolvido um modelo físico em escala real para o estudo do comportamento mecânico de uma estrutura de pavimento submetido a seis níveis de equilíbrio do lençol freático. Esses resultados foram usados como parâmetros de entrada de uma nova modelagem numérica que considera o estado de tensões associado aos fenômenos de sucção e capilaridade prévia à caracterização mecânica do comportamento não linear dos materiais das camadas geotécnicas da estrutura do pavimento. A metodologia proposta nesta tese forneceu uma ferramenta adicional que verificou que a variação do teor de umidade pós-compactação dos materiais modelados afeta os valores do Módulo de Resiliência, a deflexão superficial e as deformações críticas na estrutura do pavimento mostrando variações no desempenho previsto à fadiga e à deformação permanente.

Abstract of Thesis presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Doctor of Science (D.Sc.)

NUMERICAL SIMULATION OF THE MECHANICAL BEHAVIOR OF AN
INSTRUMENTED ASPHALT PAVEMENT SUBMITTED TO DIFFERENT
SATURATION CONDITIONS

Gustavo Adolfo Badilla Vargas

March/2020

Advisor: Francisco Thiago Sacramento Aragão

Department: Civil Engineering

Currently, in Brazil, the criterion of the optimum moisture content has been adopted to be used in triaxial repeated loading tests as representative of the field conditions and equilibrium moisture of well-designed pavements and built with efficient drainage devices (surface and deep) efficient. However, this criterion may not be adequate in regions with high levels of equilibrium moisture or with large and frequent variations. The main objective of this research is to contribute with the understanding of the global behavior of the materials and pavement structures taking into account the water table level, which is one of the main variables associated to the climatic conditions. In this thesis, the results of instrumentation, monitoring data and laboratory tests obtained by Silva (2009) were used. In this research a full-scale physical model was developed to study the mechanical behavior of a pavement structure subjected to six depth levels of the water table. These results were used as input parameters for new numerical modeling that considers a simulation of the stresses state associated with the phenomena of suction and capillarity prior to the mechanical characterization of the unbounding layers of the pavement structure. The methodology proposed in this thesis provided an additional tool that verified that the variation in the post-compaction moisture content of the modeled materials affects the values of the Resilient Modulus, the surface deflection and the critical strains of the pavement structure, showing variations in the expected fatigue performance and permanent deformation.

Sumário

Lista de figuras	xi
Lista de tabelas	xvii
Símbolos e abreviaturas.....	xix
1. Introdução.....	1
1.1 Justificativa.....	3
1.2 Objetivos.....	4
1.3 Estrutura do trabalho	5
2. Revisão bibliográfica.....	7
2.1 Resposta estrutural e funcional dos pavimentos.....	7
2.1.1 Influência do clima no desempenho do pavimento	7
2.1.2 Fatores que afetam a umidade de equilíbrio do subleito	12
2.2 Mecânica de solos não saturados.....	15
2.2.1. Curva característica dos solos	18
2.2.2 Métodos para a determinação da curva características dos solos.....	21
A. Placa de sucção:.....	22
B. Placa de pressão:	24
C. Método do papel filtro:	25
D. Tensiômetro:	28
E. Psicômetros termopares:	30
F. Técnica do espelho resfriado (Chilled-mirror method):.....	30
2.2.3 Equações de ajuste para a representação da curva característica	30
2.3 Módulo de Resiliência de solos	33
2.3.1 Fatores que influenciam o Módulo de Resiliência de solos	37
2.3.2 Modelos mecânicos para o Módulo de Resiliência	39
2.3.3 Módulo de Resiliência em condição não saturada	43
2.3.4 Relação entre o Módulo de Resiliência e a curva característica.....	49
2.4 Cálculo de tensões e deformações em pavimentos.....	51
2.4.1 O método de elementos finitos	58
2.4.2 Modelagem numérica incorporando propriedades anisotrópicas transversalmente	59
3. Materiais e Metodologia.....	61
3.1 Modelo físico de verdadeira grandeza.....	61

3.1.1 Instrumentação	63
3.2 Materiais	64
3.2.2 Caracterização em laboratório dos materiais.....	65
3.2.2.1 Subleito.....	65
3.2.2.2 Sub-base	66
3.2.2.3 Base	67
3.2.2.4 Concreto betuminoso usinado a quente (CBUQ)	68
3.2.2.5 Curvas características de sucção de água (SWCC)	68
3.2.2.6 Subleito caracterizado por ÁVILA (2017)	69
3.2.3 Posições de equilíbrio do lençol freático avaliados no tanque-teste. SILVA (2009).....	72
3.3 Modelagem numérica	75
3.3.1 O estudo de convergência de malha axissimétrica	76
3.3.2 Implementação da anisotropia transversal no ABAQUS	86
4. Resultados das simulações numéricas	98
4.1 Análises numéricas feitas por SILVA (2009).....	98
4.1.1 Resultados de simulações sem saturação realizadas com a UMAT implementada	103
4.2 Simulação da variação do Módulo de Resiliência com a umidade	105
4.3 Simulações numéricas acopladas da estrutura do pavimento com revestimento de CBUQ.....	106
4.3.1 Variação na saturação nas camadas de subleito e sub-base para as diferentes posições de equilíbrio do lençol freático	110
4.3.2 Variação na poro-pressão das camadas de subleito e sub-base para as diferentes posições de equilíbrio do lençol freático	114
4.3.3 Variação no Módulo de Resiliência nas camadas de subleito e sub-base para as diferentes posições de equilíbrio do lençol freático	116
4.3.4 Variação nos deslocamentos verticais na superfície da estrutura do pavimento para as diferentes posições de equilíbrio do lençol freático	118
4.3.5 Deformações verticais e horizontais na estrutura do pavimento para as diferentes posições de equilíbrio do lençol freático.	121
4.4 Importância do bulbo de tensões nas análises das deformações verticais e horizontais na estrutura do pavimento.....	130

4.5 Análises das respostas e desempenho da estrutura do pavimento considerando um novo material de subleito com maior sensibilidade a mudanças no Módulo de Resiliência com a umidade	134
4.6 Análises das respostas e desempenho da estrutura do pavimento considerando propriedades anisotrópicas transversais	138
5. Conclusões e sugestões de pesquisas futuras	145
6. Referências bibliográficas	149
Anexo A - Programa em Fortran para a implementação da sub-rotina UMAT, incorporando a anisotropia transversal e o comportamento não linear	158
Anexo B - Procedimento de simulação de problemas acoplados considerando: saturação, anisotropia transversal e comportamento não linear	168
B.1 Generalidades do ABAQUS	168
B.2 Desenvolvimento do modelo	169
B2.1 Módulo Part	170
B2.2 Módulo Property	172
B2.3 Módulo Assembly	176
B2.4 Módulo Step.....	176
B2.5 Módulo Mesh.....	180
B2.6 Módulo Load.....	181
B2.7 Módulo Job	190
B2.8 Módulo Visualization	191

Lista de figuras

Figura 2.1. Diferentes fontes e movimentos da umidade na estrutura dos pavimentos (SUZUKI, 2013).	9
Figura 2.2. Exemplos de balanço hídrico para algumas cidades brasileiras. (adaptado de MEDINA e MOTTA, 2015)	14
Figura 2.3. Representação dos componentes de um solo para problemas geotécnicos de diferentes regiões do mundo e graus de saturação (FREDLUND, 1995)	17
Figura 2.4. Representação da curva característica de acordo com a distribuição do tamanho dos poros (MARINHO, 2005)	19
Figura 2.5. Parâmetros de uma curva característica (GITIRANA et al., 2015)	20
Figura 2.6. Detalhe da placa de sucção (MARINHO et al., 2015).....	23
Figura 2.7. Esquema do equipamento de placa de pressão (RODRIGUES, 1997).....	24
Figura 2.8. Tipos de fluxo da água da técnica do papel filtro (MARINHO et al., 2015).....	26
Figura 2.9. Curva de calibração para os papéis de filtro “Whatman” No.42 e “Schleicher e Schuell” No. 589 (ASTM, 2016)	28
Figura 2.10. Tensiômetro e seus componentes (AZEVEDO et al., 1983)	29
Figura 2.11. Esquema do primeiro equipamento de ensaios triaxiais de carga repetida de COPPE/UFRJ de 1977 (BERNUCCI et al., 2006; MEDINA e MOTTA, 2015).....	35
Figura 2.12. Tensões aplicadas e deslocamentos no ensaio de carga repetida (BERNUCCI et al., 2006)	36
Figura 2.13. Propriedades mecânicas dos solos (a) curva característica em relação a: (b) resistência ao cisalhamento, (c) capacidade de suporte, (d) módulo de elasticidade, (e) adensamento elástico (VANAPALLI e HAN, 2013).....	50
Figura 2.14. Variação na curva característica com respeito à sucção do solo para: (a) solos finos, (b) materiais graúdos de base (VANAPALLI e HAN, 2013; HAN e VANAPALLI, 2015)	50
Figura 2.15. Tensões sob uma carga pontual aplicada à superfície (VARGAS, 2005).....	52

Figura 2.16. Componentes das tensões sob um carregamento em uma área circular (VARGAS, 2005).....	53
Figura 2.17. Fatores de influência sob um carregamento em uma área circular (VARGAS, 2005).....	54
Figura 3.1. Estrutura do pavimento que será simulada neste estudo. Detalhes da instrumentação utilizada. Fonte: SILVA (2009)	63
Figura 3.2. Localização dos transdutores LVDTs para a medição de deslocamentos verticais: (a) suporte do sistema de aplicação de carga, (b) detalhe dos LVDTs. Fonte: SILVA (2009)	64
Figura 3.3. Curvas características de sucção de água determinadas por SILVA (2009)	69
Figura 3.4. Curvas características de sucção de água determinadas por Silva (2009) e ÁVILA (2017).....	71
Figura 3.5. Valores de sucção ao longo do perfil do pavimento estudado no tanque-teste para diferentes situações de equilíbrio do nível de água. Fonte: SILVA (2009).....	74
Figura 3.6. Fluxograma do estudo de convergência de malha	77
Figura 3.7. Simulação: (a) malha com 154 elementos; (b) malha com 506 elementos	78
Figura 3.8. Simulação: (a) malha com 713 elementos; (b) malha com 1216 elementos	78
Figura 3.9. Resultados de deslocamento vertical normalizado com respeito à malha mais densa do estudo de convergência	79
Figura 3.10. Distribuição da saturação com: (a) 154 elementos; (b) 506 elementos	81
Figura 3.11. Distribuição da saturação com: (a) 713 elementos; (b) 1216 elementos	81
Figura 3.12. Distribuição da poro-pressão com: (a) 154 elementos; (b) 506 elementos	82
Figura 3.13. Distribuição da poro-pressão com: (a) 713 elementos; (b) 1216 elementos	82
Figura 3.14. Resultados de saturação do estudo de convergência para a: (a) cota de 20 cm e, (b) cota de 40 cm.....	84

Figura 3.15. Resultados de poro pressão do estudo de convergência para a: (a) cota de 20 cm e, (b) cota de 40 cm	85
Figura 3.16. Fluxograma de cálculo da UMAT implementado.....	88
Figura 3.17. Exemplo da janela de propriedades do material no programa ABAQUS onde devem ser inseridas as propriedades do material que serão usadas na UMAT implementado.	91
Figura 3.18. Comparativo entre os resultados de ensaios triaxiais teóricos calculados e simulações utilizando o UMAT implementado.	93
Figura 3.19. Exemplo de propriedades do material de base utilizadas: (a) propriedades elásticas padrão do ABAQUS, (b) propriedades elásticas sub-rotina UMAT	93
Figura 3.20. Comparativo entre os resultados de deslocamento vertical U2: (a) propriedades elásticas padrão do ABAQUS, (b) propriedades elásticas sub-rotina UMAT	94
Figura 3.21. Fluxograma da implementação do acoplamento em duas etapas da sub-rotina UMAT	95
Figura 3.22. Comparativo entre os resultados teóricos e a implementação no ABAQUS para: (a) Módulo de Resiliência, (b) deformações horizontais e verticais.....	96
Figura 4.1. Bacias de deflexão obtidas para a condição de equilíbrio do lençol freático NA4 do pavimento sem revestimento e do pavimento com revestimento de CBUQ.....	100
Figura 4.2. Entrada de dados da estrutura do pavimento no AEMC para: (a) comportamento linear do pavimento sem revestimento, (b) comportamento não linear do pavimento sem revestimento, (c) comportamento linear do pavimento com revestimento de CBUQ, (d) comportamento não linear do pavimento com revestimento de CBUQ.....	102
Figura 4.3. Bacias de deflexão obtidas para a condição de equilíbrio do lençol freático NA4 do: (a) pavimento sem revestimento, e, (b) pavimento com revestimento de CBUQ.....	104
Figura 4.4. Variação do Módulo de Resiliência com a umidade: (a) resultados obtidos por Silva (2009) e, (b) implementado na UMAT para diferentes teores de umidade obtidos nesta tese	106

Figura 4.5. Fluxograma das simulações numéricas acopladas proposta nesta tese	107
Figura 4.6. Perfil de saturação obtidos nas simulações para a condição: (a) NA1, (b) NA2, (c) NA3, (d) NA4 (e) NA5 (f) NA6	112
Figura 4.7. Comparação entre os resultados experimentais obtidos por Silva (2009) e os obtidos nas simulações desta pesquisa: (a) % de umidade (b) % de saturação	113
Figura 4.8. Perfil de poro-pressão obtidos nas simulações para a condição: (a) NA1, (b) NA2, (c) NA3, (d) NA4 (e) NA5 (f) NA6	115
Figura 4.9. Módulo de Resiliência obtidos nas simulações para a condição: (a) NA1, (b) NA2, (c) NA3, (d) NA4 (e) NA5 (f) NA6	118
Figura 4.10. Deslocamentos verticais na superfície, U2, obtidos nas simulações para a condição: (a) NA1, (b) NA2, (c) NA3, (d) NA4 (e) NA5 (f) NA6.....	119
Figura 4.11. Bacias de deflexão na superfície obtidas nas simulações para as diferentes condições de equilíbrio do lençol freático	120
Figura 4.12. Deformações verticais, E22, na estrutura do pavimento obtidas nas simulações para as condições: (a) NA1, (b) NA2, (c) NA3, (d) NA4 (e) NA5 (f) NA6	122
Figura 4.13. Deformações horizontais, E11, na estrutura do pavimento obtidas nas simulações para a condição: (a) NA1, (b) NA2, (c) NA3, (d) NA4 (e) NA5 (f) NA6	124
Figura 4.14. Deformações horizontais e verticais normalizadas com respeito à condição NA1 para as diferentes condições de equilíbrio do lençol freático.....	126
Figura 4.15. Previsão de número equivalente total de passagens do eixo padrão na estrutura do pavimento para diferentes condições de equilíbrio do lençol freático normalizada respeito à condição NA1: (a) vida de fadiga, (b) deformação permanente.....	129
Figura 4.16. Deformações horizontais e verticais normalizadas com respeito à condição NA1 para as diferentes condições de equilíbrio do lençol freático para um raio de placa de 15 cm	131
Figura 4.17. Previsão de número equivalente total de passagens do eixo padrão na estrutura do pavimento para diferentes condições de equilíbrio do lençol	

freático normalizada respeito à condição NA1 para um raio de placa de 15 cm:	
(a) vida de fadiga, (b) deformação permanente	133
Figura 4.18. Deformações horizontais e verticais normalizadas com respeito à	
condição NA1 para as diferentes condições de equilíbrio do lençol freático	
usando o subleito avaliado por ÁVILA (2017)	136
Figura 4.19. Previsão do número equivalente total de passagens do eixo padrão	
na estrutura do pavimento para diferentes condições de equilíbrio do lençol	
freático normalizada com relação à condição NA1 usando o subleito avaliado	
por ÁVILA (2017): (a) vida de fadiga, (b) deformação permanente	137
Figura 4.20. Bacias de deflexão na superfície obtidas nas simulações para as	
diferentes condições de equilíbrio do lençol freático: (a) propriedades	
isotrópicas e (b) propriedades anisotrópicas transversais.....	140
Figura 4.21. Distribuição das: (a) deformações horizontais e, (b) deformações	
verticais, no eixo central da estrutura do pavimento para a condição de	
equilíbrio do lençol de água NA2, considerando propriedades isotrópicas e	
anisotrópicas transversais	141
Figura 4.22. Previsão do número equivalente total de passagens do eixo padrão	
na estrutura do pavimento para diferentes condições de equilíbrio do lençol	
freático normalizada com relação à condição NA1 considerando propriedades	
anisotrópicas transversais para diferentes condições de equilíbrio do lençol	
freático: (a) vida de fadiga, (b) deformação permanente.....	144
Figura B.1. Janela principal do ABAQUS/CAE	169
Figura B.2. Dados de entrada no módulo Part.....	171
Figura B.3. Sistema de unidades consistentes do ABAQUS.....	171
Figura B.4. Exemplo de desenho na estrutura com partições.....	172
Figura B.5. Exemplo das propriedades inseridas para a camada de CBUQ.....	175
Figura B.6. Exemplo das propriedades inseridas para a camada de Sub-base	175
Figura B.7. Exemplo da janela para criar instance no ABAQUS.....	176
Figura B.8. Exemplos das janelas no módulo Steps para as etapas de: (a) “Peso	
próprio”; (b) e (c) “Saturação”; (d) e (e) “Carregamento”	179
Figura B.9. Exemplos das janelas do Field Output para as variáveis a serem	
armazenadas: (a) durante os steps de “Peso próprio” e “Saturação”; (b) durante	
o step de “Carregamento”	180

Figura B.10. Exemplos das condições de contorno relacionadas às restrições de deslocamentos e rotações: (a) deslocamentos na etapa de “Peso próprio”; (b), (c), (d) deslocamentos e rotações na etapa de “Carregamento”	182
Figura B.11. Diagrama de tensões totais e pressão neutra para a determinação das condições iniciais dos modelos de equilíbrio do nível de água NA.....	183
Figura B.12. Exemplos das janelas com valores das condições iniciais adotados para o modelo de equilíbrio do nível de água NA3.....	187
Figura B.13. Exemplos da janela Boundary Condition Manager para condições de contorno adotadas para o modelo de equilíbrio do nível de água NA3.....	188
Figura B.14. Exemplos das condições de contorno adotadas para o modelo de equilíbrio do nível de água NA3 da janela	189
Figura B.15. Exemplos das condições de carregamento adotadas para o modelo da condição de equilíbrio do nível de água NA3.....	190
Figura B.16. Exemplo de janela de edição de Job para configurar o uso da UMAT implementada.....	191

Lista de tabelas

Tabela 2.1. Intervalo de sucção aproximado para várias técnicas de medição da curva característica dos solos (MEZA, 2012).	22
Tabela 2.2. Tempos de equilíbrio recomendados para a técnica do papel filtro (FREDLUND et al., 2008 apud. CHON KAN, 2017).....	27
Tabela 2.3. Equações de ajuste para a curva característica (Zapata et al., 2000; Fredlund et al., 2012; Ávila, 2017).....	31
Tabela 2.4. Modelos mecanísticos que incorporam a mecânica de solos não saturados (Vanapalli e Han, 2013 apud. Ávila, 2017).....	46
Tabela 2.5. Fatores de influência sob um carregamento em uma área circular (VARGAS, 2005).....	54
Tabela 3.1. Sucção para diferentes níveis de umidade e saturação para o subleito e sub-base estudados no tanque teste. Fonte: Silva (2009).....	69
Tabela 3.2. Sucção para diferentes níveis de umidade e saturação para outro material de subleito. Fonte: ÁVILA (2009)	71
Tabela 3.3. Significado das constantes mecânicas inseridas na UMAT	90
Tabela 3.4. Modelos de comportamento tensão-deformação do solo	90
Tabela 3.5. Parâmetros mecânicos utilizados para a verificação da UMAT.....	92
Tabela 3.6. Parâmetros mecânicos obtidos teoricamente e com a implementação na UMAT para validação da simulação triaxial para diferentes percentagens de saturação	96
Tabela 4.1. Parâmetros de entrada para as estruturas de pavimentos simuladas no AEMC para o pavimento com revestimento de CBUQ e sem revestimento.....	99
Tabela 4.2. Deformações horizontais e verticais em dois pontos críticos da estrutura do pavimento simulada para diferentes localizações do lençol freático.....	125
Tabela 4.3. Modelos de previsão de desempenho à fadiga e deformação permanente em pavimentos. Fonte: OROBIO e GIL (2015).....	128
Tabela 4.4. Deformações horizontais e verticais em pontos críticos da estrutura do pavimento simulada para diferentes localizações do lençol freático.....	131
Tabela 4.5. Deformações horizontais e verticais em dois pontos críticos da estrutura do pavimento simulada para diferentes localizações do lençol freático usando o subleito avaliado por ÁVILA (2017)	136

Tabela 4.6. Parâmetros mecânicos utilizados nas simulações com propriedades isotrópicas e anisotrópicas	139
Tabela 4.7. Deslocamentos verticais máximos da estrutura do pavimento simulada para diferentes localizações do lençol freático considerando propriedades isotrópicas e anisotrópicas transversais.	139
Tabela 4.8. Deformações horizontais e verticais em dois pontos críticos da estrutura do pavimento simulada para diferentes localizações do lençol freático considerando propriedades anisotrópicas	142
Tabela B.1. Propriedades inseridas para as camadas de CBUQ e Base	173
Tabela B.2. Propriedades inseridas para as camadas de Sub-base e Subleito	173
Tabela B.3. Significado das variáveis de saída Depvar/ STATE() da UMAT implementada	174
Tabela B.4. Exemplo de cálculo das condições iniciais para as condições de equilíbrio do nível de água NA1 e NA2	183
Tabela B.5. Exemplo de cálculo das condições iniciais para as condições de equilíbrio do nível de água NA3 e NA4	184
Tabela B.6. Exemplo de cálculo das condições iniciais para as condições de equilíbrio do nível de água NA5 e NA6	184

Símbolos e abreviaturas

AASHTO - American Association of State Highway and Transportation Officials

AEMC - Análise Elástica de Múltiplas Camadas

ASCE - American Society of Civil Engineers

ASTM - American Society for Testing and Materials

CBR - California Bearing Ratio

CBUQ - Concreto Betuminoso Usinado a Quente

COPPE - Instituto Alberto Luiz Coimbra de Pós-Graduação e Pesquisa de Engenharia

DNIT - Departamento Nacional de Infraestrutura de Transportes

DIRENG - Diretoria de Engenharia da Aeronáutica

ESAL - Equivalent Single Axle Load

FWD - Falling Weight Deflectometer

HVS - Heavy Vehicle Simulator

ISC - Índice de Suporte de Califórnia

LVDT - Transdutores mecano-eletromagnéticos

MeDiNa - Metodologia de Dimensionamento Nacional

MEF - Método dos Elementos Finitos

MR - Módulo de Resiliência

NA - Nivel de água

SHRP - Strategic Highway Research Program

SUPERPAVE - Superior Performing Asphalt Pavements

TDR - Refletômetros no domínio do tempo

UMAT - User subroutine to define a material's mechanical behavior

UFRJ – Universidade Federal do Rio de Janeiro

1. Introdução

Os pavimentos são estruturas de múltiplas camadas destinadas a resistir aos esforços do tráfego de veículos e do clima, melhorando as condições de rolamento, conforto e segurança dos usuários (BERNUCCI *et al.*, 2006). Segundo a NBR 7207/82, as camadas típicas de estruturas de pavimentos são:

- Subleito: terreno de fundação do pavimento ou do revestimento.
- Sub-base: camada corretiva do subleito, ou complementar à base, quando por qualquer circunstância não seja aconselhável construir o pavimento diretamente sobre o leito obtido pela terraplenagem.
- Base: camada destinada a resistir e distribuir os esforços verticais oriundos dos veículos, sobre a qual se constrói um revestimento.
- Revestimento: camada, tanto quanto possível impermeável, que recebe diretamente a ação do rolamento dos veículos, a que se destina, econômica e simultaneamente melhora as condições de rolamento, segurança e resistência aos esforços horizontais que nele atuam.

Tradicionalmente, os pavimentos rodoviários classificam-se nos seguintes tipos básicos (MEDINA e MOTTA, 2015):

- Pavimento flexível: constituído por um revestimento asfáltico sobre uma base granular ou de solo estabilizado granulometricamente.
- Pavimento rígido: constituído por placas de concreto de cimento Portland (raramente é armado) construído sobre o solo de fundação ou sub-base intermediária.
- Pavimento semirrígido: quando sob o revestimento betuminoso se tem uma base cimentada.
- Pavimento composto: quando sob o concreto asfáltico encontra-se uma placa de concreto.

No caso das estruturas de pavimentos, o comportamento estrutural depende da espessura de cada uma das camadas, da rigidez destas e do subleito, bem como da interação entre as diferentes camadas do pavimento. Para definir a espessura das diferentes camadas, utilizam-se principalmente dois parâmetros de caracterização mecânica do comportamento dos materiais geotécnicos: a) Índice de Suporte de Califórnia, ISC (California Bearing Ratio, CBR, em inglês) e b) Módulo de Resiliência, MR, muito usado na Mecânica dos Pavimentos.

O ensaio do Índice de Suporte de Califórnia foi concebido para avaliar a resistência do material frente a deslocamentos significativos. Além disso, a resistência no ensaio é uma resposta do corpo de prova depois da imersão dentro de um depósito cheio de água, durante quatro dias. Neste sentido, é desejável a utilização em pavimentos de um material que não perca consideravelmente sua resistência quando entra em contato com a água. Em outras palavras, é desejável que a diferença entre a capacidade de suporte antes e depois da imersão em água seja pequena. Porém, a condição de saturação simulada após quatro dias de imersão em água pode ser excessivamente conservadora para certas situações, o que tende a não ser a condição mais otimizada. (BERNUCCI *et al.*, 2006).

Atualmente, o Índice de Suporte de Califórnia é progressivamente substituído pelo Módulo de Resiliência para o dimensionamento de pavimentos, já que o ISC envolve um estado de tensões que não corresponde ao efeito da ação de cargas repetidas, correspondentes a cargas em movimento, sobre os materiais de estrutura de um pavimento. Por outro lado, existem outras razões para usar o Módulo de Resiliência como:

- o MR indica uma característica básica do material que pode ser utilizada na análise mecanística de sistemas de múltiplas camadas;
- o ensaio de MR é um método aceito nacional e internacionalmente para caracterizar materiais para o projeto de pavimentos e para sua avaliação de desempenho.

Assim, o dimensionamento das camadas de um pavimento depende em grande parte da caracterização adequada do Módulo de Resiliência do subleito e dos materiais das

diversas camadas. A partir disso, destaca-se a importância de estudar os principais fatores que podem afetar o comportamento do solo, que incluem:

- propriedades do solo: mineralogia das argilas, sucção, plasticidade, densidade seca, estrutura, grau de compactação, etc.;
- condições ambientais: umidade inicial, clima, profundidade do nível freático, temperatura, drenagem;
- estado de tensões: solos adensados ou sobre-adensados (particularmente no caso dos solos moles), tensões efetivas iniciais, ciclos de umedecimento e secagem.

No caso da variação do Módulo de Resiliência com a variação do teor de umidade, alguns estudos e resultados obtidos por FREDLUND *et al.* (1975), HAUPT (1981), EMERY (1984), PUFAHL *et al.* (1990), PHILLIP (1996), RODRIGUES (1997), DELGADO (2002), SILVA (2009), GU (2015), entre outros autores, indicam que, em geral, o aumento de umidade pode ocasionar queda significativa no Módulo de Resiliência, especialmente nos solos finos.

Por outro lado, a perda de umidade das camadas de solo compactado acarreta em um aumento dos módulos de resiliência. No entanto, não se pode negligenciar que os solos, ao perderem umidade, podem apresentar trincamento por contração. O trincamento produz uma redução do Módulo de Resiliência equivalente da camada.

1.1 Justificativa

Um desafio para a comunidade acadêmica tem sido o entendimento do processo de saturação das camadas inferiores de subleito, sub-base, e base e seus efeitos no valor do Módulo de Resiliência com a variação do teor de umidade para a geração de previsões mais precisas de deformação permanente e fadiga que acontecem nas estruturas de pavimentos ao longo da sua vida útil.

As comparações dos resultados, obtidas do monitoramento de trechos experimentais com controle de variáveis específicas, com os resultados obtidos na modelagem computacional, podem servir para a compreensão do efeito do comportamento das diferentes camadas que formam parte da estrutura do pavimento no seu comportamento global. A partir disto e devido ao pequeno número de trabalhos que considerem os fenômenos de sucção e capilaridade prévia à caracterização mecânica do comportamento da estrutura do pavimento, esta pesquisa contribui na implementação de uma modelagem acoplada em duas etapas: a primeira etapa está relacionada com a simulação dos fenômenos de sucção e capilaridade das camadas granulares e a segunda etapa foca na modificação do comportamento mecânico das camadas e da estrutura do pavimento devido à variação da umidade e a sucção.

1.2 Objetivos

O objetivo principal desta pesquisa é o desenvolvimento de um modelo numérico, criado como uma sub-rotina do software ABAQUS, para permitir a simulação do comportamento de camadas subjacentes ao revestimento de pavimentos asfálticos, considerando simultaneamente os efeitos da variação do nível do lençol freático, que é uma das principais variáveis associada às condições climáticas, e do carregamento mecânico. O modelo foi validado a partir de simulações baseadas nos resultados obtidos na tese de SILVA (2009).

SILVA (2009) desenvolveu um modelo físico em escala real para o estudo do comportamento mecânico de uma estrutura de pavimento. O modelo consistiu de um tanque-teste de 2,0 m x 2,0 m x 1,8 m, onde foi construída uma estrutura de pavimento na qual foram aplicadas cargas cíclicas sobre uma placa rígida. Seis níveis de equilíbrio do lençol freático foram avaliados para determinar variações no deslocamento vertical elástico total do pavimento. As análises numéricas por elementos finitos feitas por SILVA (2009) consideraram um comportamento linear de todos os materiais constituintes da estrutura do pavimento.

A presente pesquisa implementa uma nova modelagem numérica que considera uma simulação do estado de tensões associado aos fenômenos de sucção e capilaridade prévia à caracterização mecânica do comportamento da estrutura do pavimento considerando o comportamento não linear das camadas granulares. Foram utilizados os dados de monitoramento e os resultados da instrumentação e dos ensaios de laboratório obtidos por SILVA (2009), para os seis níveis de equilíbrio do lençol freático, como parâmetros de entrada para simular o comportamento da estrutura do pavimento, por meio de um programa de elementos finitos.

Os objetivos específicos desta pesquisa são:

- Verificar a variação do Módulo de Resiliência de materiais usados no subleito e sub-base devido às variações no teor de umidade.
- Utilizar as informações observadas nas curvas características e de condutividade hidráulica de materiais das camadas de subleito, base e sub-base como parâmetros de entrada para as simulações do estado de tensões associado aos fenômenos de sucção e capilaridade.
- Utilizar os dados das propriedades mecânicas e hidráulicas obtidas a partir de ensaios de laboratório realizados por SILVA (2009) como parâmetros de entrada para simulações do comportamento e previsão do desempenho em um programa de análise de elementos finitos.
- Avaliar o comportamento mecânico dos solos não saturados e o comportamento não linear das camadas geotécnicas na estrutura do pavimento, por meio de simulações numéricas.

1.3 Estrutura do trabalho

Esta tese está dividida em cinco capítulos:

O primeiro capítulo consiste desta introdução, na qual se apresenta o tema, a justificativa e os objetivos estabelecidos para o desenvolvimento da pesquisa e a sua organização.

O segundo capítulo apresenta a revisão bibliográfica, onde se aborda o tema da resposta estrutural e funcional dos pavimentos, fundamentos da mecânica dos solos não saturados relacionados com os efeitos da saturação e o Módulo de Resiliência.

O terceiro capítulo apresenta detalhes dos materiais e do modelo físico (tanque-teste), da instrumentação e da caracterização em laboratório realizada por SILVA (2009). Apresentam-se detalhes da modelagem numérica proposta nesta tese que incluem uma sub-rotina UMAT e a sua implementação no programa de elementos finitos ABAQUS.

O quarto capítulo apresenta os principais resultados das simulações feitas por SILVA (2009) e os resultados obtidos nas novas simulações propostas nesta pesquisa que consideram variações nos Módulos de Resiliência com a umidade, assim como os resultados do comportamento mecânico (tensão-deformação) de simulações numéricas acopladas. Finalmente, são apresentados algumas análises e observações das simulações realizadas.

O quinto capítulo apresenta as conclusões referentes aos resultados obtidos durante a pesquisa e as contribuições do estudo apresentado.

Finalmente, são apresentadas as referências bibliográficas utilizadas na tese, seguidas de um anexo com o código fonte da sub-rotina UMAT implementada em Fortran para o programa de elementos finitos ABAQUS. E um segundo anexo?

2. Revisão bibliográfica

2.1 Resposta estrutural e funcional dos pavimentos

Como foi mencionado na introdução, os pavimentos são estruturas em múltiplas camadas de espessuras finitas destinadas a resistir aos esforços do tráfego de veículos e ao clima. Os pavimentos podem ser classificados em dois tipos básicos: pavimentos rígidos e pavimentos flexíveis. Estes dois pavimentos podem distribuir as tensões recebidas do tráfego de veículos de diferentes formas. Nos pavimentos rígidos, devido à elevada rigidez do revestimento em relação às demais camadas, as cargas de superfície são distribuídas por uma grande área em relação à área de contato pneu-pavimento, aliviando dessa forma as tensões transmitidas às camadas subjacentes. Neste caso, a placa de concreto absorve a maior parte do carregamento imposto pelo tráfego de veículos. Já nos pavimentos flexíveis, a razão da rigidez do revestimento em relação às demais camadas granulares não é tão elevada como no caso dos pavimentos rígidos, fazendo com que as tensões sejam compartilhadas entre as diversas camadas, proporcionalmente à rigidez, devido ao tipo de material e à espessura da camada. Neste caso, as cargas de superfície são distribuídas em uma área mais restrita (BERNUCCI *et al.*, 2006).

Nos pavimentos asfálticos, as camadas de base, sub-base e reforço do subleito são de grande importância estrutural. Limitar as tensões e as deformações na estrutura do pavimento, por meio da combinação de materiais e espessuras das camadas constituintes, é o objetivo da mecânica dos pavimentos (MEDINA, 1997).

2.1.1 Influência do clima no desempenho do pavimento

O clima é um conjunto de fenômenos meteorológicos que caracterizam, durante um longo período, o estado médio da atmosfera e sua evolução em determinado lugar, enquanto o tempo é uma reunião efêmera e, muitas vezes, excepcional dos elementos atmosféricos. Assim, pode-se dizer que num local o clima é constante e o tempo sofre variações. Somente em longo prazo ocorre mudança de clima.

Os pavimentos, além de resistirem aos esforços do tráfego de veículos, devem ser projetados e construídos para resistir às variações sazonais do clima. Muitos pesquisadores têm destacado como os fatores ambientais têm influência na estrutura do pavimento. PERERA (2015), por exemplo, lista os seguintes: precipitação, temperatura, radiação solar, nebulosidade, velocidade do vento, profundidade do lençol freático e umidade relativa.

Dos fatores mencionados, a precipitação, a temperatura e a radiação solar são os que têm maior influência no desempenho do pavimento (MEDINA e MOTTA, 2015). A água e o calor podem afetar a intemperização dos agregados minerais, materiais betuminosos, concreto e misturas cimentadas e podem ainda ser coadjuvadas pela ação desagregadora do tráfego. Nos trópicos, é comum que os meses mais quentes também sejam os mais chuvosos, o que ativa a intemperização química. Além disso, a resistência à derrapagem diminui quando as superfícies estão molhadas. Também é possível observar migrações de sais do solo ou dos agregados de camadas de pavimentos, que se depositam nas superfícies do revestimento devido à capilaridade ascensional da água com sais dissolvidos; ao chegar à superfície, evapora-se a água e depositam-se os sais. Verifica-se tal ocorrência em regiões áridas do Oriente Médio, África do Sul, a região setentrional do Chile, entre outros.

A água produz grande efeito nas propriedades mecânicas dos materiais constituintes e no desempenho do pavimento em longo prazo. No Brasil, segundo MEDINA e MOTTA (2005) e FRANCO (2007), o método de projeto tradicional não incorpora de maneira sistemática fatores que considerem o efeito de drenagem no desempenho. Diversas constatações resultantes de vários estudos de campo indicam que, considerar a condição mais crítica de imersão por 4 dias no ensaio de CBR, não é representativa dos subleitos e as rodovias bem projetadas e construídas com dispositivos de drenagem (superficial e profunda) eficientes permitindo considerar a equivalência entre a umidade de equilíbrio das camadas de pavimentos e a umidade de compactação das amostras de solo nos ensaios correspondentes. Ainda, não havendo grandes variações sazonais, esse valor de umidade

pode ser considerado o mesmo ao longo de toda a análise de dimensionamento. As exceções ocorrem em situações de drenagem precária.

Com o incremento das cargas de tráfego, verifica-se que a água livre ou a umidade excessiva pode causar danos no pavimento, tais como diminuição da resistência ao cisalhamento dos materiais, bombeamento e desagregação do solo ou do revestimento.

A umidade excessiva no subleito e nas camadas da estrutura do pavimento pode ser proveniente de diversas fontes como indica a Figura 2.1 (SUZUKI, 2013).

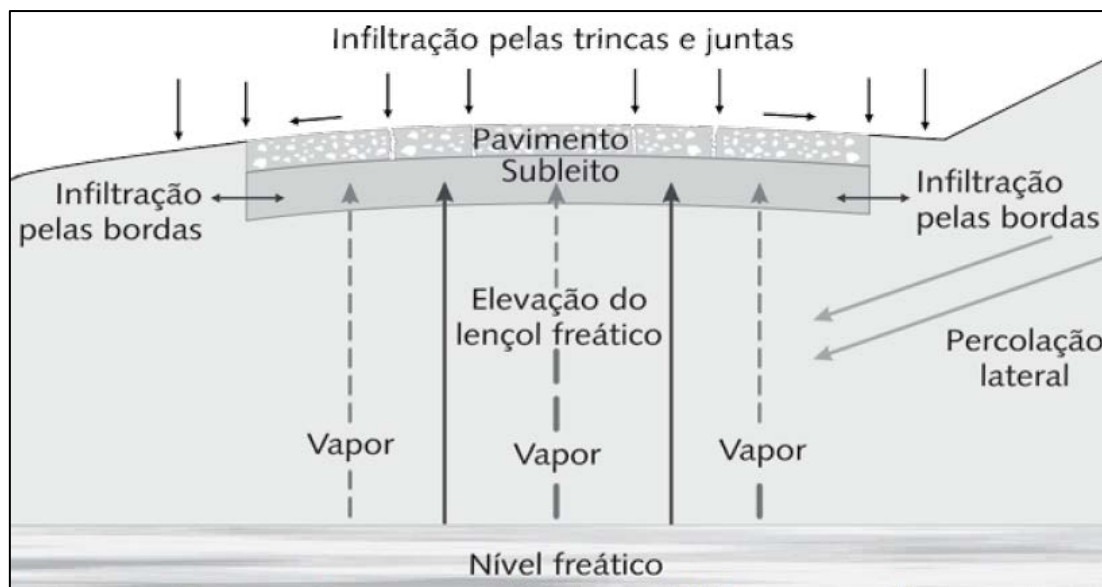


Figura 2.1. Diferentes fontes e movimentos da umidade na estrutura dos pavimentos (SUZUKI, 2013).

Aspectos vinculados à água que chega ao pavimento são:

- a) *Infiltração*: as precipitações pluviométricas são a maior fonte de águas que penetram nas estruturas dos pavimentos, podendo ocasionar infiltrações tanto pela superfície como pelas bordas na junção pista-acostamento. Com o passar do tempo, o excesso de água tem influência negativa sobre o comportamento, desempenho e serventia do pavimento. Para a determinação da infiltração, as precipitações de grande intensidade e curta duração geralmente não são consideradas porque grande parte da água escoou pela superfície do pavimento em vez de penetrar na estrutura, devido à sua permeabilidade relativamente baixa. Já as precipitações de menor intensidade ocorrem por períodos mais longos,

fornecendo uma infiltração da água mesmo que a estrutura do pavimento apresente reduzida permeabilidade.

A forte evaporação nos climas quentes tende a diminuir a ação destrutiva da água. Porém, garantir as condições de drenagem é um dos pontos essenciais na manutenção dos pavimentos (MEDINA e MOTTA, 2015).

- b) *Capilaridade*: a ação da capilaridade é decorrente de uma tensão de sucção que promove a migração da água entre locais com teores de umidade distintos, de um meio com teor de umidade mais elevado para outro com teor de umidade menor.

A capilaridade ocorre devido à ação da tensão superficial nos vazios do solo acima da linha de saturação. O movimento da água livre pela capilaridade ocorre nos vazios dos solos, que podem ser associados a tubos capilares por estarem interconectados, ainda que de forma irregular.

Quando um solo seco é colocado em contato com a água, esta é absorvida para o interior do solo. A altura que a água atingirá no interior do solo depende do diâmetro dos vazios, do volume de vazios e da granulometria do material. Existe uma altura em que o grau de saturação é constante, embora não seja atingida a saturação total. No entanto, conforme dito anteriormente, os vazios são irregulares e a altura de ascensão capilar não é constante. Dessa forma, apenas uma pequena altura acima do nível da água fica saturada pela capilaridade. Acima dessa altura, os vazios são parcialmente preenchidos pela água, razão pela qual o solo fica apenas parcialmente saturado (úmido).

Segundo MEDINA e MOTTA (2015), os solos nunca são encontrados totalmente secos em estado natural e sempre apresentam uma quantidade de água retida nos vazios, correspondente à umidade de equilíbrio. Pode-se definir a umidade de equilíbrio como o valor médio da gama de variação do teor de umidade do solo do subleito ao longo do ano, após a fase de acomodação dos primeiros meses de serviço.

c) *Movimentos da água*: a ação da gravidade, capilaridade, pressão do vapor ou combinação entre elas pode causar o movimento da água na estrutura do pavimento. Nos materiais granulares, o principal fluxo de água deve-se basicamente à gravidade. No entanto, nos materiais com granulometrias finas, a capilaridade é a principal responsável pelo movimento da água. Na ausência desses indutores, a água se movimentará, inicialmente, em forma de vapor, em razão das diferenças de pressão. Algumas vezes, os gradientes de temperaturas - diários e sazonais - podem determinar movimento da água em forma de vapor. Em regiões desérticas, de noites frias, há a possibilidade de condensação de vapor da água sob o revestimento (MEDINA e MOTTA, 2015). Em regiões de clima temperado, dependendo da estação do ano, ocorre migração, de maneira mais acentuada, da umidade em forma de vapor no interior da estrutura, para cima e para baixo. Esses movimentos de água em forma de vapor são, muitas vezes, responsáveis pela elevada umidade registrada nas bases granulares.

Diversas pesquisas têm avaliado quantitativamente as diferenças que podem ser obtidas no dimensionamento das espessuras das camadas dos pavimentos, causadas pelas condições ambientais e pela profundidade do lençol freático. Por exemplo, ZAPATA e SALIM (2012) avaliaram diferentes profundidades do nível freático: 0,15 m para simular camadas saturadas, 0,50 m - 0,91 m para simular níveis superficiais e 1,50 m - 4,50 m para níveis profundos. Os resultados obtidos concordaram com as observações apresentadas por MEDINA e MOTTA (2015) e indicaram que quando o lençol freático se encontra a uma profundidade pequena (cerca de 1 m ou menos), o acesso de água de chuva pode acarretar variações da umidade do subleito.

2.1.2 Fatores que afetam a umidade de equilíbrio do subleito

A água proveniente das precipitações retorna à atmosfera pelos efeitos da perda de água do solo por evaporação e perda de água da planta por transpiração. Define-se evapotranspiração como a soma da evaporação da água pela superfície de solo mais a transpiração das plantas, passando para a atmosfera no estado de vapor, sendo parte do ciclo hidrológico. É praticamente impossível separar estes dois processos de transferência de água para a atmosfera, pois são simultâneos.

A evaporação é responsável pelo movimento da água para o ar a partir de fontes como o solo, dossel florestal e corpos de água, como lagos, córregos, rios e mares. A transpiração representa o movimento da água dentro de uma planta, e a consequente perda da mesma para a atmosfera.

A variação do teor de umidade de um solo natural depende da pluviosidade e da evapotranspiração. Segundo MEDINA e MOTTA (2015), a umidade de equilíbrio do subleito corresponde ao valor médio da gama de variação do teor de umidade do solo do subleito ao longo do ano, após a fase de acomodação dos primeiros meses de serviço.

No caso dos solos artificialmente compactados, sobrepostos ao terreno natural, é de se esperar algumas modificações do teor de umidade inicial de compactação até o solo entrar em equilíbrio hídrico. Neste caso, as camadas da estrutura do pavimento dificultam as trocas por evaporação do subleito e o acesso das águas pluviais por infiltração, além de alterarem os gradientes de temperatura a pequenas profundidades.

A experiência em pavimentos de rodovias brasileiras que foram bem projetados e construídos com dispositivos de drenagem (superficial e profunda) eficientes, e em algumas condições climáticas e hidrológicas, indica que os materiais trabalham em umidade de equilíbrio abaixo da umidade ótima de compactação (SOUZA *et al.*, 1977; RICCI *et al.*, 1983; NOGAMI e VILLIBOR, 1995; CAMACHO, 2002).

Além disso, sabe-se que as propriedades mecânicas de deformabilidade elástica e plástica sob cargas repetidas dos solos tropicais compactados do Brasil são mais favoráveis ao desempenho estrutural do pavimento do que as propriedades dos solos de regiões de clima temperado, onde a condição de umidade do material do subleito devido ao descongelamento primaveril produz níveis elevados de saturação do subleito. Isso faz com que os valores dos Módulos de Resiliência sejam relativamente elevados no caso dos solos brasileiros.

Uma forma de considerar o efeito do clima de uma região sobre a umidade do solo é utilizando o Índice de umidade (Im) - *Thornthwaite Moisture Index (TMI)*. O índice de umidade indica o balanço hídrico anual num solo natural. Seu cálculo se faz a partir dos dados de: a) média mensal ou diária da temperatura do ar; b) média mensal ou diária da precipitação; c) tabelas de conversão e cálculo; d) capacidade de campo ou de retenção de água no solo natural. Este último fator depende da profundidade da camada de solo considerada, da sua textura (distribuição granulométrica) e da sua estrutura (arranjo espacial das partículas). Quando a quantidade de água armazenada é inferior à capacidade de campo, a precipitação em excesso sobre a evapotranspiração vai abastecer o solo e não há excesso ou deflúvio.

Contudo, pode acontecer de a velocidade de absorção da água ser inferior à precipitação num curto período. Então, mesmo não estando o solo com toda a umidade que pode reter, haverá deflúvio, fenômeno que ocorre nos aguaceiros de verão. Quando a evapotranspiração é superior à precipitação, especialmente nos períodos secos, as plantas retiram parte da água de que necessitam da reserva do solo. No entanto, o processo de secagem aumenta a sucção (pressão negativa) da água no solo, que diminui o retiro da água por parte das plantas.

Na Figura 2.2, por exemplo, são apresentados os balanços hídricos do solo de seis cidades brasileiras, com os respectivos índices de umidade calculados. Da figura, pode-se notar que os índices de umidade em Belém-PA e Curitiba-PR são +80 e +75, respectivamente, correspondentes ao clima úmido-perúmido. Porém, no caso de Curitiba-PR, nos 12 meses do ano, a precipitação ultrapassa a evapotranspiração potencial, o que pode favorecer

umidades de equilíbrio altas durante todo o ano, mesmo que os valores de precipitações sejam relativamente baixos. Por sua vez, Belém-PA apresenta altos volumes de chuva nos primeiros cinco meses do ano, favorecendo o aumento da umidade de equilíbrio.

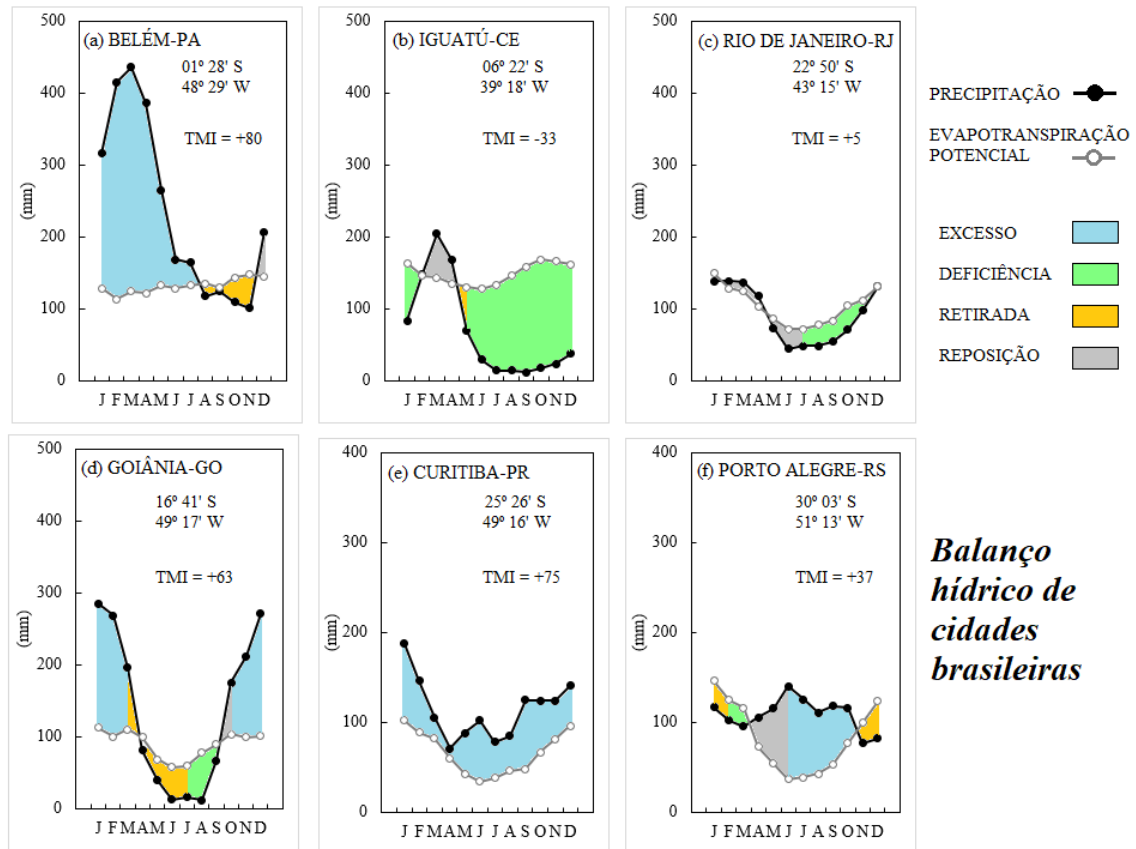


Figura 2.2. Exemplos de balanço hídrico para algumas cidades brasileiras. (adaptado de MEDINA e MOTTA, 2015)

Goiânia-Go e Rio de Janeiro-RJ são classificados como úmidos-subúmidos, sendo que Goiânia-GO apresenta seis meses do ano com precipitações que ultrapassam a evapotranspiração potencial, o que pode produzir variações da umidade de equilíbrio ao longo do ano. O índice de umidade no Rio de Janeiro é igual a +5, próximo do valor nulo que o separa do clima seco, favorecendo umidade de equilíbrio abaixo da umidade ótima. Porto Alegre-RS apresenta um índice de umidade de clima úmido, de +37, com um excedente de água durante quatro ou cinco meses. Finalmente, Iguatu-CE, com um índice de umidade de -33, de clima semiárido, apresenta umidades de equilíbrio sempre abaixo da umidade ótima.

No Brasil, nas regiões onde foram construídas as principais estradas e rodovias federais na maioria das vezes, as camadas de subleito encontram-se próximo ou abaixo da umidade ótima (condição não saturada) segundo FRANCO (2007) e MEDINA (2008). No entanto, como já mencionado, existem regiões com grandes e frequentes variações do clima, tipos de solo, regimes de chuva e topografias, como por exemplo as regiões de clima úmido (perúmido) da Floresta Amazônica e alguns pontos da região Centro-Oeste, como o Pantanal, onde os elevados teores de umidade de equilíbrio das camadas do pavimento e a ausência do correto sistema de drenagem, eventualmente, durante épocas de chuvas, pode favorecer uma saturação parcial ou total das camadas, em alguns dias durante o ano, fazendo necessário estudar e entender melhor o comportamento dos solos não saturados e sua influência na estrutura do pavimento.

Assim, é importante o estudo dos fatores climáticos no desempenho dos pavimentos rodoviários nestas regiões e a necessidade de adaptar e calibrar as tecnologias e metodologias desenvolvidas em países de clima temperado para seu uso em condições de clima tropical e com tipos de solos diferentes.

2.2 Mecânica de solos não saturados

Os conceitos da Mecânica de Solos clássica foram desenvolvidos e apresentados por Terzaghi, em 1943, considerando solos saturados. Isto se deve ao fato de que as tecnologias e práticas da engenharia geotécnica foram primeiramente desenvolvidas nos locais de climas temperados e frios do hemisfério norte, a partir de trabalhos exclusivamente para solos saturados (poro pressões positivas). Neste caso, a condição saturada constitui a situação mais crítica para uma diversidade de obras ou devido à simplificação associada aos modelos utilizados para explicar o comportamento desses sistemas bifásicos (solo e água preenchendo completamente os vazios).

No entanto, a condição de não saturação pode ser encontrada em solos naturais ou artificiais (solos compactados), solos naturais de origem sedimentar (aluviais, coluvionares e eólicos) e de origem residual (lateríticos e saprolíticos) onde os vazios do

solo não estão totalmente preenchidos por água, mas por água e ar. Nestas condições, são necessárias novas formulações para entender o comportamento dos solos e novos métodos para ensaiar esses solos (WOLLE, 2004).

LU e LIKOS (2004) definem a Mecânica dos Solos não saturados como "a aplicação das leis da mecânica, da hidráulica e da física interfacial em problemas de engenharia relacionados a solos parcialmente saturados". A importância desta disciplina que compõe a engenharia geotécnica está associada à resolução de problemas de fluxo (infiltração de água ou ascensão capilar em camadas de pavimentos), de resistência ao cisalhamento (capacidade de suporte) e de variação de volume (expansão ou retração).

De modo geral, o que difere um solo não saturado de um solo saturado é o número de fases presentes: em um solo saturado, há duas fases: água e partículas de solo; já para o caso dos solos não saturados, podem ser identificadas quatro fases: água, ar, solo e a membrana contrátil (interface ar-água) (FREDLUND e RAHARDJO, 1993).

A membrana contrátil age como uma fina membrana elástica situada na fronteira entre o ar e a água ao longo dos vazios do solo, o mecanismo responsável por este efeito é a tensão superficial, e essa membrana aproxima as partículas umas contra as outras causando até mesmo o trincamento da camada. As alterações no estado de tensões desta fase podem gerar mudanças no teor de umidade, no volume e na resistência ao cisalhamento dos solos (FREDLUND *et al.* 2012).

Os primeiros a reconhecer a importância da medida sucção em engenharia civil foram os pesquisadores liderados por Croney do "Road Research Laboratory" em Londres, Inglaterra, em 1950. Eles empregaram a terminologia de sucção e observaram o efeito da deficiência de umidade do solo no comportamento do mesmo. Segundo FREDLUND (1995), os solos não saturados podem ser caracterizados como mostra a Figura 2.3. Na figura, podem-se observar as condições 2.3(a), 2.3(c) e 2.3(d), que representam a situação generalizada dos solos, a situação nas regiões temperadas e úmidas e nas regiões áridas, respectivamente. Em todos os casos, a linha horizontal representa o lençol freático que

divide a zona de solo saturado (abaixo da linha horizontal) e a zona de solo não saturado (acima da linha horizontal).

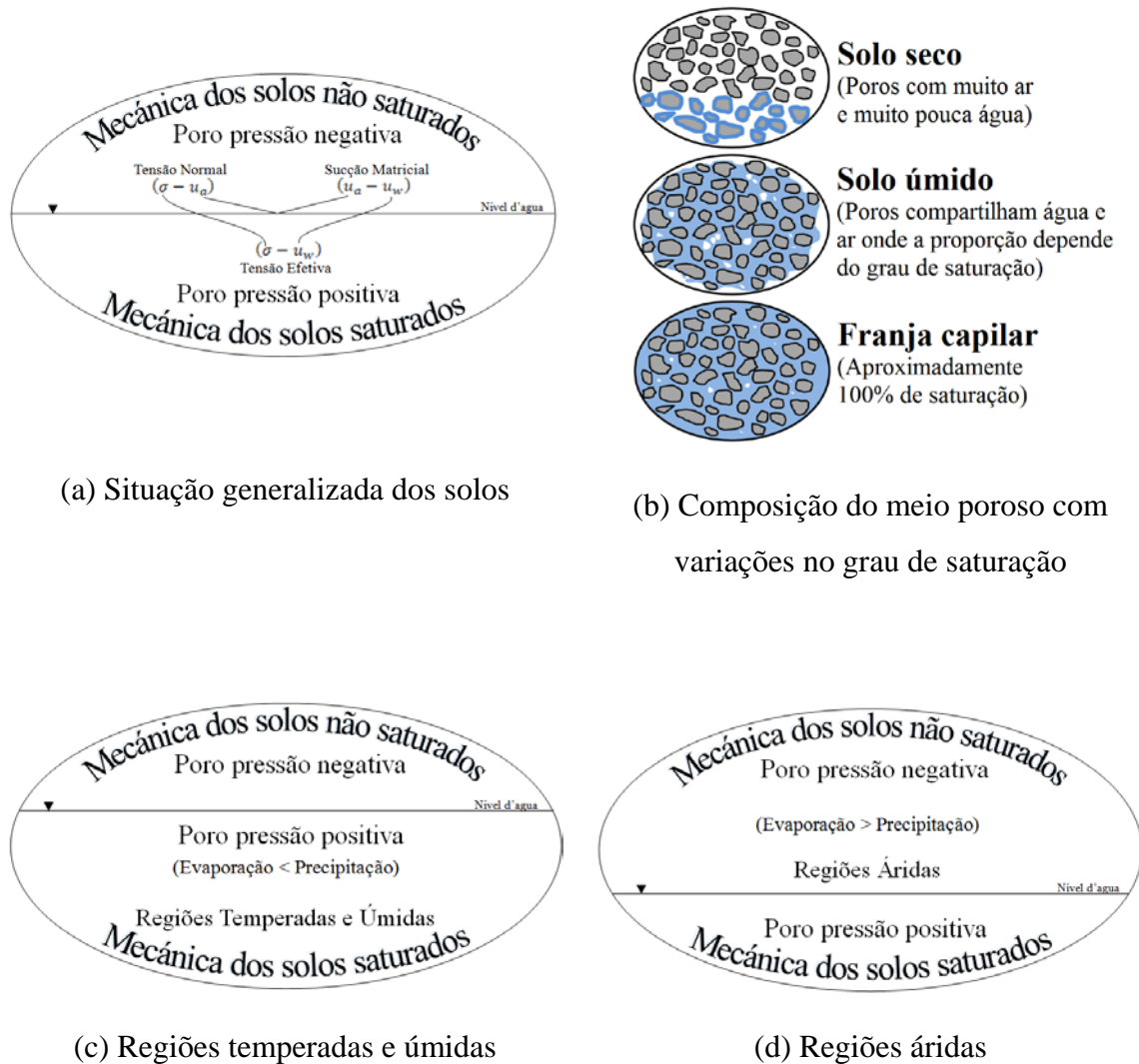


Figura 2.3. Representação dos componentes de um solo para problemas geotécnicos de diferentes regiões do mundo e graus de saturação (FREDLUND, 1995)

Abaixo do nível de água, as poro-pressões são positivas. Imediatamente acima do nível de água, na zona não saturada, existe uma franja capilar com um grau de saturação de aproximadamente 100%, que pode ter uma espessura variável de até 10 m, dependendo do tipo de solo. Sobre essa camada de solo, as poro-pressões são negativas e resultam da diferença entre as pressões do ar (u_a) e da água (u_w). A diferença entre a pressão do ar e a pressão da água ($u_a - u_w$) é conhecida como sucção matricial e corresponde a uma pressão de água negativa desenvolvida na água do solo devido à capilaridade e a forças

de adsorção. O fenômeno da adsorção está relacionado a existência de cargas superficiais não balanceadas na superfície das partículas do solo provenientes da sua natureza químico-mineralógica.

MARSHALL (1958) sugeriu que existe uma segunda parcela de sucção associada à ocorrência de diferenças de concentração de solutos no solo chamada de sucção osmótica, que deve ser considerada para definir a sucção total de um solo não saturado. No entanto, segundo FREDLUND (1979), EDIL e MOTAN (1984), BURLAND e RIDLEY (1996), entre outros, a sucção osmótica não contribui significativamente para a resistência ao cisalhamento do solo, mas esta componente interfere no comportamento à deformação do solo (ALONSO *et al.*,1987; TOLL,1990; BALMACEDA, 1991; FREDLUND e RAHARDJO, 1993; GEHLING, 1994; RIDLEY,1995; e BURLAND e RIDLEY, 1996).

2.2.1. Curva característica dos solos

A curva característica é usada para a avaliação das propriedades dos solos parcialmente saturados e representa a relação da sucção com a umidade ou com o grau de saturação, sendo que a sucção varia inversamente à umidade (TURCER e SABRI, 1979).

A curva característica pode ser usada para estimar propriedades dos solos não saturados, para análise de comportamento das propriedades mecânicas e físicas do solo, tais como: permeabilidade, resistência ao cisalhamento e Módulo de Resiliência (FREDLUND e RAHARDJO, 1993; FREDLUND, 1996). No entanto, a capacidade de retenção de água no solo não é uma propriedade fundamental do material porque depende de uma série de fatores, tais como: distribuição do tamanho de poros (associado à distribuição da granulometria), umidade e método de compactação (estrutura), índice de vazios, tipo do solo, textura, mineralogia, histórico de tensões e grau de intemperismo.

O histórico de tensões e a umidade de compactação apresentam maior influência na estrutura do solo, a qual afeta fortemente a distribuição de tamanhos de poros e, conseqüentemente, a forma da curva característica, especialmente quando se têm valores

de sucção baixos (EDIL e MOTAN, 1979; CERATTI *et al.*, 1996; VANAPALLI *et al.*, 1999).

A forma da curva característica varia com o material estudado e depende da distribuição do tamanho de poro e da compressibilidade do solo em relação à sucção. Essas duas características dos materiais porosos também são afetadas pelo conteúdo inicial de água, a estrutura do solo, a mineralogia e o histórico de tensões.

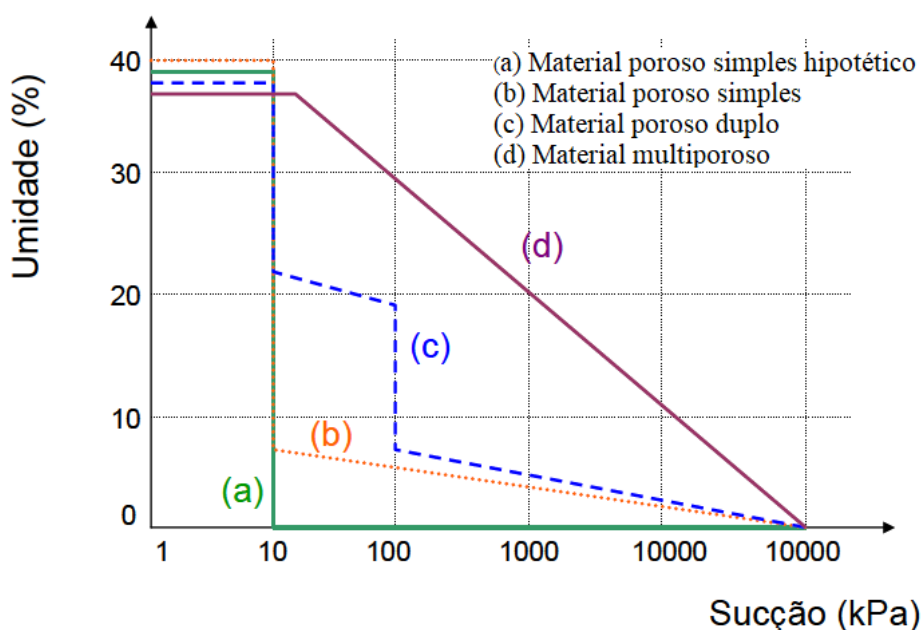


Figura 2.4. Representação da curva característica de acordo com a distribuição do tamanho dos poros (MARINHO, 2005)

A maioria das curvas características dos solos tem forma de “S”, resultado da distribuição de tamanho de poro do material. Para um material poroso rígido com um tamanho de poro único (tamanho de poro uniforme), a curva característica deve ser semelhante à curva (a) da Figura 2.4. Contudo, a perda de água completa com o aumento da sucção além do valor da entrada de ar não é usual. Em outras palavras, é muito difícil remover toda a água de um material poroso por meio de um pequeno aumento na sucção porque restaria alguma quantidade de água no material devido a fenômenos superficiais. Desta forma, a curva (b), da Figura 2.4, seria uma representação mais apropriada deste comportamento. A curva (c), desta mesma Figura, representa o comportamento de um material com dois tamanhos de poro (comportamento bimodal), onde, para cada tamanho de poro está

associado um valor de sucção considerando os fenômenos capilares. Os materiais com um grande número de tamanhos de poro apresentam uma redução gradual do teor de água com um aumento na sucção, conforme mostrado na curva (d).

A Figura 2.5 apresenta uma curva característica de um solo que pode ser dividida em três trechos ou zonas importantes: zona saturada, zona de dessaturação e zona residual.

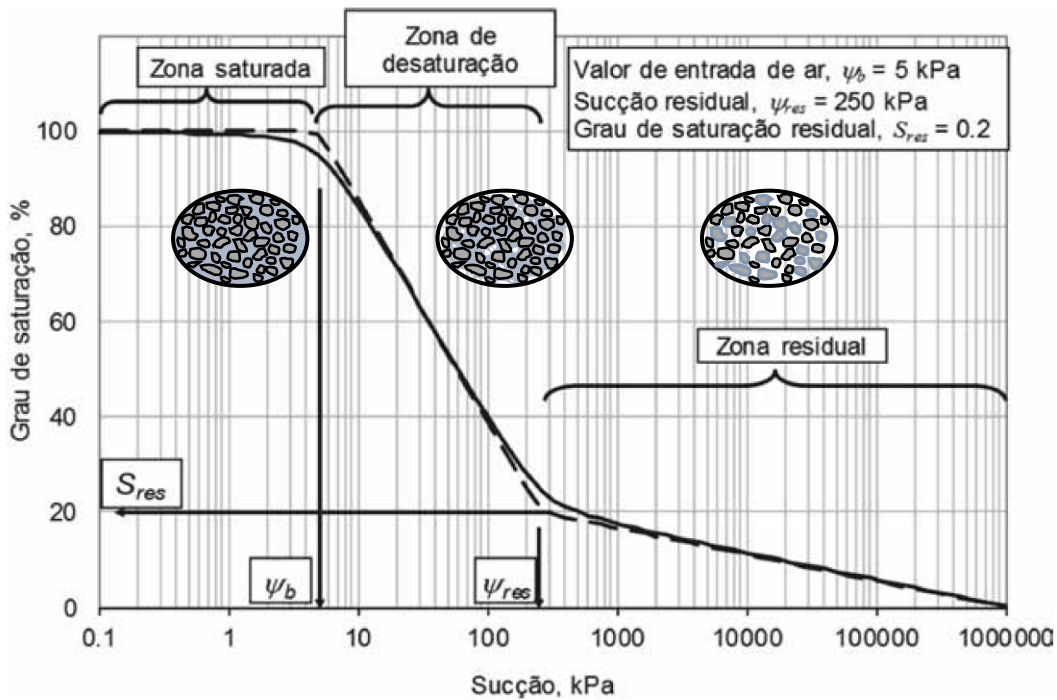


Figura 2.5. Parâmetros de uma curva característica (GITIRANA *et al.*, 2015)

Associadas a cada uma dessas zonas podem ser definidos certos parâmetros com significados físicos específicos:

- **Zona de saturação:** intervalo de sucção para o qual o material encontra-se essencialmente saturado. Nesta zona, a franja capilar apresenta um grau de saturação da ordem de 90% a 100%, onde a água encontra-se preenchendo quase todos os vazios e é considerada uma fase contínua.
- **Zona de dessaturação:** situada entre o valor de entrada de ar e a sucção residual. Nesta zona, ocorre fluxo de água sob o efeito do aumento da sucção. O grau de saturação varia de 15% a 90%. Nesta zona, as fases de ar e água são contínuas, mas a condutividade hidráulica decresce de forma linear.

- **Zona residual:** nesta zona, o ar preenche a maior parte dos vazios com um grau de saturação variando entre 0% e 15%. Nesta zona, a água residual presente nos vazios demanda uma elevada energia ou sucção para sua remoção.
- **Valor de entrada de ar (ψ_b):** é o valor que demarca a transição da zona saturada para a zona de dessaturação. Corresponde à máxima sucção que os maiores poros do material são capazes de suportar sem serem drenados. No caso de curvas bimodais, existe um segundo valor de entrada de ar referente à drenagem dos microporos.
- **Sucção residual (ψ_{res}):** é o valor que demarca a transição da zona de dessaturação para a zona residual. Para sucções inferiores à sucção residual, é possível fazer uma drenagem, em termos de fluxo de água líquida, nos poros do solo. Uma vez atingido o valor da sucção residual, a remoção de água exige sucções muito grandes.
- **Grau de saturação residual (S_{res}):** corresponde àquela quantidade de água armazenada nos poros do material em condição relativamente menos livre do que a água drenada na forma de fluxo livre.

2.2.2 Métodos para a determinação da curva características dos solos

Existem diversos métodos para estimar a curva característica dos solos. Esses métodos podem ser definidos como (MEZA, 2012):

- **Métodos diretos:** são utilizados para medir a sucção matricial. Neste caso, são medidas a poro-pressão negativa nos poros do solo (u_w) e a pressão atmosférica no campo, que é igual à pressão do ar nos poros (u_a). Logo, aplica-se a definição de sucção matricial como $u_a - u_w$. Os equipamentos mais utilizados são os tensiômetros e a técnica de translação de eixos.
- **Métodos indiretos:** nestes métodos, determina-se a sucção baseada na condição de equilíbrio da umidade do solo com medições de pressão de vapor, conteúdo de umidade ou propriedades físicas (condutividade térmica ou elétrica) do meio poroso em equilíbrio com o solo.

A Tabela 2.1 apresenta os intervalos de medição de sucção aproximados para cada uma das técnicas de medição.

Tabela 2.1. Intervalo de sucção aproximado para várias técnicas de medição da curva característica dos solos (MEZA, 2012).

Componente da sucção medida	Técnica/sensor	Intervalo de sucção medido (kPa)	Ensaio de campo ou laboratório
Sucção matricial	Tensiômetros	0 - 100	Campo e laboratório
	Técnica de translação de eixos	0 - 1500	Laboratório
	Sensores de condutividade elétrica ou térmica	0 - 400	Campo e laboratório
Sucção total	Papel filtro em contato	Intervalo completo	Campo e laboratório
	Papel filtro sem contato	1000 - 500000	Campo e laboratório
	Técnica do espelho resfriado	1000 - 450000	Laboratório
	Psicrômetros termopares	100 - 8000	Campo e laboratório

Os métodos da placa de sucção, da placa de pressão, do papel filtro, do equilíbrio de vapor e os tensiômetros se destacam por serem baseados em equipamentos relativamente simples e que precisam de poucos recursos laboratoriais. Além disso, dependendo da faixa de sucção em cada método, é possível complementar entre si os resultados para determinar a curva característica de um determinado solo. A seguir uma breve descrição de cada uma:

A. Placa de sucção:

A placa de sucção, também conhecida como funil de Haines, é muito utilizada para a definição do trecho inicial da curva de retenção e é recomendada para impor sucções entre 0 e 70 kPa. No entanto, é recomendada para sucções de até 40 kPa, já que no laboratório é muito difícil manter uma continuidade hidráulica do sistema. Neste ensaio, é fundamental conhecer previamente o tipo de material e a sua estrutura para definir os diversos valores de sucção a serem utilizados. Por exemplo, os solos mais argilosos tendem a apresentar uma sucção de entrada de ar elevada.

A Figura 2.6 ilustra o equipamento de placa de sucção. A placa de sucção consiste de um elemento poroso devidamente saturado, com um valor de entrada de ar compatível com a sucção máxima a ser imposta. Elementos porosos com valores de entrada de ar elevados apresentam uma reduzida permeabilidade, aumentando o tempo para saída de água pelo solo e o tempo de equilíbrio do sistema. Recomendam-se cerâmicas com valor de entrada de ar superior a 20 kPa.

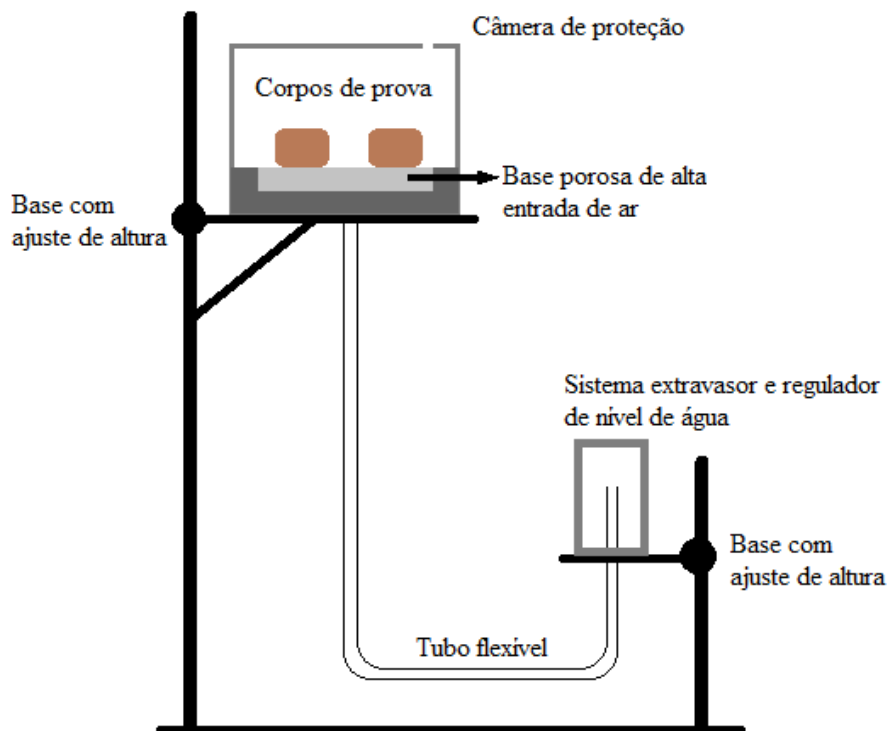


Figura 2.6. Detalhe da placa de sucção (MARINHO *et al.*, 2015)

O elemento poroso é colocado sobre um compartimento totalmente preenchido por água que é conectada a um tubo flexível, tendo, na sua extremidade, um regulador de nível. Esse regulador mantém o nível de saída de água em uma cota qualquer, escolhida em função da sucção matricial necessária. Logo, a medição da umidade de equilíbrio é feita retirando-se os corpos de prova para pesagem ao fim de cada estágio de aplicação de sucção e a partir da massa de sólidos, determinada, ao fim do ensaio, pelo método da estufa (MARINHO *et al.*, 2015).

B. Placa de pressão:

A placa de pressão é conhecida como “panela de Richards”, em homenagem ao cientista que a introduziu, na década de 1930. A configuração do equipamento pode ser vista na Figura 2.7 e consiste de uma câmara que deve ser hermeticamente fechada e que contém, no seu interior, uma placa ou prato poroso de elevada pressão de entrada de ar, onde podem ser colocadas várias amostras para serem ensaiadas. Esse sistema permite o controle de sucção pelo método de translação de eixos. Isto implica que a pressão de água, u_w , seja mantida nula quando a água da amostra é expulsa através da placa porosa, enquanto a pressão de ar, u_a , é aplicada no interior da câmara. A magnitude da sucção equivale então à diferença entre a pressão de ar aplicada e a pressão da água na amostra.

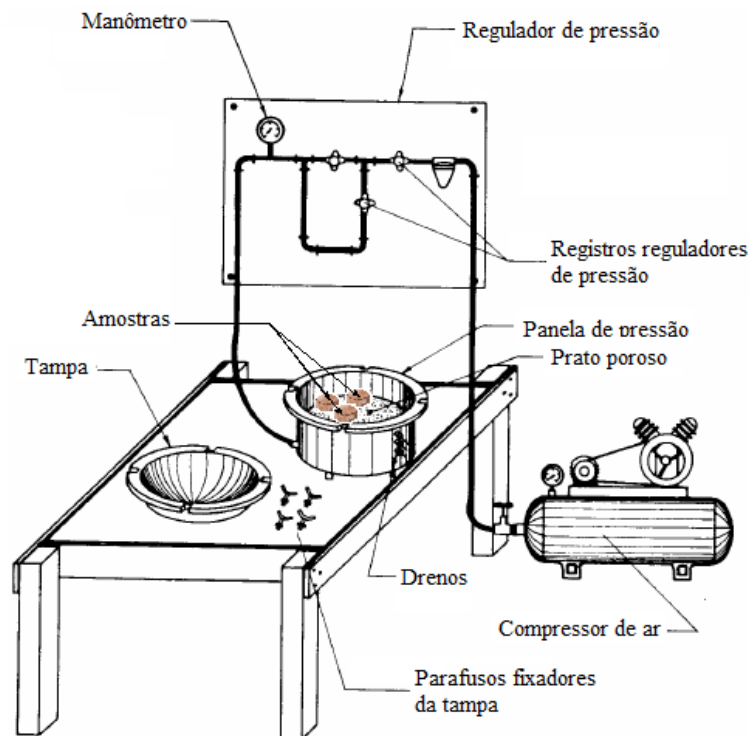


Figura 2.7. Esquema do equipamento de placa de pressão (RODRIGUES, 1997)

Durante o ensaio, o prato poroso deve estar saturado, garantindo uma coluna de água contínua entre o corpo de prova e a câmara de água inferior. Devido às características de retenção de água do prato poroso, não é permitida a passagem do ar, contanto que a pressão de entrada de ar não seja menor do que o nível de sucção máximo do meio poroso selecionado.

Em geral, os materiais cerâmicos da placa de pressão disponíveis podem atingir valores de entrada de ar entre 100 kPa e 1500 kPa. No entanto, quanto maior o valor de entrada de ar do prato poroso, menor o tamanho dos seus poros, menor a sua permeabilidade e, portanto, maiores os tempos de equilíbrio. Assim, deve-se sempre empregar elementos porosos cujos valores de entrada de ar não ultrapassem a faixa de sucções desejada com a finalidade de diminuir o tempo de equilíbrio. Alguns valores de entrada de ar recomendados por MARINHO *et al.* (2015), indicam que para areias podem ser usados pratos de 100 kPa, para siltes de 300 kPa, e para argilas entre 500 e 1500 kPa.

No caso de materiais com baixa coesão, é recomendável o uso de múltiplos corpos de prova, onde o teor de umidade é medido com a retirada de um corpo de prova por sucção aplicada. No caso de materiais coesivos, nos quais é possível fazer uma manipulação dos corpos de prova sem perda de material, pode-se fazer um acompanhamento dos teores de umidade a cada estágio de sucção com o uso de um único corpo de prova. Nesse caso, tanto o peso quanto o volume do corpo de prova devem ser determinados no final de cada estágio para o cálculo de parâmetros como grau de saturação, teor de umidade volumétrico e índice de vazios.

No caso de uma trajetória de secagem, as magnitudes de pressão aplicadas dentro da câmara são em ordem crescente. Segundo CAUDURO e DORFMAN (1992), as pressões aplicadas deveriam ser aproximadamente dobradas a cada estágio, por exemplo, 50 kPa, 100 kPa, 200 kPa, 400 kPa, sucessivamente. Cada estágio deve permanecer aplicado por um período de seis dias, tempo considerado necessário para a equalização da umidade.

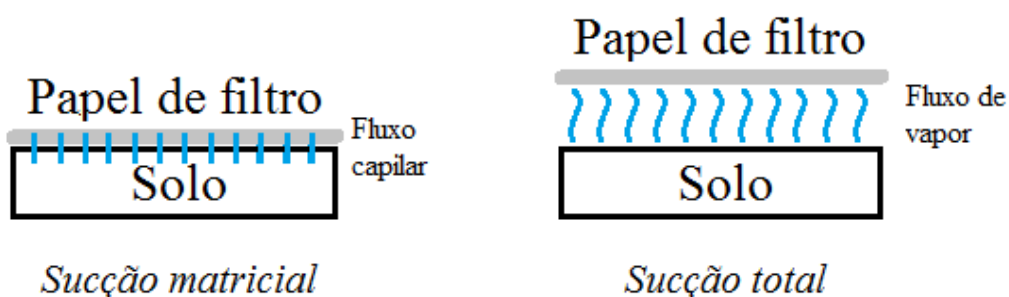
C. Método do papel filtro:

O método do papel filtro baseia-se na medição indireta da sucção (FREDLUND e RAHARDJO, 1993; RIDLEY, 1994; MARINHO, 2015). A técnica é a mais simples e econômica de todas as disponíveis para medir a sucção do solo em uma faixa de 10 a 10^5 kPa. No entanto, a simplicidade da técnica precisa de uma especial atenção por parte do usuário para evitar os erros de operação que afeta os resultados.

O método pode ser utilizado para medir a sucção matricial (quando o papel filtro está em contato com o solo) ou para medir a sucção total (neste caso, o papel filtro não deve estar em contato com o solo).

É importante indicar que a obtenção da curva característica com esta técnica não consiste em uma forma controlada de impor sucções. Na verdade, o método do papel de filtro baseia-se no princípio de adsorção e equilíbrio alcançado entre o potencial de umidade do papel filtro (com umidade menor) entrando em contato com um material poroso (solo), com um potencial de umidade diferente. Ou seja, quando o solo é colocado em contato com um material poroso que possua capacidade de absorver água, esta passará do solo para o papel até que o equilíbrio seja alcançado.

O fluxo de água pode ocorrer de duas maneiras: por fluxo de vapor ou por fluxo capilar. A Figura 2.8 ilustra um esquema dos arranjos utilizados para a medição da sucção. No caso da Figura 2.8(a), tem-se um contato e uma interação entre o papel filtro e a água do poro. Neste caso, tem-se um fluxo capilar que ocorre através das partículas do solo e das fibras do papel filtro sem que a água perca continuidade. Assim, a sucção medida é a matricial porque apenas as tensões capilares são vencidas nesse processo. Por outro lado, a sucção total é medida se o fluxo ocorre em forma de vapor, sem contato entre o solo e o material poroso (ver Figura 2.8(b)), já que as moléculas de água têm que escapar da água dos poros vencendo as forças capilares no solo e eventualmente forças osmóticas que agem devido à presença de sais (FREDLUND e RAHARDJO, 1993; MARINHO, 1995, 2015; SANTOS NETO e CARVALHO, 1995; RODRIGUES, 1997).



(a) Papel filtro em contato com o solo (b) Papel filtro sem contato com o solo

Figura 2.8. Tipos de fluxo da água da técnica do papel filtro (MARINHO *et al.*, 2015)

Como já dito, para a medida da sucção matricial, o método consiste em colocar o papel filtro em contato com a amostra de solo. Já no caso da sucção total, o papel filtro deve ficar sem contato com a amostra de solo. Em ambos os casos, sempre deve ser utilizado papel filtro “quantitativo”. O papel filtro mais usado é o “Whatman” No.42.

Uma vez colocado o papel filtro, a amostra é isolada do ambiente externo sendo colocada em algum depósito ou saco plástico hermeticamente fechado e levada à câmara úmida por um tempo que permita garantir o estado de equilíbrio da sucção. A Tabela 2.2 mostra tempos de equilíbrios, segundo diversos autores. Depois deste período, determina-se a umidade do papel filtro. O estado de equilíbrio fornece a mesma sucção no solo e no material poroso, porém com umidades diferentes. Para determinar a sucção, é preciso conhecer a curva de calibração do papel filtro utilizado.

Tabela 2.2. Tempos de equilíbrio recomendados para a técnica do papel filtro (FREDLUND *et al.*, 2008 apud. CHON KAN, 2017)

Referência	Tempo de equilíbrio	Tipo de sucção
FAWCETT e COLLIS-GEORGE (1967)	6-7 dias	Matricial
MCQUEEN e MILLER (1968)	7 dias	Matricial
AL-KHAFRAF e HANKS (1974)	2 dias	Matricial
HAMBLIN (1981)	Minutos-36 dias	Matricial
CHANDLER e GUTIERREZ (1986)	5 dias	Matricial
DURAN (1986)	7 dias	Total
GREACEN <i>et al.</i> (1987)	7 dias	Matricial
SIBLEY e WILLIAMS (1990)	3 dias	Matricial
	10 dias	Total
LEE e WRAY (1992)	14 dias	Matricial e total
HOUSTON <i>et al.</i> (1994)	7 dias	Matricial e total
HARISSON e BLIGHT (1998)	7-10 dias	Umedecido e total
	21 dias	Seco e total
	10 dias	Umedecido e total
	25-30 dias	Seco e total

Para determinar a curva de calibração, o procedimento utilizado consiste em permitir um estado de equilíbrio entre o papel filtro com uma sucção conhecida obtida a partir de uma dissolução específica (a norma americana ASTM D5298-16, recomenda o uso de NaCl ou KCl) dentro de um ambiente controlado. Posteriormente, deve-se pesar o papel filtro, logo o papel filtro é seco em estufa (normalmente 2 horas de secagem a 105°C). Ou seja, o papel filtro deve ser pesado antes e depois de colocá-lo na estufa, para determinar por

diferença o ganho de umidade. Essa umidade obtida é relacionada com a sucção gerada. No caso de utilizar os papéis de filtro “Whatman” No. 42 e “Schleicher e Schuell” No. 589, a norma americana ASTM D5298-16 apresenta na Figura 2.9 um exemplo das curvas de calibração.

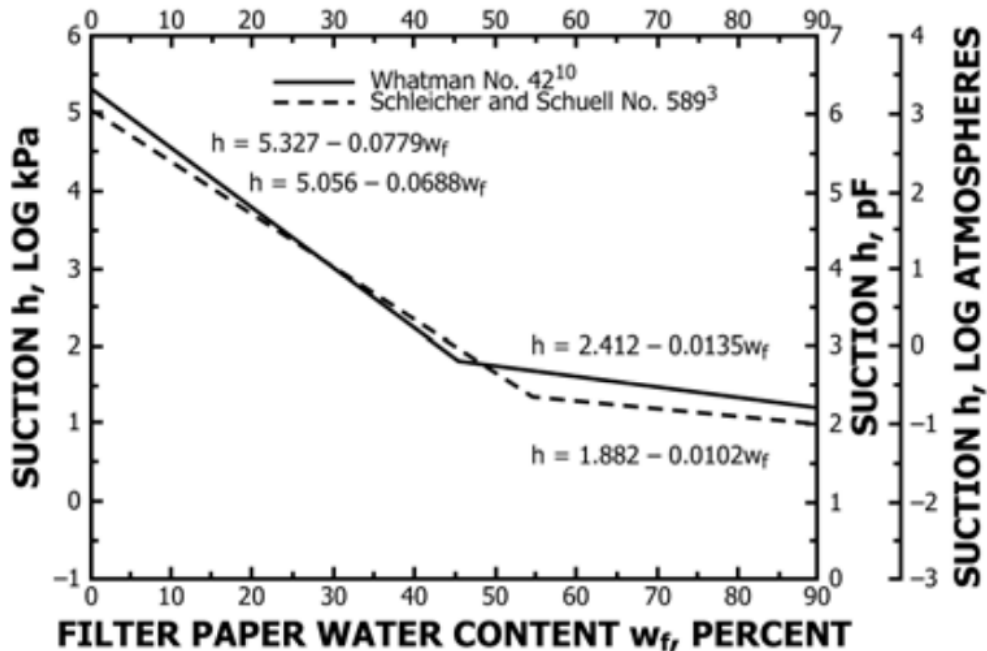


Figura 2.9. Curva de calibração para os papéis de filtro “Whatman” No.42 e “Schleicher e Schuell” No. 589 (ASTM, 2016)

D. Tensiômetro:

Os tensiômetros permitem a medição direta da pressão de poro negativa da água do solo. Segundo FREDLUND e RAHARDJO (1993), o uso desses equipamentos permite uma medida direta de sucção matricial. No entanto, devido à passagem dos sais solúveis através do sistema de medição, não é possível a medição da sucção osmótica.

O equipamento geralmente é composto por uma ponteira ou cápsula cerâmica porosa responsável por promover a interface entre a água do dispositivo e o solo (ver Figura 2.10). O material poroso da ponteira tem uma alta pressão de borbulhamento (alto valor de entrada de ar) com a finalidade de evitar a entrada de bolhas de ar no sistema. Dentro do tensiômetro, há um compartimento que deve ser completamente preenchido por água

e acoplado a um manômetro ou a qualquer outro dispositivo adequado para a medição da pressão da água.

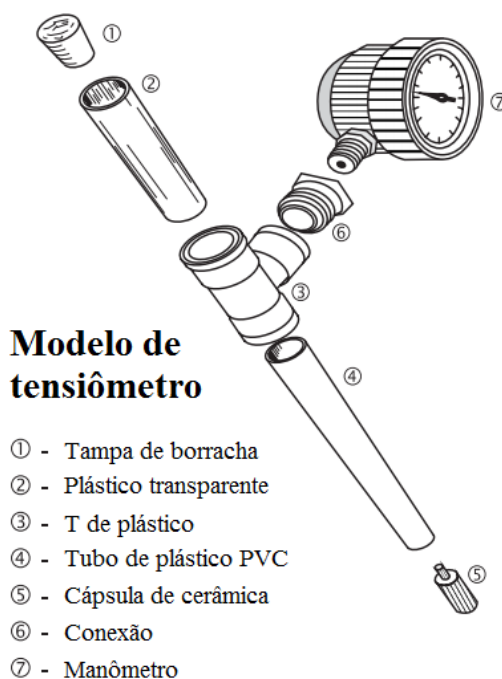


Figura 2.10. Tensiômetro e seus componentes (AZEVEDO *et al.*, 1983)

O funcionamento do tensiômetro é simples. Após estar completamente cheio de água e entrar em contato com o solo, a água começa a sair através da cápsula porosa, criando um vácuo no interior do tubo equivalente à poro-pressão negativa da água no solo. A magnitude desse vácuo será indicada no manômetro conectado ao tensiômetro.

Para os tensiômetros convencionais, a máxima sucção que pode ser medida é de aproximadamente 90kPa, valor que pode ser até menor se o tensiômetro não for saturado de forma apropriada. Essa limitação corresponde ao fenômeno de cavitação, que permite a expansão de microbolhas de ar no sistema, quando a água passa repentinamente da fase líquida para a fase gasosa devido à queda de pressão. No entanto, é possível estender a tensão de cavitação, tomando-se vários cuidados, tais como utilizar água deaerada por processos de vácuo sob agitação e fervura ou aplicação de vácuo no tensiômetro removendo a maior quantidade de ar aprisionado nas microcavidades (MARINHO *et al.*, 2005).

E. Psicrômetros termopares:

Os psicrômetros termopares consistem de uma câmera miniatura que contém um termopar, estando a câmera coberta com uma película fina ou cerâmica. Esse equipamento mede a umidade relativa do ar, a qual é inversamente proporcional à sucção total. Quando a sucção total é medida, o ar dentro do psicrômetro está em equilíbrio com a pressão do ar do solo. Porém, uma das limitações desse equipamento é a dificuldade de medição das umidades relativas próximas a 100%, já que neste ponto os valores da sucção total são próximos de zero. Os psicrômetros podem ser usados em medições de sucções totais *in situ* com uma ordem de grandeza acima de 300 kPa e com variações de umidade pequenas. Por isso, esse tipo de equipamento é muito utilizado para medição de valores altos de sucção em regiões áridas. No entanto, a corrosão nos fios metálicos do termopar pode afetar as medições da sucção.

F. Técnica do espelho resfriado (Chilled-mirror method):

O equipamento consiste de uma câmera onde é colocada uma amostra de solo. Nas medições com a técnica do espelho resfriado, a sucção total é determinada medindo a temperatura do ponto de orvalho do espaço acima da amostra. Isso é feito resfriando um espelho, cuja refletância é cuidadosamente monitorada por um sensor óptico. Quando o espelho atinge o ponto de orvalho, ele reflete as alterações e o dispositivo mede a temperatura na qual a primeira gota de orvalho foi condensada no espelho. Usando esta temperatura, o dispositivo calcula a sucção da amostra indiretamente e a mostra em um pequeno monitor em poucos minutos. Exemplos desse tipo de equipamento são os WP4-C (*Dewpoint Potential Meter*), cujo uso principal tem sido para a determinação de valores altos da sucção total.

2.2.3 Equações de ajuste para a representação da curva característica

A curva característica pode ser representada utilizando-se diversas equações de ajuste pré-definidas e dados obtidos experimentalmente. Para análises numéricas envolvendo o

fluxo de água e a previsão de diversas propriedades de solos não saturados, é necessário utilizar uma função contínua para a representação da curva característica. A Tabela 2.3 apresenta uma compilação de algumas equações propostas na literatura para representar a curva característica.

Tabela 2.3. Equações de ajuste para a curva característica (Zapata et al., 2000; Fredlund et al., 2012; Ávila, 2017)

Autor	Equação	Parâmetros
GARDNER (1958)	$\theta = \theta_r + \frac{\theta_s - \theta_r}{1 + a\psi^n} \quad (2.1)$	θ = conteúdo volumétrico de água; θ_s = conteúdo volumétrico de água do solo saturado; θ_r = conteúdo residual volumétrico de água; a = parâmetro relacionado com o inverso do valor de entrada do ar no solo, kPa; n = parâmetro do solo relacionado com a distribuição do tamanho do poro.
BROOKS COREY (1964)	$\theta = \theta_r + (\theta_s - \theta_r) \left[\frac{\psi}{h_b} \right]^{-\lambda} \quad (2.2)$	h_b = parâmetro relacionado com o valor de entrada do ar no solo; λ = parâmetro do solo relacionado com a distribuição do tamanho do poro.
BRUTSAERT (1967)	$\theta = \theta_r + (\theta_s - \theta_r) \left(1/1 + \left(\frac{\psi}{a} \right)^n \right) \quad (2.3)$	a = parâmetro relacionado com o valor de entrada do ar no solo; n = parâmetro do solo relacionado com a distribuição do tamanho do poro.
FARREL LARSON (1972)	$\theta = (u_a - u_w)_b \exp[\alpha(\theta_a - \theta_w)] \quad (2.4)$	α = constante empírica; $(u_a - u_w)_b$ = valor de entrada de ar no solo.
VAN GENUCHTEN (1980)	$\theta = \theta_r + \frac{\theta_s - \theta_r}{[1 + (\alpha\psi)^n]^{(1-1/n)}} \quad (2.5)$	α = parâmetro relacionado com o inverso do valor de

Autor	Equação	Parâmetros
VAN GENUCHTEN e BURDINE (1980)	$\theta = \theta_r + \frac{\theta_s - \theta_r}{[1 + (\alpha\psi)^n]^{(1-2/n)}} \quad (2.6)$	<p>entrada de ar no solo, kPa;</p> <p>n = parâmetro do solo relacionado com a distribuição do tamanho do poro.</p> <p>α = parâmetro do solo relacionado com o inverso do valor de entrada de ar no solo, kPa;</p> <p>n = parâmetro do solo relacionado com a distribuição do tamanho do poro.</p>
TANI (1982)	$\theta = \theta_r + (\theta_s - \theta_r) \left(1 + \frac{a-\psi}{a-n} \right) \exp\left(-\frac{a-\psi}{a-n}\right) \quad (2.7)$	<p>a = parâmetro relacionado com o valor de entrada de ar no solo;</p> <p>n = parâmetro do solo relacionado com a distribuição do tamanho do poro.</p>
MCKEE e BUMB (1987)	$\theta = \theta_r + \frac{\theta_s - \theta_r}{1 + \exp(1) \left[\frac{(h-a)}{b} \right]} \quad (2.8)$	<p>θ_r = conteúdo residual volumétrico de água;</p> <p>a, b = parâmetros de ajuste da curva.</p>
FREDLUND e XING (1994)	$\theta = C(h) + \left[\frac{\theta_s}{\left[\ln \left[\exp(1) + \left(\frac{h}{a} \right)^b \right] \right]^c} \right] \quad (2.9)$ $C(h) = \left[1 - \frac{\ln \left(1 + \frac{h}{h_r} \right)}{\ln \left(1 + \frac{10^6}{h_r} \right)} \right] \quad (2.10)$	<p>θ = conteúdo volumétrico de água;</p> <p>a = parâmetro relacionado com o inverso do valor de entrada do ar no solo, kPa;</p> <p>b = parâmetro que é principalmente função da taxa de extração de água do solo, uma vez que o valor de entrada de ar foi excedido;</p> <p>c = parâmetro do solo que é principalmente função do conteúdo de água residual;</p> <p>h_r = parâmetro do solo que é principalmente função da sucção à qual acontece o conteúdo de água residual, kPa.</p>

Autor	Equação	Parâmetros
ASSOULINE (1998)	$\theta = \theta_L + (\theta_s - \theta_l) \left[1 - \exp \left[-\xi \left(\frac{1}{\psi} - \frac{1}{\psi_L} \right)^\eta \right] \right] \quad (2.11)$	ψ = pressão capilar; ψ_L = pressão capilar correspondente ao valor muito baixo do conteúdo de água, no qual a condutividade hidráulica é insignificante; θ_L = conteúdo volumétrico de água na pressão capilar ψ_L ; η, ξ = parâmetros do ajuste.

Os modelos de ajuste mais antigos, como os propostos por BROOKS e COREY (1964) e VAN GENUCHTEN (1980), tinham como pretensão o ajuste da curva característica até o valor de umidade residual.

Das equações apresentadas na Tabela 2.3, apenas a proposta por FREDLUND e XING (1994) respeita a sucção máxima teórica de 10^6 kPa. Em geral, quanto maior o número de parâmetros, maior a capacidade de ajuste da equação. No entanto, isto é acompanhado de um aumento da complexidade da função. A equação 2.5 de VAN GENUCHTEN é relativamente popular, pois, ao incluir um parâmetro adicional relacionado com a distribuição do tamanho do poro, tem-se um aumento significativo na flexibilidade do seu formato.

2.3 Módulo de Resiliência de solos

Os ensaios de avaliação das propriedades mecânicas dos materiais de engenharia procuram simular as condições reais de sollicitação de campo. No entanto, os diferentes materiais presentes nas estruturas dos pavimentos estão sujeitos a cargas de diferentes intensidades e frequências variáveis ao longo do dia e do ano, dificultando a simulação das condições de campo.

O primeiro estudo sistemático da deformabilidade dos pavimentos foi feito por FRANCIS HVEEM, em 1955. Segundo HVEEM, o trincamento progressivo dos revestimentos

asfálticos se devia à deformação resiliente (elástica) das camadas subjacentes, em especial do subleito. Neste trabalho, começou-se a usar o termo de resiliência, definido como energia armazenada num corpo deformado elasticamente, a qual é devolvida quando cessam as tensões causadoras das deformações. HVEEM preferiu usar este termo em vez de deformação elástica porque as deformações nos pavimentos são muito maiores do que as de outros sólidos elásticos, como o concreto ou aço (MEDINA e MOTTA, 2015).

Para a determinação do Módulo de Resiliência de materiais de pavimentação, têm-se utilizado equipamentos de carga repetida em laboratório. Nestes ensaios, a força aplicada atua sempre no mesmo sentido de compressão, de zero a um máximo, e depois diminui até anular-se ou atingir um patamar inferior, para atuar novamente após um pequeno intervalo de repouso (fração de segundo). A amplitude e o tempo de pulso dependem da velocidade do veículo e da profundidade em que se calculam as tensões e deformações produzidas. HVEEM desenvolveu uma primeira versão do equipamento, em 1946 (HVEEM, 1955). SEED e FEAD desenvolveram, na década de 1950, um equipamento triaxial dinâmico (MONISMITH *et al.*, 1967), que serviu de modelo para os atuais.

A Figura 2.11 mostra o esquema do primeiro equipamento de ensaios triaxiais de cargas repetidas que foi instalado na COPPE/UFRJ, em 1977, que, junto com o IPR/DNER, implantou a tecnologia dos ensaios de carga repetida para obtenção do MR de materiais de pavimentação no Brasil.

O equipamento compreende um sistema pneumático de aplicação de carga, célula triaxial especial, sistemas de controle e sensores de medição de deformações. As tensões são aplicadas de forma rápida e alternada no topo da amostra através de um pistão. Para isto, o ar comprimido, ao passar por um registro de pressão, atua diretamente numa válvula que está em contato com o cilindro de pressão. Quando a válvula abre, a pressão do ar é transmitida através do cilindro para a amostra que está envolta por uma membrana de borracha, e, quando fecha, a pressão deixa de atuar. O tempo de abertura da válvula e a frequência desta operação são controlados. O sistema de medição das deformações é composto de transdutores do tipo LVDT. O transdutor transforma, por variação de campo magnético, a deformação axial durante o carregamento repetido em potencial elétrico.

Previamente, é feita uma calibração a fim de correlacionar as deformações com a amplitude do registro.

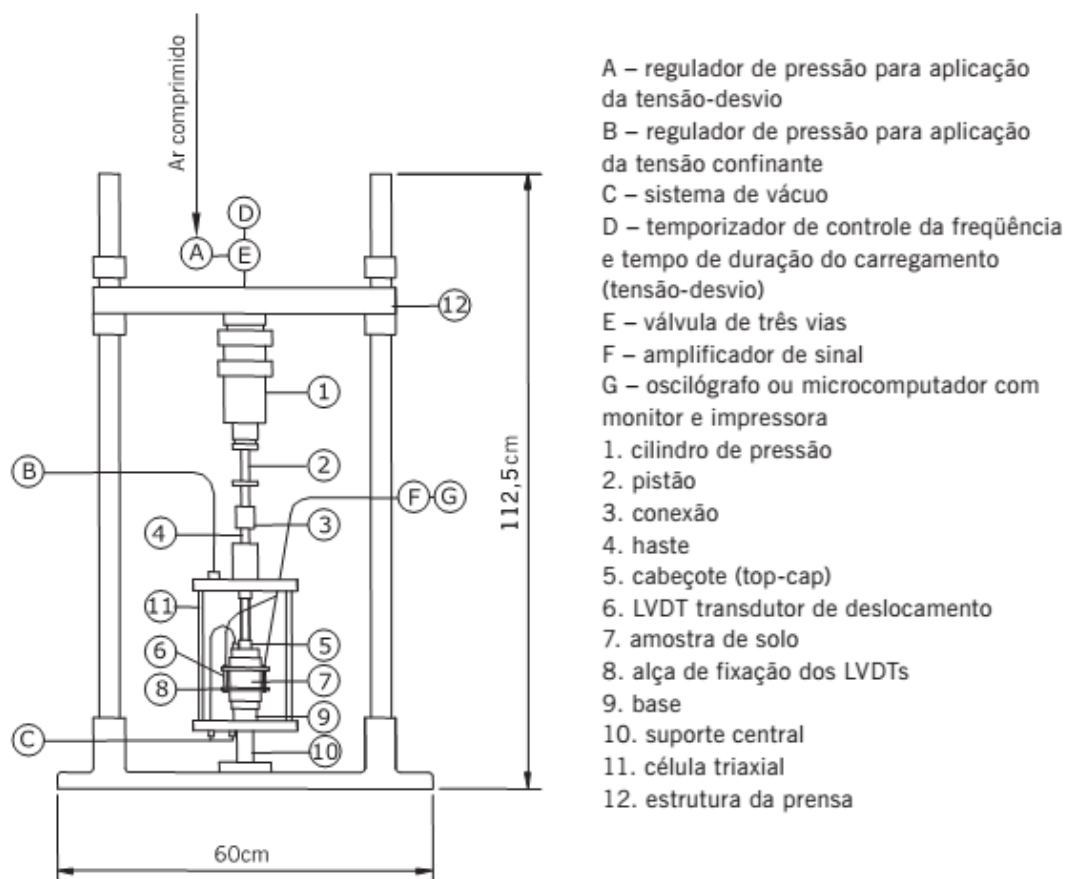


Figura 2.11. Esquema do primeiro equipamento de ensaios triaxiais de carga repetida de COPPE/UFRJ de 1977 (BERNUCCI *et al.*, 2006; MEDINA e MOTTA, 2015)

O material a ser ensaiado é compactado nas condições de estado representativas do projeto e obra, com altura de pelo menos duas vezes o diâmetro. São empregados normalmente corpos de prova de 100 mm de diâmetro e 200 mm de altura para solo, solo-cimento, misturas solo-agregado, etc. Para algumas britas graduadas simples ou tratadas com cimento ou ainda solo-brita-cimento, dependendo do diâmetro máximo dos agregados, devem ser usados corpos de prova de 150 mm de diâmetro por 300 mm de altura.

Em geral, para simular o carregamento correspondente à passagem de roda é aplicada uma carga semi-senoidal, com um tempo de duração de aplicação total de carga de 0,1 s

e um repouso de 0,9 s. São utilizados diferentes estados de tensões, aplicando diferentes tensões de confinamento, σ_3 , e tensões solicitantes, σ_1 .

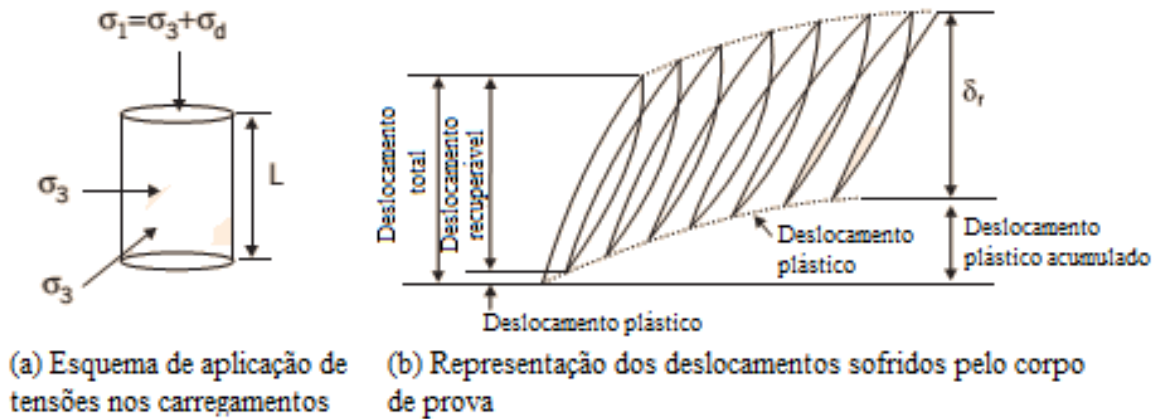


Figura 2.12. Tensões aplicadas e deslocamentos no ensaio de carga repetida (BERNUCCI *et al.*, 2006)

A Figura 2.12 mostra, de forma esquemática, um corpo de prova e as tensões aplicadas no carregamento. No repouso, a tensão desvio σ_d (diferença entre as tensões principais maior, σ_1 , e menor, σ_3) é retirada. Uma combinação variada de tensões é normalmente aplicada. Durante os ciclos de repetição de carga, são produzidos deslocamentos no corpo de prova e, nesses deslocamentos, uma parcela é recuperável e a outra é acumulada ou permanente, sendo desejável que os deslocamentos permanentes sejam de pequena magnitude.

Em 2010, o DNIT atualizou a norma de Módulo de Resiliência de solos e a norma DNER 131/94 foi substituída pela DNIT 134/2010. Entre os pontos importantes do ensaio, destacam-se os seguintes: condicionamento (igual ao usado anteriormente), duração do pulso de carga (0,1 s) e frequência de 1 Hz.

Por definição, o MR é determinado pela equação (2.12):

$$MR = \frac{\sigma_d}{\varepsilon_r} \quad (2.12)$$

Onde:

$\sigma_d = \sigma_1 - \sigma_3 =$ tensão desvio aplicada repetidamente no eixo axial, MPa;

$\sigma_1 =$ tensão principal maior, MPa;

$\sigma_3 =$ tensão principal menor ou tensão de confinamento, MPa;

$\varepsilon_r =$ deformação específica axial resiliente (recuperável), mm/mm;

Sendo:

$\varepsilon_r = \frac{\delta_r}{L}$, ou seja, deslocamento recuperável (δ_r) pela altura (L) do corpo de prova submetido às tensões.

2.3.1 Fatores que influenciam o Módulo de Resiliência de solos

O MR depende da natureza e constituição do solo, das condições de estado e das solicitações das tensões. O primeiro item refere-se à constituição mineralógica, textura das partículas, plasticidade da fração fina, arranjo estrutural das partículas e elos de cimentação natural. As condições de estado são a massa específica aparente e a umidade. As solicitações de tensão, aplicadas repetidamente, procuram representar a ação do tráfego numa estrutura de pavimento. Sendo assim, o módulo de resiliência pode ser afetado por vários fatores (SEED *et al.*, 1967; MEDINA e PREUSSLER, 1980; SVENSON, 1980; LI e SELIG, 1994; RODRIGUES, 1997; MEDINA e MOTTA, 2015):

- *Número de repetições da tensão desvio:* Para um pequeno número de repetições, ou seja, no início do ensaio, os contatos entre as partículas da amostra de solo, o cabeçote e a base da célula triaxial são irregulares, o que pode gerar valores de módulo de resiliência não confiáveis. Ao aumentar o número de repetições da tensão desvio, o módulo de resiliência se torna mais estável. Assim, o módulo de resiliência é considerado representativo do comportamento do campo para um grande número de aplicações de carregamento (SEED *et al.*, 1967; FREDLUND *et al.*, 1977; BRODSKY, 1988; PHILLIP, 1996).

- *Duração e frequência do carregamento:* O tempo de atuação do carregamento é estabelecido em função da velocidade dos veículos e do ponto dentro da estrutura do pavimento onde se deseja calcular o módulo de resiliência.
- *Método de compactação e peso específico aparente seco:* o módulo de resiliência aumenta como o aumento do peso específico aparente seco, que se consegue aumentando a energia de compactação, até certo ponto (há um limite ótimo desta energia para cada tipo de solo).

O método de compactação (estático, por impacto ou por amassamento) e o teor de umidade podem afetar os valores do módulo de resiliência. Em geral, os MRs das amostras compactadas por impacto apresentam valores maiores do que por amassamento. Por outro lado, o aumento do teor de umidade pode provocar uma redução nos valores de módulo de resiliência.

Em solos coesivos, todos os métodos de compactação produzem deformações cisalhantes pequenas no ramo seco. No ramo úmido, o método de compactação por amassamento causa maiores deformações cisalhantes (maior grau de dispersão) e maiores poro-pressões no ramo úmido. A compactação por impacto resulta em deformações cisalhantes ligeiramente menores do que as produzidas por amassamento (SEED e CHAN, 1959; SEED *et al.*, 1961; COFFMAN e MITCHELL, 1967 e SVENSON, 1980).

- *Condição de umidade:* Como já foi mencionado, o grau de saturação do solo dependerá do clima da região, do equilíbrio entre a precipitação local e a evapotranspiração, das condições de drenagem e da permeabilidade do solo. Uma grande quantidade de estudos mostra a influência da variação da umidade na variação do módulo de resiliência. Os resultados indicaram que um aumento do grau de saturação pode apresentar uma diminuição do Módulo de Resiliência de algumas amostras para diferentes condições de peso específico aparente seco. A magnitude destas variações depende do valor das tensões confinantes utilizadas nos ensaios e do material.

Nos ensaios triaxiais de carga repetida feitos por PREUSSLER (1978), foram obtidas deformações permanentes e recuperáveis pequenas quando as amostras foram ensaiadas no ramo seco da curva de compactação. No entanto, quando as amostras foram compactadas com umidades maiores que a umidade ótima, as deformações permanentes atingiram valores até 10 vezes maiores do que os valores obtidos para o ramo seco. Os resultados obtidos mostraram que, para a mesma tensão confinante, o módulo de resiliência é maior quando o nível de saturação é menor, sendo mais evidente para baixas tensões confinantes.

Os módulos de resiliência, como visto antes, dependem da densidade e da umidade dos solos. O modo como se arrumam e aglomeram as partículas de solo, assim como a quantidade de água de compactação e de equilíbrio são determinantes na deformabilidade.

Em geral, na prática comum dos laboratórios, os módulos de resiliência são obtidos de ensaios drenados, por simularem as condições de campo que devem ocorrer num pavimento bem construído, e são expressos em termos de tensões totais. Isto porque os materiais costumam ser ensaiados parcialmente saturados, por ser a condição de umidade de equilíbrio mais frequente no Brasil, especialmente nos pavimentos de rodovias de alto volume de tráfego, além da dificuldade de medir a pressão negativa da água nos poros (sucção) que permitiria trabalhar com pressões efetivas corrigidas (MEDINA e MOTTA, 2015).

2.3.2 Modelos mecânicos para o Módulo de Resiliência

Como foi dito na seção 2.3, o Módulo de Resiliência é determinado no ensaio triaxial de cargas repetidas, onde é determinada uma deformação total, constituída por duas parcelas: uma de deformação permanente (não recuperável) e outra resiliente (recuperável).

Os solos e as britas exibem um comportamento não linear, que não permite a aplicação da lei de Hooke generalizada. Para estes materiais, o Módulo de Resiliência depende do estado de tensões atuante (resultado do peso próprio e das cargas dos veículos), densidade,

umidade e grau de saturação. Em consequência disto, a resposta resiliente do solo não é um valor único, mas uma família de curvas.

Mantendo-se as condições de densidade, umidade e grau de saturação sob alguma especificação representativa das condições “in situ”, procura-se determinar, nos ensaios triaxiais, a relação experimental:

$$MR = f(\sigma_3, \sigma_d) \quad (2.13)$$

Onde:

$\sigma_d = \sigma_1 - \sigma_3 =$ tensão desvio;

$\sigma_1, \sigma_3 =$ tensão principal maior e tensão principal menor, respectivamente.

A seguir, são apresentados alguns modelos que consideram somente o estado de tensões do corpo de prova para condições específicas do teor de umidade, da tixotropia, da compactação inicial, da densidade e etc.

Segundo DUNLAP (1963), o módulo de resiliência (MR) para areias e britas em estado seco e condição saturada sob carregamento triaxial dinâmico pode ser representado pela equação (2.14):

$$MR = k_1 \sigma_3^{k_2} \quad (2.14)$$

Onde:

$\sigma_3 =$ tensão principal menor (igual à tensão de confinamento);

k_1 e $k_2 =$ parâmetros de regressão.

Segundo SEED *et al.* (1967), o módulo de resiliência pode ser expresso em função do invariante de tensões (θ), ao qual o corpo de prova está submetido (equação 2.15). Nesta relação, o gráfico obtido entre o MR e θ é uma linha reta em uma escala log-log. No entanto, neste modelo não são considerados os efeitos da tensão cisalhante dos solos.

$$MR = k_1 \theta^{k_4} \quad (2.15)$$

Onde:

θ = primeiro invariante de tensões, $\theta = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3$;

$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ = tensões principais;

k_1 e k_4 = parâmetros de regressão.

Em 1980, SVENSON desenvolveram um modelo para solos coesivos que considerou a tensão desvio (σ_d) (equação 2.16):

$$MR = k_1 \sigma_d^{k_3} \quad (2.16)$$

Onde:

$\sigma_d = \sigma_1 - \sigma_3$ = tensão desvio;

σ_1, σ_3 = tensão principal maior e tensão principal menor, respectivamente;

k_1 e k_3 = parâmetros de regressão.

MAY e WITCZAK (1981) desenvolveram um modelo, para solos coesivos, considerando o efeito das tensões cisalhantes, o primeiro invariante de tensões (θ) e a tensão desvio (σ_d). Neste caso, as tensões são normalizadas utilizando a pressão atmosférica e, σ_d está diretamente relacionada com a tensão cisalhante máxima ($\tau_m = \frac{\sigma_d}{2} = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2}$), pela equação 2.17:

$$MR = k_3 \left(\frac{\theta}{Pa} \right)^{k_4} \left(\frac{\sigma_d}{Pa} \right)^{k_5} \quad (2.17)$$

Onde:

$\sigma_d = \sigma_1 - \sigma_3$ = tensão desvio;

θ = primeiro invariante de tensões, $\theta = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3$;

$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ = tensões principais;

Pa = pressão atmosférica;

k_3, k_4 e k_5 = parâmetros de regressão.

WITCZAK e UZAN, em 1988, sugeriram um modelo, conhecido como Modelo Universal, que substitui a tensão desvio por um parâmetro fundamental como a tensão cisalhante octaédrica (τ_{oct}), como mostra a equação 2.18:

$$MR = k_1 \theta^{k_2} \tau_{oct}^{k_3} \quad (2.18)$$

Onde:

θ = primeiro invariante de tensões, $\theta = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3$;

τ_{oct} = tensão cisalhante octaédrica, $\tau_{oct} = \frac{1}{3} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2}$;

$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ = tensões principais;

k_1, k_2 e k_3 = parâmetros de regressão.

A equação 2.19, do Guia de Dimensionamento de Pavimentos da AASHTO (2002), apresenta um modelo aplicável para todos os tipos de materiais dos pavimentos, incluindo desde as argilas mais plásticas até as bases granulares, neste modelo, novamente, as tensões são normalizadas utilizando a pressão atmosférica:

$$MR = k_1 Pa \left(\frac{\theta}{Pa} \right)^{k_2} \left(\frac{\tau_{oct}}{Pa} + 1 \right)^{k_3} \quad (2.19)$$

Onde:

θ = primeiro invariante de tensões, $\theta = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3$;

τ_{oct} = tensão cisalhante octaédrica, $\tau_{oct} = \frac{1}{3} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2}$;

$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ = tensões principais;

Pa = pressão atmosférica;

k_1, k_2 e k_3 = parâmetros de regressão.

No Brasil, um modelo que se tornou o preferido para o cálculo do Módulo de Resiliência foi o modelo conhecido como modelo composto. A tese de MACÊDO (1996) mostrou resultados com coeficientes de determinação muito altos (da ordem de $R^2=0.96$) quando comparados com outros modelos utilizados. Posteriormente, FERREIRA (2002) desenvolveu uma planilha em Excel incorporando um método de eliminação de pontos

discrepantes do ensaio triaxial e aprimorando o cálculo do Módulo de Resiliência pelo modelo composto.

$$MR = k_1 \sigma_3^{k_2} \sigma_d^{k_3} \quad (2.20)$$

Onde:

$\sigma_d = \sigma_1 - \sigma_3 =$ tensão desvio;

$\sigma_1, \sigma_3 =$ tensão principal maior e tensão principal menor, respectivamente;

k_1, k_2 e $k_3 =$ parâmetros de regressão.

2.3.3 Módulo de Resiliência em condição não saturada

As variações das condições meteorológicas durante o ano podem produzir grandes alterações nos teores de umidade dos solos dependendo do acesso da água à camada e, portanto, no seu Módulo de Resiliência ao longo da vida útil do pavimento.

Por outro lado, nos solos de grãos finos, o Módulo de Resiliência diminui com o incremento de σ_d . Este efeito é conhecido como “stiff softening” e também pode estar associado com a umidade do material. No caso dos solos saturados, quando aplicado um carregamento, a poro-pressão aumenta rapidamente, sem tempo suficiente para se dissipar, produzindo uma diminuição da tensão efetiva e gerando uma redução do módulo de resiliência.

Segundo GUCUNZKI e BRILL (1994), a fase de dissipação da poro-pressão, devido ao carregamento imposto pela passagem dos veículos, acontece no período de tempo entre os ciclos de carregamento e sua efetividade depende diretamente da condutividade hidráulica do material. Ou seja, quando o volume de tráfego veicular é baixo, o tempo entre os ciclos de carregamentos é prolongado, permitindo um tempo suficiente de dissipação da poro-pressão com um aumento quase zero. Essa condição pode ser reproduzida no laboratório mediante ensaios de módulo de resiliência drenados.

No entanto, quando o volume de tráfego veicular é alto, o tempo entre os ciclos de carregamento é pequeno, produzindo um aumento na poro-pressão que não é dissipada durante o tempo de repouso. Esse mesmo comportamento pode acontecer quando a condutividade hidráulica do solo é baixa, o que requer tempos de dissipação de poro-pressão prolongados. No laboratório, tal condição pode ser simulada mediante ensaios de módulo de resiliência não drenados.

FREDLUND e RAHARDJO (1987) propõem o Módulo de Resiliência como uma função de três variáveis de tensões, como mostrado na equação 2.21.

$$MR = f[(\sigma_3 - u_a), (u_a - u_w), (\sigma_1 - \sigma_3)] \quad (2.21)$$

Onde:

u_a = pressão do ar;

u_w = poro-pressão da água;

$(\sigma_3 - u_a)$ = tensão principal menor líquida;

$(\sigma_a - u_w)$ = sucção matricial (ψ_m);

$(\sigma_1 - \sigma_3)$ = tensão desvio (σ_d).

Em geral, os ensaios do Módulo de Resiliência convencionais medem a resposta mecânica do material considerando as tensões totais. Por sua vez, na mecânica de solos não saturados, as tensões totais são substituídas pelas tensões normais líquidas, obtidas da diferença entre as tensões totais e a pressão do poro de ar ($\sigma - u_a$).

Segundo CARY e ZAPATA (2011), esta teoria não afeta a definição da tensão desvio ($\sigma_1 - \sigma_3$) porque a pressão de poro de ar afeta na mesma magnitude as tensões principais. No entanto, a tensão de confinamento e a tensão principal vertical devem ser ajustadas utilizando a técnica de translação de eixos. Ou seja, as tensões totais (tensão vertical e tensão de confinamento) devem ser aumentadas para considerar o efeito da pressão de poro de ar no corpo de prova. Desta forma, a tensão de confinamento se converte em uma tensão de confinamento líquida ($\sigma_3 - u_a$) e a tensão vertical se converte em uma tensão vertical líquida ($\sigma_1 - u_a$). Portanto, para obter a tensão de confinamento total para aplicar

no ensaio, deve-se incrementar a tensão de confinamento líquida na mesma proporção que a pressão de poro de ar aplicada no corpo de prova para gerar a sucção desejada.

Com a finalidade de incorporar os efeitos das variações do conteúdo de umidade sobre o módulo de resiliência dos solos, têm sido propostos diferentes modelos. Para a formulação dos modelos, foi preciso estudar e incorporar os princípios que governam a mecânica dos solos não saturados e a relação entre as poro-pressões da água (positivas e negativas) e a resposta do Módulo de Resiliência. A Tabela 2.4 apresenta alguns modelos desenvolvidos utilizando métodos empíricos, o conceito de tensão efetiva, teorias da micromecânica e leis da termodinâmica (CARY e ZAPATA, 2011; VANAPALLI e HAN, 2013).

Tabela 2.4. Modelos mecanísticos que incorporam a mecânica de solos não saturados (Vanapalli e Han, 2013 apud. Ávila, 2017)

Relações empíricas		
Autor	Equação	Descrição
JOHNSON <i>et al.</i> (1968)	$M_r = 1,35 \times 10^6 (101,36 - \psi)^{2,36} (\theta_1)^{3,25} (\gamma_d)^{3,06}$	Expressão derivada para solos arenosos. M_r está em MPa; ψ e θ_1 estão em kPa, e γ_d em Mg/m ³ .
CERATTI <i>et al.</i> (2004)	$M_r = 142 + 16,9\psi_m$	Expressão derivada para um solo laterítico (A-7-6 ¹) para um intervalo de sucção <i>in situ</i> de 0 a 14 kPa. M_r está em MPa; ψ_m está em kPa.
PARREIRA e GONÇALVES (2000)	$M_r = 14,10\sigma_d^{0,782}\psi^{0,076}$	Expressão derivada para um solo laterítico (A-7-6 ¹) para um intervalo de sucção <i>in situ</i> de 0 a 87500 kPa. M_r está em MPa; ψ e σ_d estão em kPa.
SAWANGSURIYA <i>et al.</i> (2009)	$\frac{M_r}{M_{rSat}} = -5,61 + 4,54\log(u_a - u_w)$ $\frac{M_r}{M_{rOpt}} = -0,24 + 0,25\log(u_a - u_w)$	Expressões obtidas para 4 tipos de solos finos (dois A-4 ¹ e dois A-7-6 ¹) para um intervalo de sucções entre 0 e 1000kPa. $u_a - u_w$ está em kPa.
MEPDG (2004)	$\log\left(\frac{M_r}{M_{rOpt}}\right) = a + \frac{b - a}{1 + \exp\left[\ln\left(-\frac{b}{a}\right) + k_m(S - S_{Opt})\right]}$	Pode prever o M_r de solos finos e grãos tendo em conta o conteúdo de umidade. Onde $S - S_{Opt}$ está em decimais.
Modelos constitutivos que incorporam a contribuição da sucção		
Autor	Equação	
JIN <i>et al.</i> (1994)	$\Delta M_r = K_1 K_2 \theta_b^{K_2 - 1} (\Delta\theta_{bT} + \Delta\theta_{bS})$	
HEATH <i>et al.</i> (2004)	$M_r = k_1 P a \left(\frac{P'}{Pa}\right)^{k_2} \left(\frac{\sigma_d}{Pa}\right)^{k_3}$, onde $P' = \frac{\theta_b}{3} + P_{suc} - u_a$ e $P_{suc} = \chi(u_a - u_w) = \frac{n_1 w G_s}{e} P a \left(\frac{1}{(w G_s)^{n_2}} - \frac{1}{e^{n_2}}\right)^{\frac{n_3}{n_2}}$	

LIANG <i>et al.</i> (2008)	$M_r = k_1 Pa \left(\frac{\theta_b + \chi \psi_m}{Pa} \right)^{k_2} \left(1 + \frac{\tau_{oct}}{Pa} \right)^{k_3}$
TAAMNEH e LIANG (2011)	$\frac{M_r}{Pa} = k_1 \left(\frac{\theta_{oct} + \chi \psi_m}{Pa} \right)^{k_2} \left(\frac{\tau_{oct}}{Pa} + 1 \right)^{k_3}$
LYTTON (1996)	$M_r = k_1 Pa \left(\frac{\theta_b - 3f\theta \psi_m}{Pa} \right)^{k_2} \left(\frac{\tau_{oct}}{Pa} \right)^{k_3}$
YANG <i>et al.</i> (2005)	$M_r = k_1 (\sigma_d + \chi \psi_m)^{k_2}$
ASHTIANI (2009)	$M_r = k_1 Pa \left(\frac{\theta_1 - 3f\theta \left(\psi_{m0} + \beta \frac{\theta_1}{3} + \alpha \tau_{oct} \right)}{Pa} \right)^{k_2} \left(\frac{\tau_{oct}}{Pa} + 1 \right)^{k_3}$
OH <i>et al.</i> (2012)	$M_r = k_1 Pa \left(\frac{\theta_b + 3k_4 \theta \psi}{Pa} \right)^{k_2} \left(\frac{\tau_{oct}}{Pa} + 1 \right)^{k_3}$

Modelos constitutivos estendidos e focados no estado de tensões das variáveis nas condições não saturadas

Autor	Equação
FREDLUND <i>et al.</i> (1977)	$\log M_r = c_{1d} - m_{1d}(\sigma_d)$
GUPTA <i>et al.</i> (2007)	$M_r = k_1 Pa \left(\frac{\theta_b - 3k_4}{Pa} \right)^{k_2} \left(k_5 + \frac{\tau_{oct}}{Pa} \right)^{k_3} + \alpha_1 (u_a - u_w)^{\beta_1}$ $M_r = k_1 Pa \left(\frac{\theta_b}{Pa} \right)^{k_2} \left(k_5 + \frac{\tau_{oct}}{Pa} \right)^{k_3} + k_{us} Pa \Theta^k (u_a - u_w)$
CAICEDO <i>et al.</i> (2009)	$M_r = k_1 Pa \left(1 - k_2 \frac{\sigma_d}{Pa} \right) \left(\frac{u_a - u_w}{Pa} \right)^{k_3} \frac{f(e)}{f(0,33)}, \text{ onde } f(e) = \frac{(1,93-e)^2}{(1+e)}$
CARY e ZAPATA (2011)	$\frac{M_r}{Pa} = k_1 \left(\frac{\theta_{net} - 3\Delta u_{w-sat}}{Pa} \right)^{k_2} \left(\frac{\tau_{oct}}{Pa} + 1 \right)^{k_3} \left(\frac{\psi_{m0} - \Delta \psi_m}{Pa} + 1 \right)^{k_4}$
OLOO e FREDLUND (1998)	Para materiais graúdos: $M_r = k\theta_b^m + k_s(u_a - u_w)$ Para materiais finos: Se $k_1 > \theta_b$:= $M_r = k_2 - k_3(k_1 - \theta_b) + k_s(u_a - u_w)$ Se $k_1 < \theta_b$:= $M_r = k_2 + k_4(\theta_b - k_1) + k_s(u_a - u_w)$

KHOURY *et al.* (2009)

$$M_r = k_1 Pa \left(\frac{\theta_b}{Pa} \right)^{k_2} \left(k_4 + \frac{\tau_{oct}}{Pa} \right)^{k_3} + \alpha_1 (u_a - u_w)^{\beta_1}$$

KHOURY *et al.* (2011)

$$M_r = \left[k_1 Pa \left(\frac{\theta_b}{Pa} \right)^{k_2} \left(1 + \frac{\tau_{oct}}{Pa} \right)^{k_3} + (\psi - \psi_0) \left(\frac{\theta_d}{\theta_s} \right)^{\left(\frac{1}{n} \right)} \right] \left(\frac{\theta_d}{\theta_w} \right)$$

NG *et al.* (2013)

$$M_r = M_0 \left(\frac{p}{p_r} \right)^{k_1} \left(1 + \frac{q_{cyc}}{p_r} \right)^{k_2} \left(1 + \frac{u_a - u_w}{p} \right)^{k_3}$$

1. Conforme o Sistema de Classificação de Solos AASHTO M145

Nota: Para todos os casos, ψ é a sucção total, θ_l é o primeiro invariante das tensões, γ_d é a densidade seca, u_a é a pressão do ar nos poros, u_w é a poro-pressão da água, ψ_m é a sucção matricial, M_{rSat} é o módulo em condição saturada, $(S-S_{Opt})$ é a variação no grau de saturação, a é o valor mínimo do $\log(M_r/M_{rOpt})$, b é o valor máximo do $\log(M_r/M_{rOpt})$, ΔM_r é a mudança no módulo devido à variação da temperatura e da sucção do solo, $\Delta\theta_{bS}$ é a mudança no primeiro invariante de tensões devido à sucção do solo, $\Delta\theta_{bT}$ mudança no primeiro invariante de tensões devido à temperatura, σ_{oct} é a tensão normal octaédrica, θ é o conteúdo volumétrico da água, f é um fator de saturação ($1 < f < 1/\theta$), χ é o parâmetro de tensão efetiva de Bishop, P' é a tensão efetiva média, P_{suc} é a tensão de confinamento efetivo na sucção, e é o índice de vazios, w é o teor gravimétrico de água, G_s é a massa específica real dos grãos, ψ_{m0} é a sucção matricial inicial, α e β são os parâmetros de Henkel para poro-pressão na água, Θ (θ/θ_s) é o teor de água volumétrica normalizado, θ_s é o conteúdo volumétrico de água quando a sucção é zero, ψ_0 é o valor de sucção do solo no momento da execução do teste, θ_d é o teor volumétrico da água através da curva de secagem, θ_w é o teor volumétrico da água através da curva de umedecimento correspondente ao mesmo valor de sucção do θ_d , n é um parâmetro do modelo obtido para a SWCC de Fredlung & Xing (1994), θ_{net} ($\theta_b - 3u_a$) é o invariante de tensões líquido, Δu_{w-sat} é o aumento na poro-pressão da água em condições não saturadas, $\Delta\psi_m$ é a mudança relativa na sucção matricial em relação ao ψ_{m0} devido ao aumento na poro-pressão da água em condições não saturadas, p ($\theta_b/3 - u_a$) é a tensão média líquida, p_r é a pressão de referência (1kPa), q_{cyc} é a tensão de cisalhamento cíclica, M_0 é o valor do módulo para um valor de referência quando $(u_a - u_w) = 0$, $(p - u_a) = p_r$ e $q_{cyc} = p_r$; e k , k_s , k_{us} , k_m , $K1$, $K2$, k_1 , k_2 , k_3 , k_4 , k_5 , n_1 , n_2 , n_3 , α_1 , β_1 e m são parâmetros de regressão. Para os solos finos, $a = -0,5934$, $b = 6,1324$ e para solos mais graúdos, $a = -0,3123$, $b = 0,3000$ e $k_m = 6,8157$.

Segundo VANAPALLI e HAN (2013), dos modelos apresentados anteriormente, os empíricos podem superestimar os valores do Módulo de Resiliência e seus parâmetros de calibração só podem ser usados para solos muito similares aos que foram utilizados para a sua formulação. Os modelos que incorporam a contribuição da sucção geralmente são mais acurados para a previsão do Módulo de Resiliência em função do estado de tensões e da sucção do solo. Finalmente, o sucesso dos modelos depende significativamente do uso de uma base de dados extensa, com uma grande quantidade de tensões e sucções dos solos.

2.3.4 Relação entre o Módulo de Resiliência e a curva característica

Como já mencionado, a curva característica é muito importante para modelar o fluxo da água nos solos não saturados e na previsão do conteúdo de umidade nas camadas do pavimento. Por outro lado, também tem sido observado que o teor de umidade pode modificar as propriedades mecânicas dos materiais granulares e solos. Assim, diversos autores têm utilizado a curva característica como uma ferramenta para a previsão das propriedades não lineares dos solos não saturados com relação à sucção, à tensão cisalhante, ao coeficiente de permeabilidade, à capacidade de suporte, à elasticidade e etc. (FREDLUND *et al.*, 1994; FREDLUND, 2004; KHOURY e ZAMAN, 2004; VANAPALLI e MOHAMED, 2007; CARY e ZAPATA, 2011; NG *et al.*, 2012; VANAPALLI e HAN, 2013). A Figura 2.13 mostra a relação entre várias propriedades de solos não saturados e a curva característica.

Em geral, uma das metodologias mais simples para utilizar a curva característica para a formulação de modelos para a previsão do Módulo de Resiliência é baseada na determinação de diferentes níveis de sucção, para diferentes conteúdos de umidade específicos, e a realização de ensaios de Módulo de Resiliência para esses níveis de sucção e umidade. Esse procedimento permite uma economia de tempo sem precisar de equipamentos de ensaio com controle de sucção para ensaios em solos não saturados (PHILLIP e CAMERON, 1995; PHILLIP, 1996; KHOURY e ZAMAN, 2004; YANG *et al.*, 2005; OH *et al.*, 2009; CARY e ZAPATA, 2011; NG *et al.*, 2012, 2013).

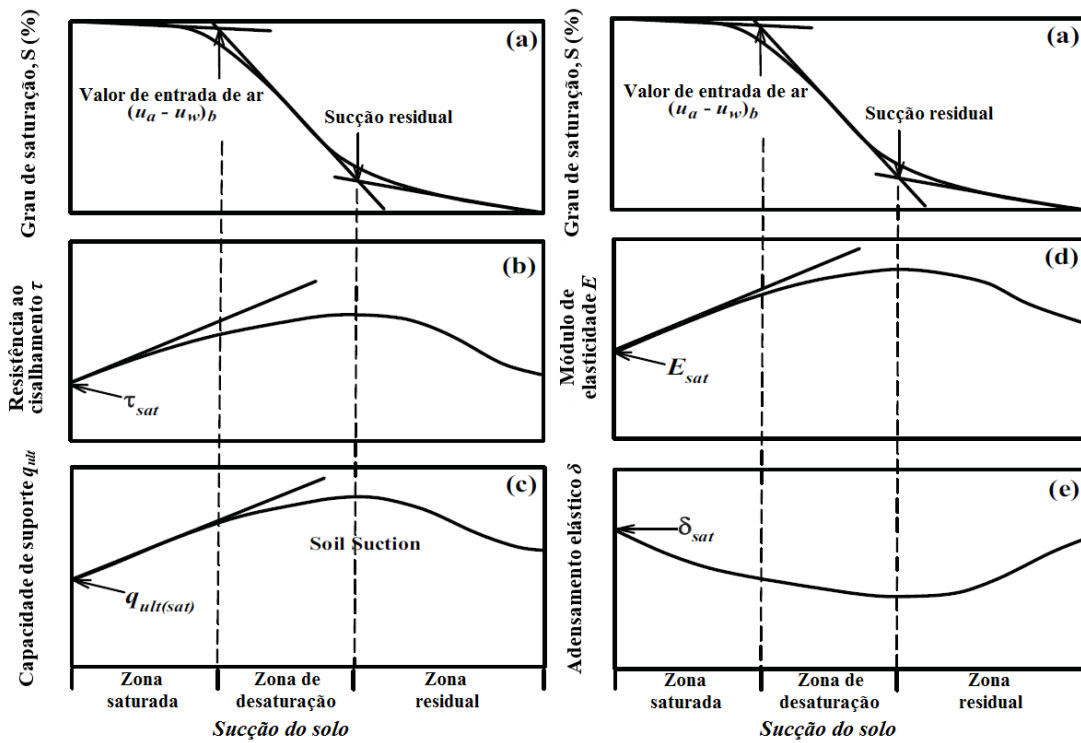


Figura 2.13. Propriedades mecânicas dos solos (a) curva característica em relação a: (b) resistência ao cisalhamento, (c) capacidade de suporte, (d) módulo de elasticidade, (e) adensamento elástico (VANAPALLI e HAN, 2013)

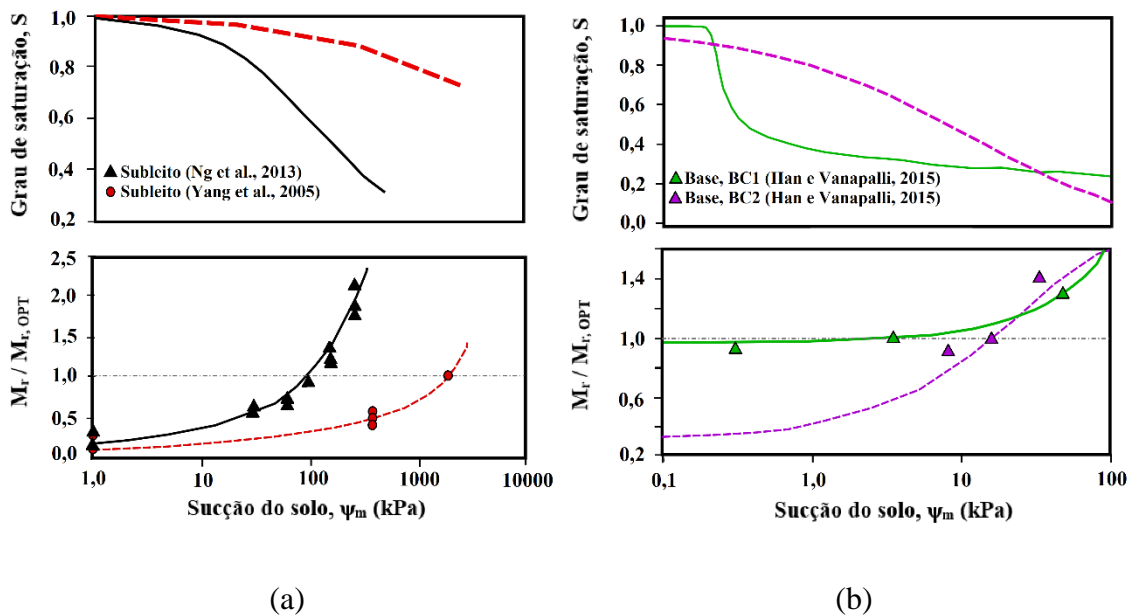


Figura 2.14. Variação na curva característica com respeito à sucção do solo para: (a) solos finos, (b) materiais graúdos de base (VANAPALLI e HAN, 2013; HAN e VANAPALLI, 2015)

Estudos como os de YANG *et al.* (2005), NG *et al.* (2013) e HAN e VANAPALLI (2015) demonstram que existe uma forte relação entre a forma da curva característica e a variação do Módulo de Resiliência com respeito à sucção no solo, tanto para solos finos como graúdos (Figura 2.14). No entanto, não existem na literatura modelos consagrados para a previsão do Módulo de Resiliência que considerem a influência da sucção do solo de forma direta. Portanto, a literatura ainda carece de pesquisas neste assunto para incluir as variações do Módulo de Resiliência com a umidade como parâmetro prático para o dimensionamento de pavimentos usando métodos mecanístico-empíricos.

2.4 Cálculo de tensões e deformações em pavimentos

O cálculo de tensões e deformações em pavimentos tem evoluído ao longo do tempo. Na maioria das situações práticas, as massas do solo têm uma superfície horizontal a partir da qual a profundidade (z) é medida verticalmente para baixo, com x e y como dimensões horizontais. Geralmente, as dimensões de x , y , z são grandes em comparação com o tamanho da área de contato dos pneus dos veículos. O modelo básico da massa do solo é, portanto, um semi-espaço elástico (meio semi-infinito), cujas bordas estão suficientemente afastadas para não afetar a análise. Supõe-se que o solo seja homogêneo, elástico e isotrópico e a teoria elástica seja aplicada diretamente.

Em 1885, Boussinesq publicou soluções exatas para calcular as tensões sob uma carga pontual aplicada à superfície de uma massa de solo semi-infinito, de espessura infinita, homogênea, isotrópica e elástica linear.

No trabalho original de Boussinesq foram usadas coordenadas polares (r , θ , z), conforme indicado na Figura 2.15, onde o aumento das tensões em um determinado ponto sob um carregamento pontual P na superfície é dado pelas equações:

$$\Delta\sigma_z = \frac{3Pz^3}{2\pi R^5} \quad (2.22)$$

$$\Delta\sigma_r = \frac{P}{2\pi R^2} \left(\frac{3zr^2}{R^3} - \frac{R(1-2\nu)}{R+z} \right) \quad (2.23)$$

$$\Delta\sigma_{\theta} = \frac{P}{2\pi R^2} (2\nu - 1) \left(\frac{z}{R} - \frac{R}{R+z} \right) \quad (2.24)$$

$$\Delta\tau_{rz} = \frac{3Pz^2r}{2\pi R^5} = \Delta\sigma_z \frac{r}{z} \quad (2.25)$$

$$\Delta\tau_{\theta r} = \Delta\tau_{\theta z} = 0 \quad (2.26)$$

Onde:

ν = módulo de Poisson;

$$r = \sqrt{x^2 + y^2};$$

$$R = \sqrt{r^2 + z^2} = \sqrt{x^2 + y^2 + z^2}$$

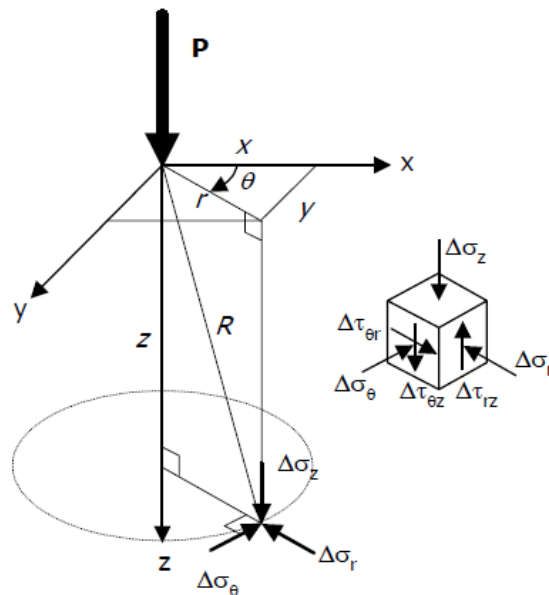


Figura 2.15. Tensões sob uma carga pontual aplicada à superfície (VARGAS, 2005)

Observa-se que a tensão vertical, neste caso, é dependente da profundidade e da distância radial e independente das propriedades físicas do meio. A solução de Boussinesq foi usada para os primeiros estudos das distribuições dos campos de tensão, deformação e deslocamentos em pavimentos.

A Figura 2.16 mostra o semi-espaço homogêneo sob um carregamento em uma área circular de raio “a” e intensidade uniforme “q”. Devido à axissimetria, tem-se três componentes de tensão normal (σ_z , σ_r , σ_{θ}) e uma componente de tensão cisalhante (τ_{rz}).

As tensões e deformações mais críticas acontecem no centro da área circular ao longo do eixo de simetria, onde $\tau_{rz}=0$ e $\sigma_r = \sigma_\theta$ e σ_z e σ_r são as tensões principais, e dadas por:

$$\Delta\sigma_z = q \left(1 - \frac{z^3}{(a^2+z^2)^{1,5}} \right) \quad (2.27)$$

$$\Delta\sigma_r = \Delta\sigma_\theta = q \left(1 + 2\nu - \frac{2(1+\nu)z}{(a^2+z^2)^{0,5}} + \frac{z^3}{(a^2+z^2)^{1,5}} \right) \quad (2.28)$$

Note-se que σ_z é independente do módulo de elasticidade, E, e do coeficiente de Poisson, ν do meio avaliado. Por sua vez, σ_r é independente do módulo de elasticidade, E, do meio avaliado. O módulo de elasticidade e o coeficiente de Poisson se aplicam ao cálculo das deformações radiais e verticais.

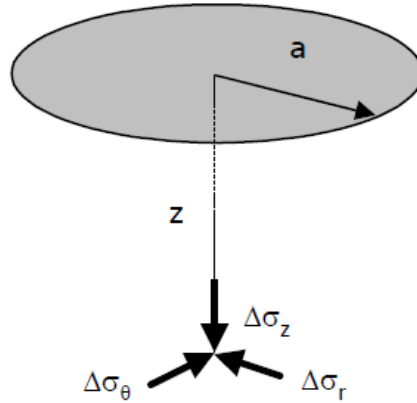


Figura 2.16. Componentes das tensões sob um carregamento em uma área circular (VARGAS, 2005)

As deformações podem ser calculadas como seguem nas Equações 2.29 e 2.30:

$$\varepsilon_z = \frac{(1+\nu)q}{E} \left(1 - 2\nu + \frac{2\nu z}{(a^2+z^2)^{0,5}} - \frac{z^3}{(a^2+z^2)^{1,5}} \right) \quad (2.29)$$

$$\varepsilon_r = \frac{(1+\nu)q}{2E} \left(1 - 2\nu - \frac{2(1-\nu)z}{(a^2+z^2)^{0,5}} + \frac{z^3}{(a^2+z^2)^{1,5}} \right) \quad (2.30)$$

Para pontos localizados fora do eixo vertical central da placa, pode-se usar a fórmula geral $\Delta\sigma_z = qI$ para calcular o aumento da tensão vertical, onde I é o fator de influência. Nesse caso, o fator de influência depende do raio da placa (a), da distância horizontal (x) e da profundidade (z). Os valores normalizados de distância horizontal (x/a) e profundidade

(z/a) são usados para o cálculo. O fator de influência percentual pode ser obtido diretamente na Figura 2.17 ou por interpolação na Tabela 2.5

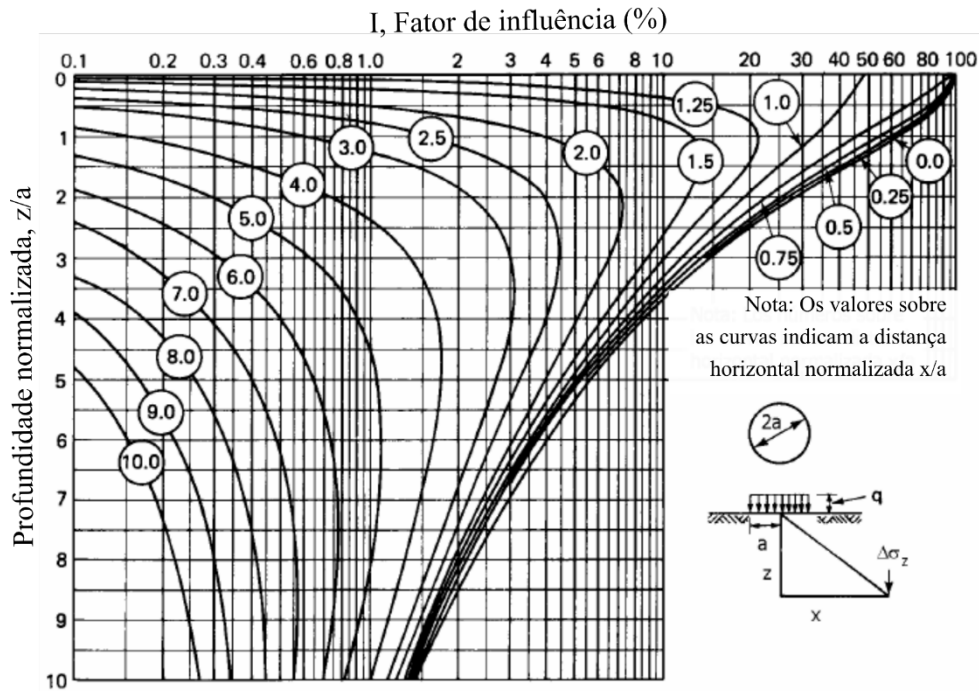


Figura 2.17. Fatores de influência sob um carregamento em uma área circular (VARGAS, 2005)

Tabela 2.5. Fatores de influência sob um carregamento em uma área circular (VARGAS, 2005)

$z/a \downarrow$	$x/a=0 \rightarrow$	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0	1,2	1,5	2,0	3,0
0,0	1,000	1,000	1,000	1,000	1,000	0,500	0,000	0,000	0,000	0,000
0,2	0,993	0,991	0,987	0,970	0,890	0,468	0,076	0,009	0,001	0,000
0,4	0,949	0,943	0,919	0,861	0,712	0,434	0,179	0,041	0,006	0,000
0,6	0,864	0,852	0,814	0,786	0,591	0,400	0,225	0,079	0,016	0,001
0,8	0,756	0,742	0,698	0,619	0,504	0,366	0,237	0,108	0,030	0,004
1,0	0,647	0,634	0,591	0,525	0,435	0,333	0,235	0,126	0,042	0,006
1,2	0,547	0,535	0,502	0,447	0,377	0,300	0,226	0,136	0,053	0,009
1,5	0,424	0,416	0,392	0,355	0,308	0,256	0,205	0,137	0,056	0,014
2,0	0,285	0,285	0,267	0,248	0,224	0,196	0,168	0,127	0,073	0,022
3,0	0,146	0,145	0,141	0,135	0,127	0,118	0,108	0,092	0,067	0,031
4,0	0,087	0,087	0,085	0,082	0,079	0,075	0,071	0,065	0,053	0,031
5,0	0,057	0,057	0,056	0,055	0,054	0,052	0,049	0,046	0,041	0,027
10,0	0,015	0,014	0,014	0,014	0,014	0,014	0,014	0,014	0,012	0,012

Quando a massa do solo está composta de camadas de materiais finos e graúdos, como no caso de uma estrutura de pavimento, ou de camadas alternadas de argila e areia, como em um depósito aluvial, alguns autores acreditam que as equações de WESTERGAARD

(1938) fornecem melhores estimativas para o aumento do esforço $\Delta\sigma_z$. As equações de Westergaard, diferentemente das de Boussinesq, incluem o coeficiente de Poisson ν , para levar em consideração os efeitos da deformação horizontal na tensão vertical, como mostrado na Equação 2.31 sob uma carga pontual, e na equação 2.32 sob carregamento em uma área circular:

$$\Delta\sigma_z = \frac{P}{2\pi z^2} \frac{\sqrt{\frac{1-2\nu}{2(1-\nu)}}}{\left(\frac{1-2\nu}{2(1-\nu)} + \left(\frac{r}{z}\right)^2\right)^{3/2}} \quad (2.31)$$

$$\Delta\sigma_z = q \left(1 - \sqrt{\frac{\frac{1-2\nu}{2(1-\nu)}}{\frac{1-2\nu}{2(1-\nu)} + \left(\frac{r}{z}\right)^2}} \right) \quad (2.32)$$

Onde:

P = carga vertical pontual;

q = pressão uniforme aplicada na área de carregamento circular;

x = distância horizontal no eixo x;

y = distância horizontal no eixo y;

z = profundidade no eixo z;

ν = coeficiente de Poisson;

$$r = \sqrt{x^2 + y^2}$$

Em 1943, Burmister desenvolveu soluções para um sistema constituído por duas camadas sobrepostas. Em seguida, em 1945, Burmister as estendeu para um sistema formado por três camadas. Posteriormente, estas soluções foram estendidas e são utilizadas nas análises envolvendo camadas múltiplas, com o uso de microcomputadores.

Nesta solução, as premissas básicas a serem satisfeitas pelo sistema de camadas são (HUANG, 2004):

- Cada camada é homogênea, isotrópica e linearmente elástica com módulo de elasticidade E , e coeficiente de Poisson ν ;
- As camadas não tem peso;
- As camadas são admitidas infinitas horizontalmente e finitas verticalmente;
- Cada camada tem uma espessura finita, exceto a camada final, geralmente o subleito, a qual é considerada de espessura infinita;
- A pressão uniforme “ q ” é aplicada em uma área circular de raio “ a ”;
- As condições de continuidade são satisfeitas nas interfaces da camada, ou seja, atua a mesma tensão vertical, tensão de cisalhamento, deslocamento vertical e deslocamento radial. Para interface sem atrito, a continuidade da tensão de cisalhamento e deslocamento radial é substituída pela tensão de cisalhamento zero em cada lado da interface.

Posteriormente, muitas outras equações de tensão e deslocamento foram desenvolvidas para diferentes tipos de carga, estratos de espessura finita, massas estratificadas e massas carregadas internamente.

De maneira geral, simplificados os principais parâmetros necessários para o dimensionamento racional (ou mecânico) de uma estrutura são:

- a tensão vertical (σ_v) no subleito, considerada a camada mais fraca em termos de deformações permanentes; e
- a deformação específica de tração (ε_t) na camada inferior do revestimento (maior deformação de tração na fibra inferior do revestimento, por unidade de comprimento), responsável pela fadiga do material asfáltico.

Inicialmente, estima-se a estrutura (espessura de cada camada) do pavimento e calculam-se os dois parâmetros σ_v e ε_t para compará-los com os valores estabelecidos pelos critérios de projeto. Se os valores admissíveis de projeto forem maiores, então as espessuras adotadas são satisfatórias, caso contrário, as espessuras devem ser redimensionadas.

Como primeiro passo, necessita-se de uma ferramenta confiável e de fácil utilização para a determinação das tensões e deformações atuantes na estrutura do pavimento, que é um sistema de várias camadas de pequenas espessuras, relativamente, e de características bem diversas.

Para a obtenção das tensões e deformações utilizam-se programas computacionais. Com esta finalidade, vários programas foram desenvolvidos nas últimas décadas, entre eles soluções tais como o CHEV em 1963, pela Chevron Research Company; o BISAR em 1972, pela Shell, considerando carregamentos horizontais e verticais; o ELSYM5 (*Elastic Layered Symmetrical*) em 1972, pela Universidade da Califórnia, em Berkeley, para sistemas de cinco camadas e que utiliza o método das diferenças finitas e na solução nas equações de Burmister.

Em todos estes casos foram considerados que os materiais do pavimento tinham comportamento elástico linear, sendo empregado o princípio da superposição das tensões e deformações para determinação dos efeitos de rodas múltiplas a partir dos resultados calculados para uma única roda.

A principal desvantagem destes modelos é que os solos e materiais granulares quase nunca apresentam um comportamento linear sob cargas repetidas. Então, tornou-se necessário o desenvolvimento de outras ferramentas de análise do comportamento tensão-deformação não-lineares. Neste caso, o módulo de elasticidade depende das tensões atuantes e, portanto, o valor do módulo de elasticidade muda conforme a localização do ponto analisado em relação à posição do carregamento no interior de cada camada.

Também podem ser citados outros programas que permitem a consideração do comportamento não linear dos materiais, como, por exemplo, o FEPAVE (*Finite Element Analysis of Pavement Structures*), desenvolvido na Universidade da Califórnia, em Berkeley, EUA, cuja versão 2 foi doada à COPPE/UFRJ e foi inicialmente implementada no equipamento UNIYS, em 1972. A partir de 1991, foi adaptada uma versão para microcomputador.

No Brasil, algumas ferramentas disponíveis mais recentes são: o AEMC, desenvolvido por FRANCO (2007), que utiliza os procedimentos de cálculo com base no programa

JULEA (*Jacob Uzan Layered Elastic Analysis*) para o cálculo de tensões, deformações e deslocamentos, utilizando o cálculo analítico com base na teoria de Burmister. Adicionalmente, o AEMC permite considerar o comportamento elástico não linear dos materiais utilizando as técnicas de RODRIGUES (1998) e HUANG (2003); O EFin3D, uma ferramenta contida em um pacote denominado SisPav, criado por FRANCO (2007), é um programa de elementos finitos, em 3D, cuja rotina de cálculo baseia-se em rotinas específicas do RIOPAVE (AEDO, 1997), que foram adaptações do FEPAVE, já mencionado.

Tendo em conta as dificuldades e simplificações destes vários programas, e considerando as facilidades computacionais atuais, tem aumentado nos últimos anos o uso de ferramentas mais poderosas, com programas genéricos potentes, que podem ser customizados de acordo com o problema a ser resolvido.

2.4.1 O método de elementos finitos

A modelagem numérica é uma poderosa ferramenta que permite a avaliação das respostas dos pavimentos asfálticos considerando as diferentes propriedades dos materiais componentes da estrutura do pavimento, as suas geometrias e as condições de carregamento impostas pela ação do tráfego.

Entre as metodologias que têm sido difundidas com muito sucesso nas últimas décadas, destacam-se as baseadas no método dos elementos finitos (MEF). Segundo PROFILLIDIS (2006), uma aplicação exitosa do MEF é aquela que conduz a resultados que não desviam mais do que 20% em relação a medições reais. Para se chegar a previsões com bons níveis de precisão, deve-se ter cuidado com itens como:

- Definição adequada das condições de contorno e limites do problema;
- Decisão se a análise será estática ou dinâmica;
- Definição do comportamento esperado dos materiais: elástico, elastoplástico, viscoelástico, etc.;
- Determinação adequada dos valores das propriedades dos materiais;

- Definição apropriada das forças atuantes: direção, magnitude e posição;
- Revisão da confiabilidade e acurácia dos métodos de cálculo numérico;
- Análise das tensões, deslocamentos, deformações, e demais resultados obtidos;
- Comparação dos resultados do modelo numérico com os resultados experimentais reais.

MEDINA e MOTTA (2015) alertam que frequentemente são assumidas hipóteses que não condizem com condições reais, como a consideração de elasticidade linear isotrópica ou a ausência de atrito entre as camadas. No entanto, tais simplificações são por vezes necessárias para garantir a eficiência e a aplicabilidade dos modelos. Para compensar a perda de precisão decorrente da aceitação destas hipóteses simplificadoras, fatores de calibração para ajustar os resultados fornecidos pelo modelo de maneira sistemática são tipicamente ajustados.

A representação dos resultados de uma análise por elementos finitos apresenta algumas características que fazem com que determinadas informações fundamentais possam ser destacadas, como por exemplo, visualizações de deslocamentos, tensões e deformações.

2.4.2 Modelagem numérica incorporando propriedades anisotrópicas transversalmente

Segundo MAINA *et al.* (2017a, 2017b), a anisotropia transversal (*cross-anisotropy*, em inglês) é uma das características mais prevalentes dos materiais utilizados nas camadas dos pavimentos asfálticos. No entanto, esse tipo de comportamento muitas vezes não é considerado. Assim, ao invés de as propriedades elásticas na direção horizontal e vertical serem consideradas diferentes, geralmente é adotada a hipótese simplificadora de isotropia.

MASAD *et al.* (2006) demonstraram a importância de incorporar nos materiais as propriedades anisotrópicas transversalmente na análise do comportamento do pavimento. Os resultados mostraram como a precisão dos deslocamentos melhoraram quando foi incorporada a anisotropia transversal na análise. No estudo, foram utilizados os resultados obtidos em um programa de elementos finitos, posteriormente comparados com as medições feitas em 246 seções diferentes da pista experimental da AASHTO. Os deslocamentos calculados usando propriedades isotrópicas dos materiais foram menores quando comparados com os deslocamentos medidos em campo. Análises posteriores indicaram que quando foi considerado que o módulo de elasticidade na direção horizontal, E_P , correspondia a 30% do módulo de elasticidade na direção vertical, E_T , (ou seja, $E_P/E_T = 0,3$), o erro entre a resposta calculada e o resultado medido era minimizado.

Segundo OH *et al.* (2006), a principal motivação de considerar o uso da anisotropia transversal nos materiais granulares e solos é a eliminação das tensões de tração que são estimadas quando se opta por uma análise isotrópica na modelagem das camadas da estrutura do pavimento. Na prática, é sabido que os materiais granulares não têm resistência à tração.

O modelo constitutivo para materiais elásticos com anisotropia transversal requer a definição de cinco parâmetros: a) módulo de Young vertical, E_T ; b) módulo de Young horizontal, E_P ; c) módulo de cisalhamento, G_T ; d) coeficiente de Poisson para caracterizar o efeito nas deformações horizontais devido às tensões verticais, ν_{TP} ; e) o coeficiente de Poisson para caracterizar o efeito nas deformações horizontais devido às tensões horizontais, ν_P . No caso de um problema axissimétrico, considerando a anisotropia transversal, a lei de Hooke generalizada pode ser definida como:

$$\begin{bmatrix} \frac{1}{E_P} & -\frac{\nu_{TP}}{E_T} & -\frac{\nu_P}{E_P} & 0 \\ -\frac{\nu_{PT}}{E_P} & \frac{1}{E_T} & -\frac{\nu_{PT}}{E_P} & 0 \\ -\frac{\nu_P}{E_P} & -\frac{\nu_{TP}}{E_T} & \frac{1}{E_P} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{2(1+\nu_{TP})}{G_{xy}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \tau_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \gamma_{12} \end{bmatrix} \quad (2.33)$$

3. Materiais e Metodologia

Nesta tese, foram utilizados os resultados da instrumentação, os dados de monitoramento e os resultados dos ensaios de laboratório obtidos por SILVA (2009) como parâmetros de entrada para simular o comportamento da estrutura do pavimento, por meio de um programa de elementos finitos considerando os fenômenos de sucção, capilaridade e o comportamento não linear das camadas granulares.

3.1 Modelo físico de verdadeira grandeza

SILVA (2009) desenvolveu um modelo físico em escala real para o estudo do comportamento mecânico de uma estrutura de pavimento submetido à oscilação do lençol freático. O modelo consistia de um tanque-teste de 2,0 m x 2,0 m x 1,8 m no qual foram aplicadas cargas dinâmicas pneumáticas sobre uma placa rígida. Os deslocamentos elásticos e distribuições de tensões normais verticais foram medidos com transdutores eletromecânicos (LVDT, do inglês Linear Variable Differential Transformer ou Transformador Diferencial Variável Linear) e células de carga, respectivamente, a duas profundidades. Variações na posição do lençol freático foram estabelecidas com ajuda de refletômetros no domínio do tempo (TDR). Também foram determinados valores de sucção a sete profundidades (cinco no subleito, uma na subbase e uma na base). As propriedades dos materiais utilizados no modelo físico em escala real também foram caracterizadas em laboratório.

No trabalho apresentado por SILVA (2009), estudou-se como diversos níveis de equilíbrio do lençol freático provocava variações no deslocamento elástico total do pavimento. Os valores dos deslocamentos elásticos obtidos experimentalmente foram comparados com resultados obtidos de uma análise numérica por elementos finitos em três dimensões. Porém, as propriedades de rigidez empregadas nas simulações feitas por SILVA (2009) consideram um comportamento linear de todos os materiais constituintes da estrutura do pavimento.

No entanto, não foram encontradas pesquisas na literatura que considerem uma simulação do estado de tensões associado aos fenômenos de sucção e capilaridade prévia à caracterização mecânica do comportamento da estrutura do pavimento. Desta forma, nesta tese, foram utilizados os resultados da instrumentação, os dados de monitoramento e de ensaios de laboratório com a finalidade de entender melhor o comportamento mecânico dos solos não saturados e o comportamento não linear das camadas granulares na estrutura do pavimento.

Sendo assim, esta pesquisa implementa uma modelagem acoplada em duas etapas: na primeira etapa, foi realizada a simulação dos fenômenos de sucção e capilaridade das camadas granulares para a definição do estado de tensões iniciais na estrutura, utilizando os resultados de caracterização em laboratório dos materiais obtidos por SILVA (2009).

Na segunda etapa, foi utilizado o estado de tensões da primeira etapa, como condição inicial, para as simulações do comportamento mecânico das camadas das diferentes condições de umidade avaliadas no tanque teste no trabalho apresentado por SILVA (2009). Diferentemente de SILVA (2009), nesta pesquisa foi considerado o comportamento elástico não linear dos materiais granulares presentes na estrutura do pavimento, para verificar a influência do teor de umidade dos materiais granulares na deflexão superficial e nas deformações críticas da estrutura do pavimento.

As dimensões e a instrumentação utilizadas por SILVA (2009) são apresentadas na Figura 3.1. Como mostrado na figura, a estrutura do pavimento flexível estudado consiste de uma camada de revestimento de CBUQ de 6,0 cm, uma camada de base de 20,0 cm, uma camada de sub-base de 20,0 cm e uma camada de subleito de 100,0 cm de espessura.

Segundo SILVA (2009), para o controle do lençol de água foi desenvolvido um sistema de distribuição de água por gravidade com a construção de duas paredes duplas, sendo a interna com um vão inferior para a passagem do fluxo de água. No piso interior do tanque foram colocados dois ralos protegidos com uma manta de geotêxtil e um lastro de brita de 10 cm de espessura. Em uma das paredes foi colocado um piezômetro para o controle do nível de água.

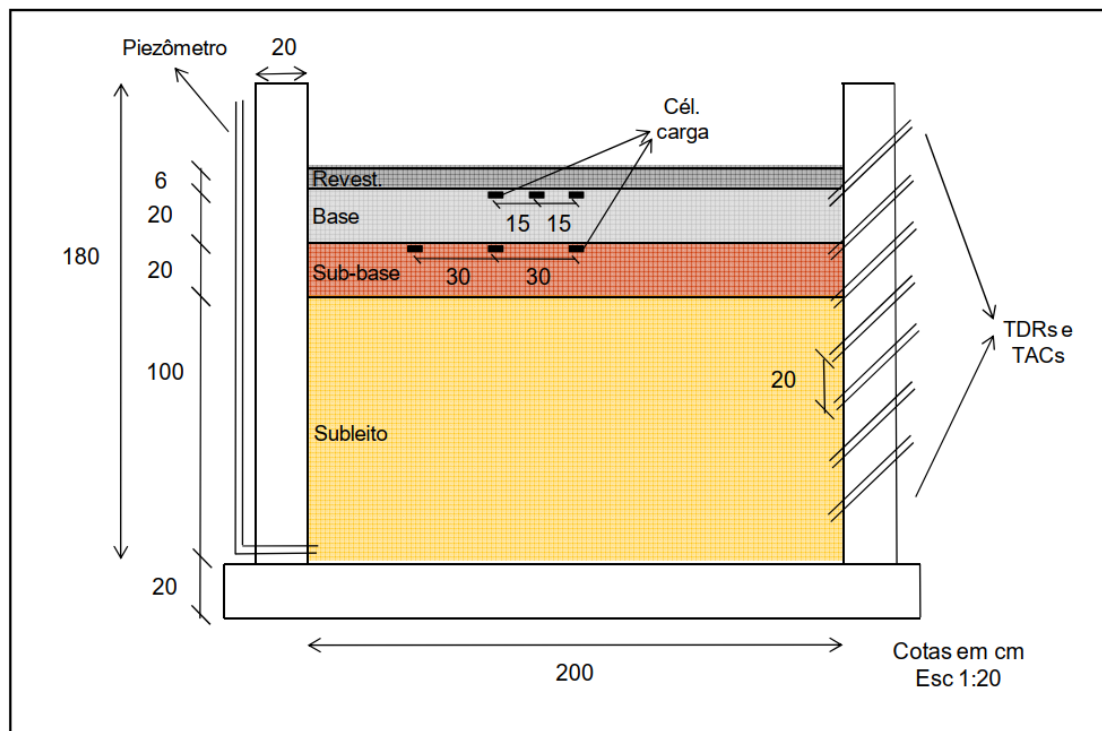
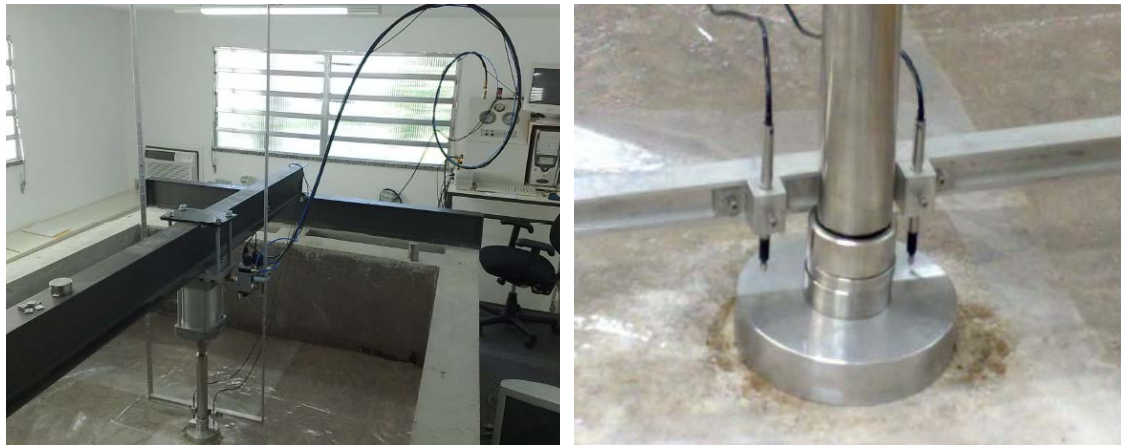


Figura 3.1. Estrutura do pavimento que será simulada neste estudo. Detalhes da instrumentação utilizada. Fonte: SILVA (2009)

3.1.1 Instrumentação

Como mostrado na Figura 3.2 e 3.1, a instrumentação permitiu a medição de deslocamento com transdutores dois LVDTs próximos ao cilindro de aplicação de carga e células de carga na interface das camadas de base e sub-base. Os resultados reportados por SILVA (2009) dos deslocamentos verticais foram calculados como o valor médio das duas medições dos LVDTs. No entanto, não foram colocadas as células de carga na interface das camadas de CBUQ e base, já que existiam detalhes construtivos, associados principalmente à temperatura de compactação do CBUQ (em torno de 160°C), que poderiam danificar os dispositivos de funcionamento das células de carga nesta profundidade. As variações na posição do lençol freático foram estabelecidas com TDRs posicionados aproximadamente a cada 20 cm, resultando em cinco TDRs no subleito, um na sub-base e um na base.



(a) (b)

Figura 3.2. Localização dos transdutores LVDTs para a medição de deslocamentos verticais: (a) suporte do sistema de aplicação de carga, (b) detalhe dos LVDTs. Fonte: SILVA (2009)

3.2 Materiais

Na tese apresentada por SILVA (2009), buscou-se selecionar materiais com comportamento de sucção, umidade e Módulo de Resiliência significativamente diferentes com o intuito de evidenciar os efeitos da presença de umidade proveniente da oscilação do lençol freático no comportamento mecânico da estrutura analisada.

A camada superior consistiu de concreto betuminoso usinado a quente (CBUQ) com tamanho de agregado nominal de 19,0 mm, dosado de acordo com a metodologia Superpave, utilizando a granulometria Faixa B do DNIT e teor ótimo de ligante de 4,7% com relação à massa total da mistura. A base foi classificada como GW (segundo a Classificação Unificada de Solos) ou A-1b (segundo o sistema de Classificação Rodoviária dos solos da AASHTO) e foi construída com uma densidade máxima de 2130 kg/m³, um teor de umidade ótima de 6,5% e um ISC de 106,9%. O material de sub-base foi classificado como GW (segundo a Classificação Unificada de Solos) ou A-1a (segundo o sistema de Classificação Rodoviária dos solos da AASHTO) e foi construída com uma densidade máxima de 2050 kg/m³, um teor de umidade ótima de 8,7% e um ISC de 39%. Finalmente, a camada de subleito, com material classificado como SW (segundo a Classificação Unificada de Solos) ou A-1b (segundo o sistema de Classificação Rodoviária dos solos da AASHTO) foi construída com uma densidade máxima de 1970

kg/m³, um teor de umidade ótima de 10%. O ISC deste subleito, feito convencionalmente embebido por 4 dias for de 12% e não embebido foi de 14%. (SILVA, 2009).

3.2.2 Caracterização em laboratório dos materiais

3.2.2.1 Subleito

O subleito era um solo residual (horizonte C) típico da região de Santa Cruz, no Rio de Janeiro. Foi escolhido um material granular de solo areno-pedregulhoso para ter certeza do desenvolvimento total da franja capilar dentro da espessura de 1,0 m adotada para a estrutura do pavimento estudado. O ensaio do ISC foi realizado em duas condições: a) na umidade ótima de compactação, ou seja, o corpo de prova foi embebido em água, obtendo um valor do ISC de 14%; b) na condição saturada, ensaio convencional em que o corpo de prova é embebido por quatro dias, obtendo um valor do ISC de 12% (SILVA, 2009).

Como o foco desta tese está no comportamento da estrutura de um pavimento para diferentes condições de saturação, foi necessário conhecer os fatores que tiveram influência na percolação e na sucção do material. Determinou-se uma permeabilidade para o subleito completamente saturado foi de $7,32 \times 10^{-6}$ cm/s ($7,32 \times 10^{-8}$ m/s) e o índice de vazios foi de 0,43 (SILVA, 2009).

Foram realizados ensaios de Módulo de Resiliência na umidade ótima em corpos de prova cilíndricos de 10,0 cm x 20,0 cm de dimensões, compactados por impacto com energia normal do ensaio Proctor em dez camadas. O modelo composto para o material do subleito compactado na umidade ótima corresponde às Equações 3.1 e 3.2:

$$MR = 427,50 \sigma_3^{0,47} \sigma_d^{-0,12}, \text{ tensões em [MPa]} \quad (3.1)$$

Fazendo a conversão de [MPa] para [Pa], como segue:

$$MR [MPa] = k_1 (\sigma_3 [MPa])^{k_2} (\sigma_d [MPa])^{k_3}$$

$$MR [Pa] = \frac{MR [MPa]}{1x10^6} = k_1(\sigma_3 \cdot 1x10^{-6}[Pa])^{k_2}(\sigma_d \cdot 1x10^{-6}[Pa])^{k_3}$$

$$MR [Pa] = \frac{MR [MPa]}{1x10^6} = k_1(1x10^{-6})^{k_2}(\sigma_3[Pa])^{k_2}(1x10^{-6})^{k_3}(\sigma_d[Pa])^{k_3}$$

$$MR [Pa] = k_1(1x10^6)(1x10^{-6})^{k_2}(1x10^{-6})^{k_3}(\sigma_3[Pa])^{k_2}(\sigma_d[Pa])^{k_3}$$

$$MR [Pa] = k_1(1x10^{6(1-k_2-k_3)})(\sigma_3[Pa])^{k_2}(\sigma_d[Pa])^{k_3}$$

$$MR [Pa] = K_1(\sigma_3[Pa])^{k_2}(\sigma_d[Pa])^{k_3}$$

Onde:

$$K_1 = k_1(1x10^{6(1-k_2-k_3)})$$

Pode-se obter:

$$MR = 3395753 \sigma_3^{0,47} \sigma_d^{-0,12}, \text{ tensões em [Pa]} \quad (3.2)$$

Onde:

$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ = tensões principais;

$\sigma_d = \sigma_1 - \sigma_3$ = tensão desvio;

3.2.2.2 Sub-base

O material da sub-base foi um cascalho laterítico extraído de uma jazida identificada como J-1, localizada na estaca 85 - lado E, no trecho Santo Antônio do Retiro - Montezuma, município de Salinas, região norte do Estado de Minas Gerais. O ensaio do ISC foi realizado em duas condições: a) na umidade ótima de compactação, ou seja, o corpo de prova no foi embebido em água, obtendo um valor do ISC de 44%; b) na condição saturada, ensaio convencional em que o corpo de prova é embebido por quatro dias, obtendo um valor do ISC de 39% (SILVA, 2009).

SILVA (2009) determinou que a permeabilidade para a sub-base completamente saturada foi de $1,11x10^{-2}$ cm/s ($1,11x10^{-4}$ m/s) e o índice de vazios foi de 0,42. Foram realizados ensaios de Módulo de Resiliência na umidade ótima em corpos de prova cilíndricos de 10,0 cm x 20,0 cm de dimensões, compactados por impacto com energia intermediária do

ensaio Proctor em 10 camadas. A equação do modelo composto obtida para o material de sub-base compactado na umidade ótima corresponde às Equações 3.3 e 3.4:

$$MR = 1528,40 \sigma_3^{0,64} \sigma_d^{-0,30}, \text{ tensões em [MPa]} \quad (3.3)$$

ou

$$MR = 13939174 \sigma_3^{0,64} \sigma_d^{-0,30}, \text{ tensões em [Pa]} \quad (3.4)$$

Onde:

$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ = tensões principais;

$\sigma_d = \sigma_1 - \sigma_3$ = tensão desvio;

3.2.2.3 Base

O material da base foi uma brita graduada, faixa DIRENG, obtida em um trecho de recuperação de um pavimento próximo ao local do Laboratório de Geotecnia da COPPE - UFRJ. O ensaio do ISC foi realizado em duas condições: a) na umidade ótima de compactação, ou seja, o corpo de prova no foi embebido em água, obtendo um valor do ISC de 117,0%; b) na condição saturada, ensaio convencional em que o corpo de prova é embebido por 4 dias, obtendo um valor do ISC de 106,9% (SILVA, 2009).

Foram realizados ensaios de Módulo de Resiliência na umidade ótima em corpos de prova cilíndricos de 10,0 cm x 20,0 cm de dimensões, compactados por impacto com energia modificada do ensaio Proctor em 10 camadas. A equação do modelo composto obtida para o material de base compactado na umidade ótima corresponde às Equações 3.5 e 3.6:

$$MR = 1010,00 \sigma_3^{0,50} \sigma_d^{-0,009}, \text{ tensões em [MPa]} \quad (3.5)$$

ou

$$MR = 1143724 \sigma_3^{0,50} \sigma_d^{-0,009}, \text{ tensões em [Pa]} \quad (3.6)$$

Onde:

$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ = tensões principais;

$\sigma_d = \sigma_1 - \sigma_3$ = tensão desvio;

3.2.2.4 Concreto betuminoso usinado a quente (CBUQ)

O CBUQ foi processado pela empresa Craft Engenharia, com sede no Rio de Janeiro, para ser aplicado na recuperação estrutural de uma rua da Cidade Universitária da UFRJ, na Ilha do Fundão. O material apresentou resistência à tração de 0,87 MPa, densidade aparente de 2378 kg/m³, e Módulo de Resiliência de 4,575x10⁸ Pa.

3.2.2.5 Curvas características de sucção de água (SWCC)

Pela dificuldade de traçar curvas características de sucção de água (SWCC) de umedecimento utilizando a técnica do papel filtro, foram obtidas unicamente curvas SWCC de secagem para o material de subleito e sub-base utilizando a técnica do papel filtro.

SILVA (2009) utilizou o procedimento proposto por CHANDLER e GUTIERREZ (1986) por sua boa precisão e por abranger uma ampla faixa de valores. Foi utilizado papel filtro “Whatman” No. 42 diretamente da caixa, seco ao ar em ambiente ventilado e protegido contra alterações bruscas de umidade e temperatura. Foi alterado o procedimento descrito na norma ASTM D 5298-03, abolindo a secagem do papel filtro por no mínimo 16 horas antes de sua utilização, porque, segundo estes autores, esse tratamento altera as características do papel.

Na Figura 3.3 são observadas as curvas características de sucção de água para os materiais de subleito e sub-base. Os valores correspondentes obtidos das curvas características são apresentados na Tabela 3.1. Como esperado, com a diminuição do teor de umidade, houve a diminuição da saturação e o aumento da sucção.

Tabela 3.1. Sucção para diferentes níveis de umidade e saturação para o subleito e sub-base estudados no tanque teste. Fonte: Silva (2009)

Subleito			Sub-base		
Saturação (%)	Umidade (%)	Sucção (kPa)	Saturação (%)	Umidade (%)	Sucção (kPa)
19,5	3,0	9241,3	37,0	5,3	9547,4
44,8	6,8	589,0	65,7	9,5	43,1
65,4	10,0	25,3	70,9	10,2	14,4
83,3	12,7	5,0	73,5	10,6	5,7
89,2	13,6	4,2	76,8	11,1	5,5
100,0	15,3	0,0	100,0	14,4	0,0

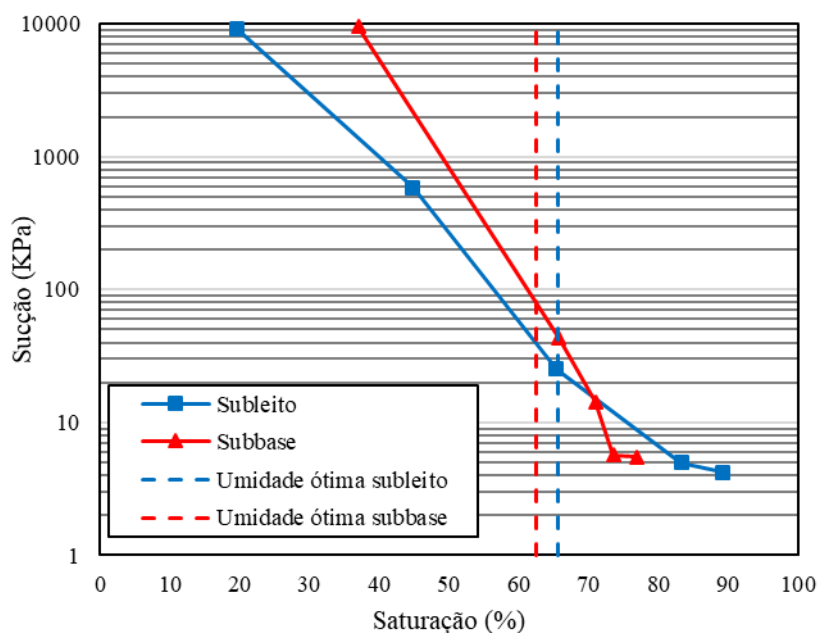


Figura 3.3. Curvas características de sucção de água determinadas por SILVA (2009)

3.2.2.6 Subleito caracterizado por ÁVILA (2017)

Visando testar o modelo desenvolvido nesta tese com outro material diferente do usado por SILVA (2019), foi selecionado o material ensaiado por ÁVILA (2017). Este subleito é um solo residual proveniente de um depósito aluvial, produto da intemperização de rochas sedimentares do período Quaternário (Holoceno), típico da região de Paquera, província de Puntarenas, na Costa Rica. O subleito, considerado um bom material de subleito, com boa permeabilidade e capilaridade para o desenvolvimento da franja capilar

em pouco tempo, era composto, na sua maioria, por areia, com a presença de silte e argilas plásticas.

O subleito foi classificado como um material do tipo SM (segundo a Classificação Unificada de Solos) ou A-2-6 (segundo o sistema de Classificação Rodoviária dos solos da AASHTO). Apresentou uma densidade dos grãos, G_s , igual a 2,515. Os valores dos limites de Atterberg foram $LL(\%) = 39,0$; $LP(\%) = 26,5$; $IP = 12,0$. A umidade ótima foi de 18,4% e a massa específica aparente seca máxima, de 1630 kg/m³. O índice de vazios, e , foi de 0,83 com uma porosidade, n , igual a 45,26%.

Foram realizados ensaios de Módulo de Resiliência na umidade ótima em corpos de prova cilíndricos de 7 cm x 14 cm (diâmetro x altura), compactados por impacto com energia normal do ensaio Proctor, em 3 camadas, com 25 golpes por camada, seguindo o procedimento de ensaio proposto por CARY (2008). A equação do modelo composto obtida para os resultados dos ensaios realizados, apresentados no Anexo III da dissertação de ÁVILA (2017), corresponde à Equação 3.7:

$$MR = 31143516 \sigma_3^{0,658} \sigma_d^{-0,576}, \text{ tensões em [Pa]} \quad (3.7)$$

Onde:

$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ = tensões principais;

$\sigma_d = \sigma_1 - \sigma_3$ = tensão desvio;

Para o traçado da curva característica de retenção de água (SWCC), foi utilizado o método da placa de pressão ou “panela de Richards”, mostrado na Figura 2.7. Foram utilizados dois equipamentos para a aplicação das cargas de 500 kPa e 1500 kPa, seguindo o procedimento de ensaio ASTM C 1699. Na Figura 3.4 e na Tabela 3.2, são mostrados a curva característica de sucção de água e os valores correspondentes. Como esperado, com a diminuição do teor de umidade, houve a diminuição da saturação e o aumento da sucção. Como comparação, na mesma Figura 3.4, é mostrada a curva característica do material de subleito usado por SILVA (2009).

Tabela 3.2. Sucção para diferentes níveis de umidade e saturação para outro material de subleito. Fonte: ÁVILA (2009)

Saturação (%)	Umidade (%)	Sucção (kPa)	Saturação (%)	Umidade (%)	Sucção (kPa)
32,9	13,7	9664,1	76,1	31,7	2,84
34,3	14,3	3588,4	81,3	33,9	1,56
37,3	15,6	1309,8	86,3	35,9	0,91
42,4	17,7	520,7	89,6	37,3	0,61
49,6	20,7	121,9	92,0	38,4	0,44
56,3	23,5	39,5	94,7	39,5	0,30
63,1	26,3	13,5	97,4	40,6	0,19
65,2	27,2	9,40	99,0	41,3	0,13
70,3	29,3	5,08	100,0	41,7	0,11

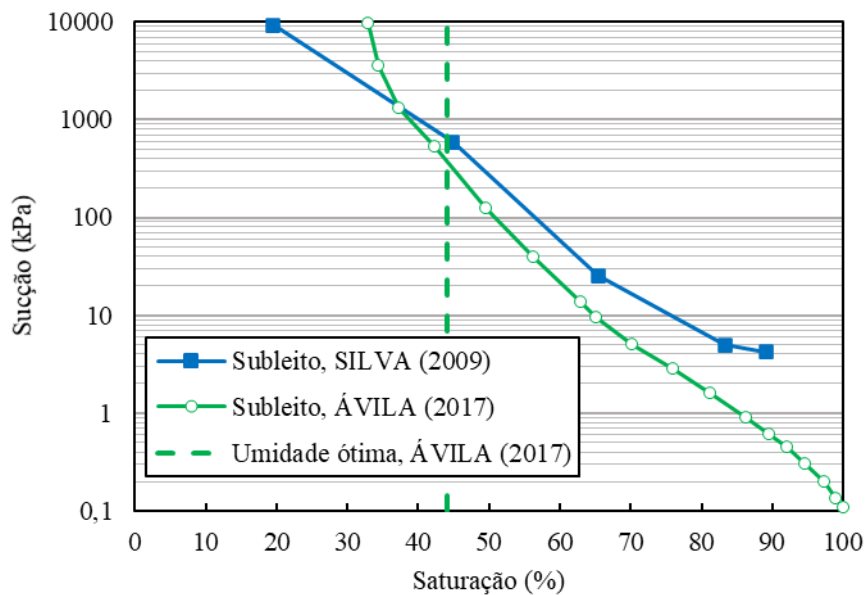


Figura 3.4. Curvas características de sucção de água determinadas por Silva (2009) e ÁVILA (2017)

Quando comparadas as Figuras 3.3 e 3.4, pode-se inferir que um aumento do teor de umidade e da saturação além da umidade ótima de compactação vai resultar em uma diminuição da sucção mais significativa no material de subleito caracterizado por ÁVILA (2017) do que no material de subleito avaliado por SILVA (2009).

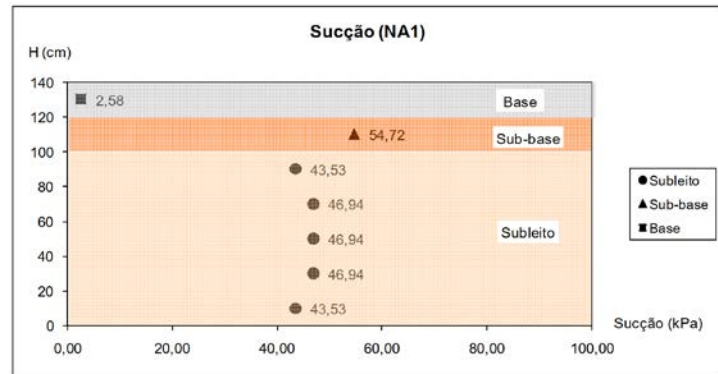
3.2.3 Posições de equilíbrio do lençol freático avaliados no tanque-teste. SILVA (2009)

No trabalho avaliado por SILVA (2009), foi medido o deslocamento vertical elástico total da superfície sob a aplicação do carregamento em um disco de 15,2 cm de diâmetro, para estudar o comportamento mecânico da estrutura do pavimento para seis situações de equilíbrio sucessivo do lençol freático e três condições de revestimento (uma situação inicial da estrutura sem revestimento, ou seja, a estrutura até a camada de base, revestimento intertravado e concreto betuminoso usinado a quente (CBUQ)).

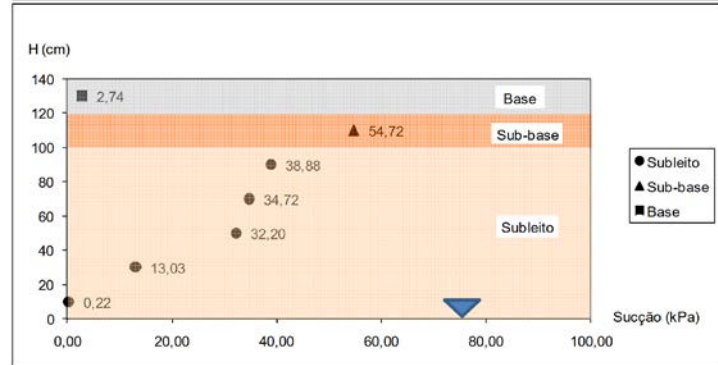
Para a determinação da condição de equilíbrio do lençol freático, foi adotado o critério de estabilização da franja capilar, definida como aquele que, após três dias consecutivos de medições sucessivas, não houve alteração significativa ($\pm 0,5\%$) da umidade obtida pelos TDRs localizados ao longo do perfil do pavimento (Silva, 2009).

Segundo SILVA (2009), os valores da sucção reportados foram obtidos indiretamente, isto é, a partir dos dados das medições feitas com os TDRs, em confronto com as curvas características dos materiais obtidas por meio da técnica do papel filtro. Foram calculados os valores de sucção para as diversas camadas do pavimento sob as diferentes condições de equilíbrio do lençol freático. Na hipótese de que fossem feitas medições nos níveis de sucção com tensiômetros, para os casos de submersão do subleito, haveria o surgimento de poro-pressão (positiva) para os pontos situados abaixo do equilíbrio do lençol freático. A Figura 3.5 mostra os valores de sucção obtidos para as situações de equilíbrio do nível de água, NA, estudados por SILVA (2009).

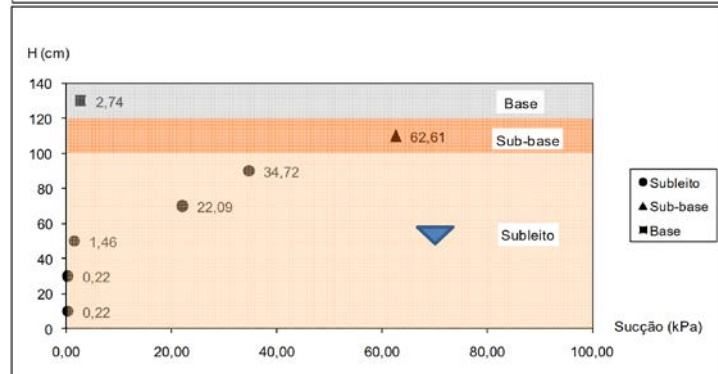
(a) Situação NA1: os materiais granulares se encontram compactados em suas respectivas umidades ótimas. Nesta situação, foram estudadas as condições de uma obra recém construída;



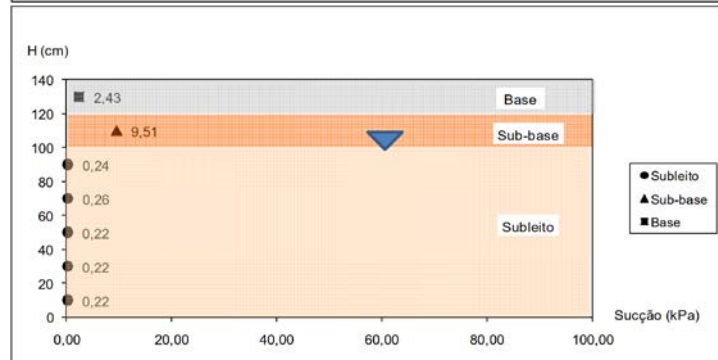
(b) Situação NA2: o nível de água se encontra na parte inferior da camada de subleito;



(c) Situação NA3: o nível de água se encontra em ascensão até a metade da espessura da camada de subleito;



(d) Situação NA4: o nível de água se encontra na interface das camadas de subleito e sub-base. Neste caso, a espessura completa da camada de subleito estava abaixo do nível de água;



(e) Situação NA5: o nível de água é rebaixado até a metade da espessura da camada de subleito. Os resultados desta situação foram comparados com os resultados obtidos na situação NA3 e avaliado o fenômeno de histerese do comportamento do umedecimento-secagem; e,

(f) Situação NA6: o nível de água é rebaixado até a parte inferior da camada de subleito. Os resultados desta situação foram comparados com os resultados obtidos na situação NA2 e avaliado o fenômeno de histerese do comportamento do umedecimento-secagem.

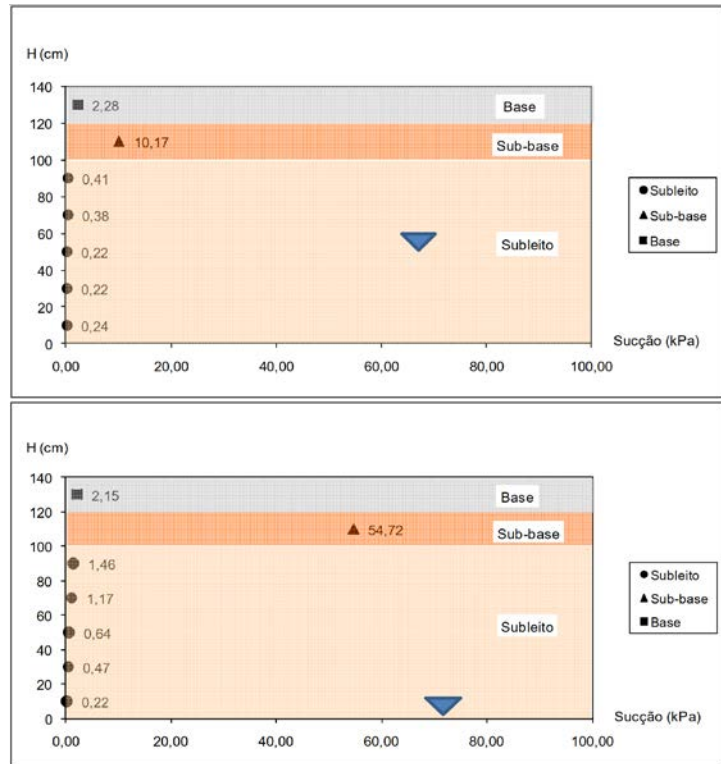


Figura 3.5. Valores de sucção ao longo do perfil do pavimento estudado no tanque-teste para diferentes situações de equilíbrio do nível de água. Fonte: SILVA (2009)

Uma observação importante que pode ser feita nas Figuras 3.5e e 3.5f é relacionada aos valores de sucção acima do nível de água relatados por SILVA (2009). Na tese de SILVA (2009), a sequência dos ensaios realizados no tanque-teste consistiu primeiro na análise do comportamento da estrutura do pavimento até a camada de base construída (sem revestimento).

Inicialmente, aplicou-se um ciclo de umedecimento para o qual esperou-se o avanço da franja capilar de cada nível de água, NA, proposto para proceder com o ensaio mecânico. O tempo de equilíbrio para o total avanço da franja capilar variou de 15 a 20 dias. Logo depois, aplicou-se o ciclo de secagem para avaliar as condições NA5 e NA6, nas quais, pelas condições construtivas e de confinamento próprias do tanque-teste, o subleito acima do nível de água ficou em uma condição parcialmente saturada, com a água retida nos poros. Por isso, observam-se duas consequências principais: a) a umidade medida nos TDRs localizados acima do nível de água indicaram uma “anulação” dos valores da poropressão (sucção) nessa região; e, b) o tempo de avanço capilar para os próximos ciclos de

umedecimento, para o caso dos revestimentos tipo intertravado e CBUQ, diminuíram de 15 a 20 dias para quatro dias, devido à presença de água já retida nos poros.

3.3 Modelagem numérica

Entre os programas comerciais de elementos finitos disponíveis, o ABAQUS, da empresa Dassault Systèmes Simulia, tem-se destacado como um dos preferidos por sua grande versatilidade, constante atualização e melhoria de suas funções e por permitir customizações de acordo com características específicas de materiais e estruturas a partir da criação de sub-rotinas programadas pelo próprio usuário. O programa é um analisador de elementos finitos de uso geral, que emprega métodos implícitos ou explícitos para a resolução dos sistemas de equações.

Segundo FURLAN (2011), os métodos implícitos usam termos calculados no mesmo instante de tempo da simulação, sendo utilizados em problemas com pequenas não linearidades, permitindo usar um incremento de tempo maior, resultando em uma melhor estabilidade numérica. Neste tipo de análise, a resposta ignora qualquer comportamento transitório que ocorre enquanto as cargas estão sendo aplicadas. Já os métodos explícitos precisam de uma malha suficientemente fina para representar os efeitos e intervalos de tempo da mesma ordem de magnitude. Se os intervalos de tempo excederem esse tamanho, a resposta geralmente pode ser instável e a análise com métodos explícitos falhará após algumas iterações. Assim, para este trabalho, o método implícito é mais apropriado, porque elimina efeitos locais assumindo que o carregamento aplicado afeta instantaneamente toda a estrutura do pavimento. Além disso, a malha para uma solução implícita só precisa ter uma quantidade suficiente de elementos para capturar a deformação geral da estrutura, e os intervalos de tempo precisam ser curtos o suficiente para capturar a resposta de interesse.

Para o processamento das simulações feitas nesta pesquisa, foi utilizado um microcomputador com processador Intel® Core™ i3-6100U CPU @ 2,3 GHz, sistema

operacional Windows 10 de 64 bits, 4 GB DDR3 de memória RAM. O programa de método de elemento finito utilizado foi o ABAQUS/CAE, versão 6.13-1.

3.3.1 O estudo de convergência de malha axissimétrica

Nas simulações com o MEF, a utilização de uma grande quantidade de elementos na simulação do problema propicia a obtenção de resultados mais precisos. No entanto, é preciso maior quantidade de recursos computacionais e geralmente maior tempo de processamento para sua análise. Deve-se, portanto, otimizar a quantidade de elementos ao se discretizar o domínio para garantir a acurácia dos resultados sem comprometer a eficiência das simulações.

Embora os modelos em três dimensões, 3D, possam ser considerados como mais representativos do comportamento dos materiais e estruturas dos pavimentos, o uso de modelos axissimétricos possibilita uma significativa redução no número de graus de liberdade do problema facilitando e diminuindo o tempo de simulação.

Na modelagem axissimétrica, o pavimento é analisado apenas para uma carga de roda. Neste caso, a carga de roda é aplicada em um carregamento circular uniformemente distribuído. Devido à sua simetria axial, os problemas podem ser reduzidos a simples problemas bidimensionais, onde o comportamento no semi-plano definido pela parte positiva dos eixos vertical e radial do sistema é o mesmo para os outros planos obtidos pela rotação em torno do eixo vertical e pode ser definido com coordenadas angulares diferentes.

O semi-plano está bem definido e é infinito. Porém, para a análise de estruturas de pavimentos, são necessárias delimitações verticais e horizontais. MEDINA e MOTTA (2015) recomendam uma discretização do meio contínuo de pelo menos 20 vezes o raio da área carregada e 50 vezes o raio da área carregada, para a fronteira lateral e a fronteira de fundo, respectivamente. Aliás, esses mesmos autores sugerem que a razão das

dimensões dos lados dos quadriláteros não dever ser maior que 5:1 para que as determinações de tensões sejam acuradas, especialmente nos elementos próximos ao carregamento.

Para o estudo de convergência de malhas, foi simulada a estrutura do pavimento padrão estudado por Silva (2009) com 6 cm de CBUQ, 20 cm de base, 20 cm de sub-base e 1 m de subleito, sendo simuladas 4 estruturas de pavimentos com o aumento gradativo do número de elementos finitos.

O estudo de convergência realizado considerou três variáveis importantes para as análises feitas. Como mostrado na Figura 3.6, foram estudados os deslocamentos verticais no topo da estrutura, relacionados com o comportamento tensão-deformação. Em seguida, também foram estudadas as variações na saturação e na poro-pressão, relacionadas com a imposição de um nível freático localizado na base da camada de subleito para avaliar o fluxo de água em um meio poroso.

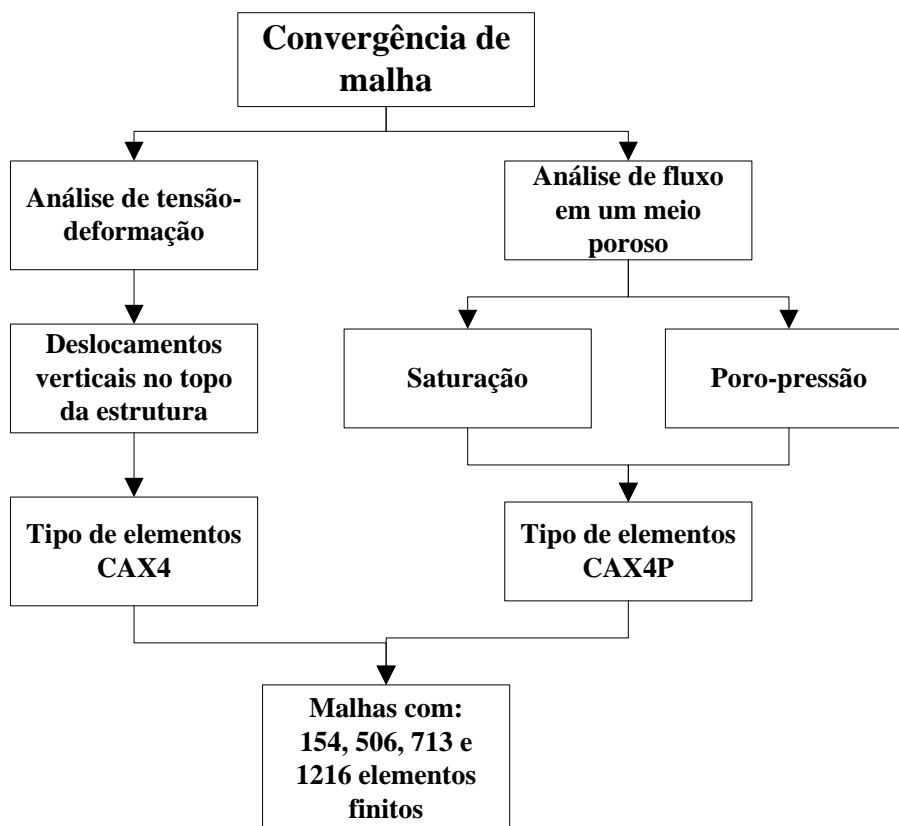


Figura 3.6. Fluxograma do estudo de convergência de malha

Para avaliar o comportamento tensão-deformação, foram empregados elementos de quatro nós axissimétricos sem integração reduzida (CAX4) do ABAQUS no domínio completo do modelo. As Figuras 3.7 a 3.8 ilustram as malhas avaliadas no estudo da convergência.

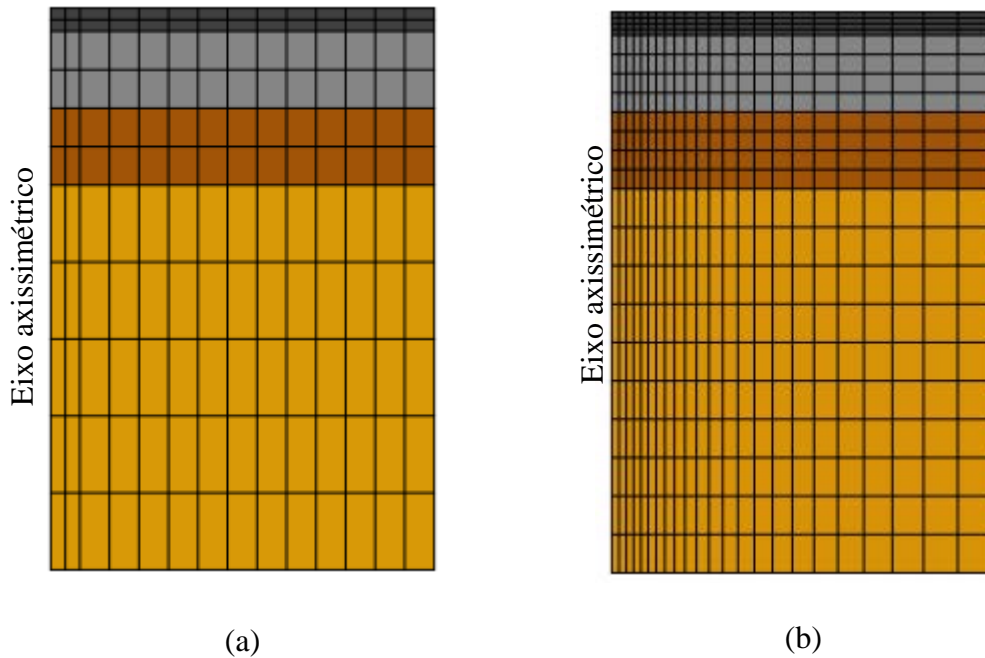


Figura 3.7. Simulação: (a) malha com 154 elementos; (b) malha com 506 elementos

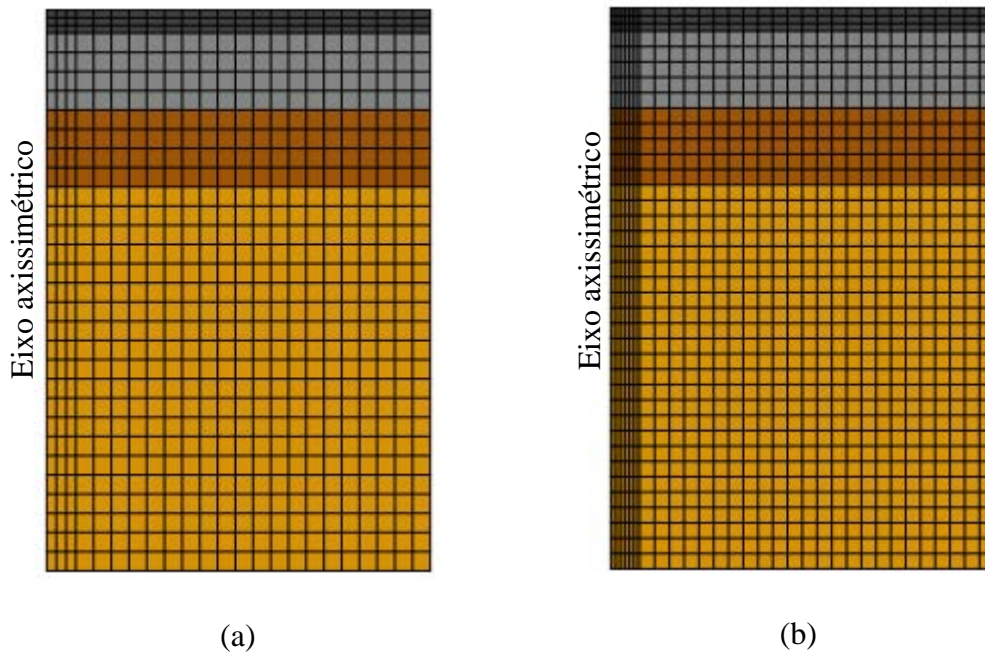


Figura 3.8. Simulação: (a) malha com 713 elementos; (b) malha com 1216 elementos

Foram determinados nas simulações os deslocamentos verticais no topo da estrutura em diferentes posições horizontais a partir do eixo axissimétrico vertical central. Para as malhas estudadas, os valores do deslocamento vertical obtidos nas posições horizontais de 0,000; 0,307; 0,538 e 0,769 m foram normalizados com respeito ao valor do deslocamento vertical correspondente da malha mais densa (1216 elementos). Na Figura 3.9, pode-se observar que as simulações com menos de 713 elementos apresentam uma alta dispersão. Conforme aumenta o número de elementos, a dispersão diminui, sendo que a malha de 713 elementos mostra resultados de deslocamentos verticais com diferenças menores do que 0,2% com relação aos valores obtidos nas simulações com 1216 elementos.

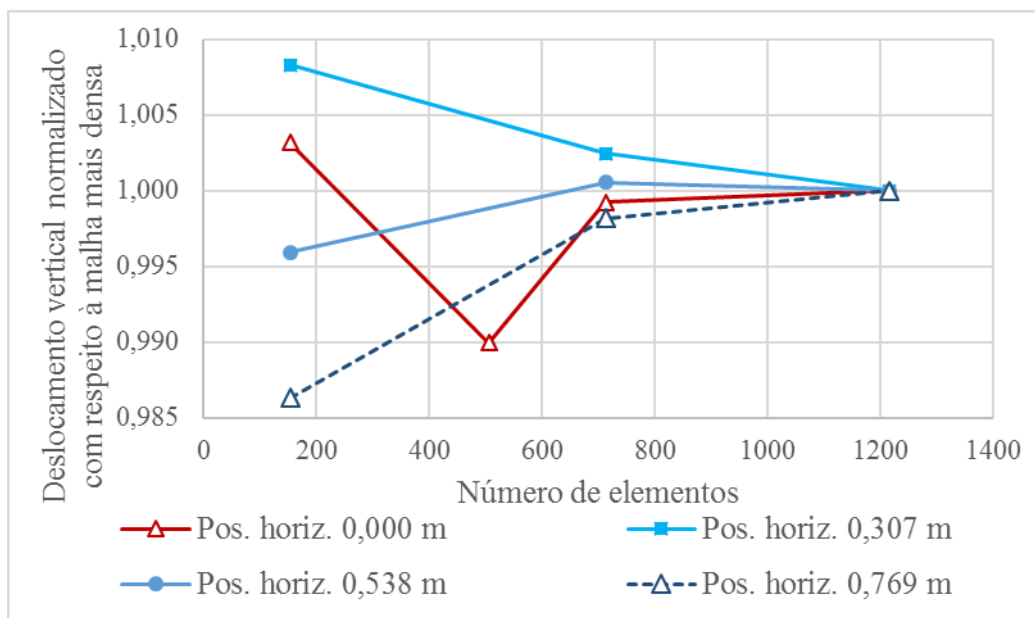


Figura 3.9. Resultados de deslocamento vertical normalizado com respeito à malha mais densa do estudo de convergência

As simulações de saturação e de poro-pressão foram realizadas no ABAQUS considerando um modelo implementado no programa de fluxo de fluido em meios porosos, baseado na lei constitutiva de Darcy, Equação 3.8, que estabelece que a velocidade (aparente) de fluxo, v , é proporcional ao gradiente da carga hidráulica (total), i :

$$[v] = [k][i] \quad (3.8)$$

Onde:

v = velocidade do fluxo;

k = coeficiente de permeabilidade;

i = gradiente de carga hidráulica.

Desta forma, a Equação 3.8 pode ser reescrita com a Equação 3.9.

$$\begin{pmatrix} v_x \\ v_y \\ v_z \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} k_{xx} & k_{xy} & k_{xz} \\ k_{yx} & k_{yy} & k_{yz} \\ k_{zx} & k_{zy} & k_{zz} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \frac{\partial H}{\partial x} \\ \frac{\partial H}{\partial y} \\ \frac{\partial H}{\partial z} \end{pmatrix} \quad (3.9)$$

Onde:

H = carga hidráulica total.

Nas simulações de saturação e de poro-pressão na camada de subleito, foram empregados elementos de quatro nós axissimétricos sem integração reduzida (CAX4P) do ABAQUS no domínio completo do modelo. As Figuras 3.10 a 3.13 mostram os resultados da distribuição da saturação e da poro-pressão para as diferentes malhas avaliadas, quando foi simulado um nível freático localizado na parte inferior da camada de subleito de 100 cm de espessura, ou seja, na cota de 0 cm.

Como observado, a variação do tamanho dos elementos modificou consideravelmente a distribuição da saturação e da poro-pressão. Na malha menos densa (Figura 3.10a), a região com saturação entre 1,02 e 1,20 apresentou uma elevação maior do que a obtida para a malha com 1216 elementos (Figura 3.11b). A mesma tendência foi observada no caso da poro-pressão, onde a região com poro-pressão menor do que -300 Pa resultou em uma altura de 20 cm para a malha de 174 elementos (Figura 3.12a), enquanto que para a malha de 1216 elementos (Figura 3.13b), a altura da região com poro-pressão menor do que -300 Pa foi ligeiramente superior a 10 cm.

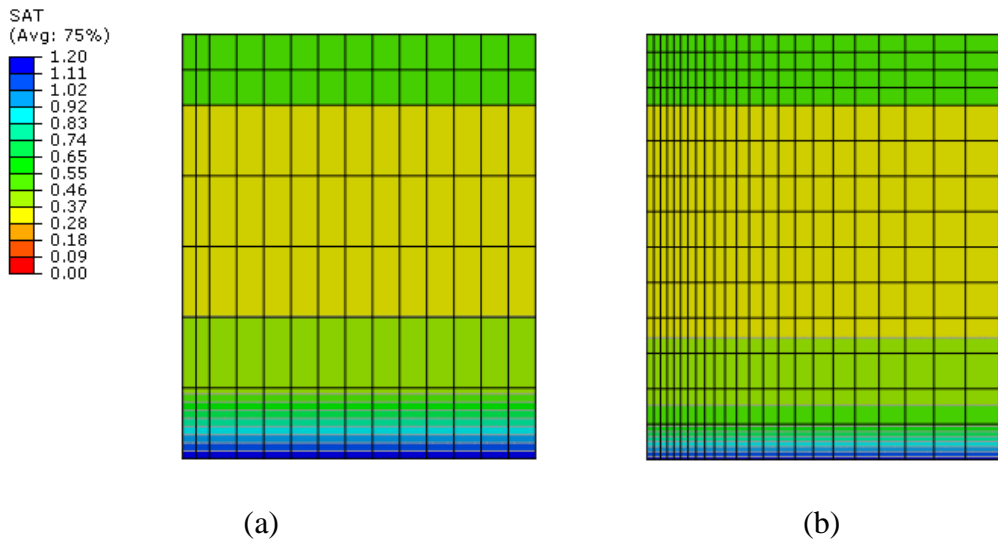


Figura 3.10. Distribuição da saturação com: (a) 154 elementos; (b) 506 elementos

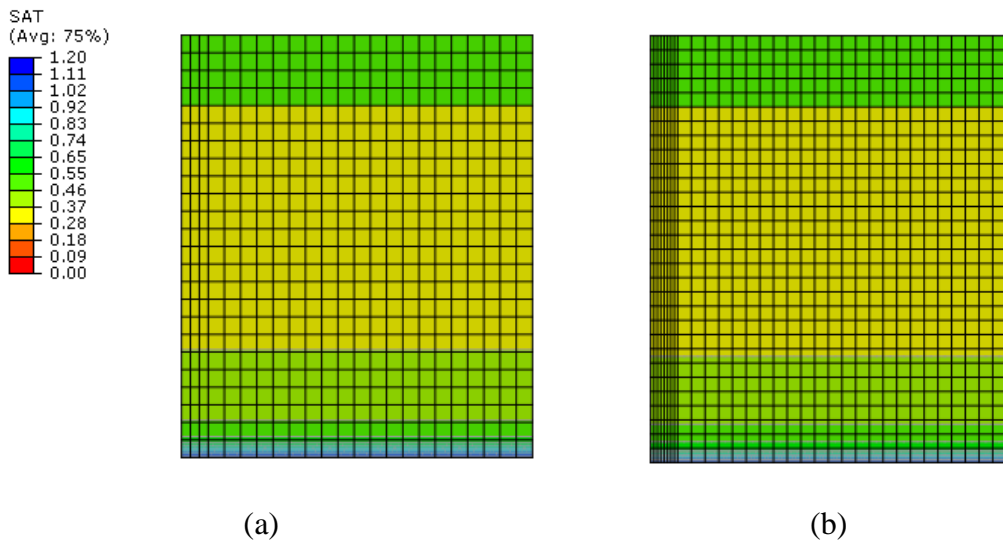


Figura 3.11. Distribuição da saturação com: (a) 713 elementos; (b) 1216 elementos

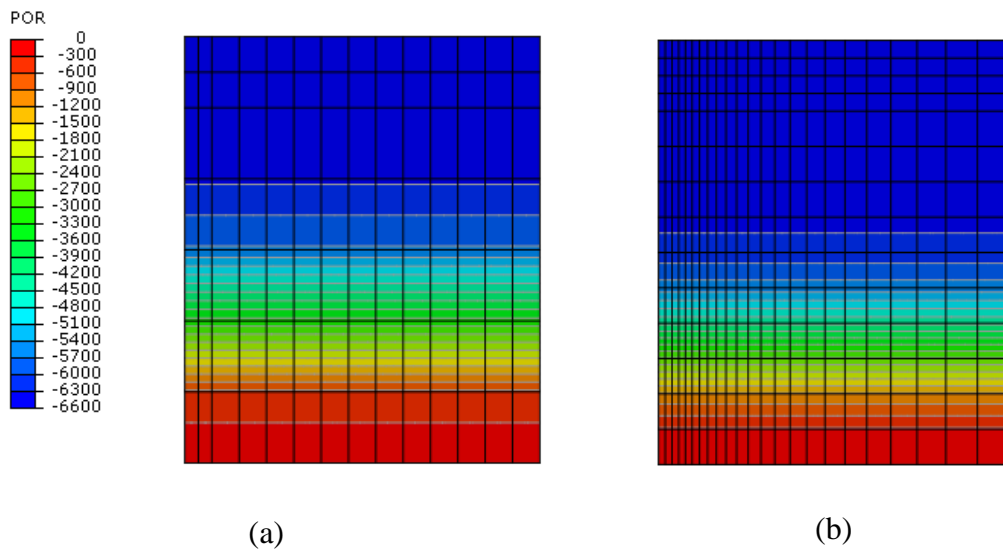


Figura 3.12. Distribuição da poro-pressão com: (a) 154 elementos; (b) 506 elementos

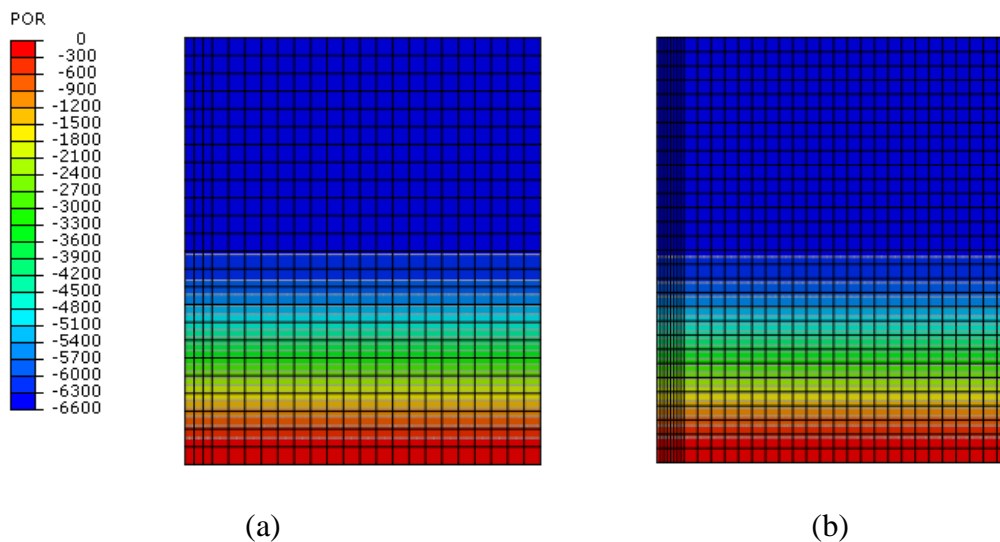


Figura 3.13. Distribuição da poro-pressão com: (a) 713 elementos; (b) 1216 elementos

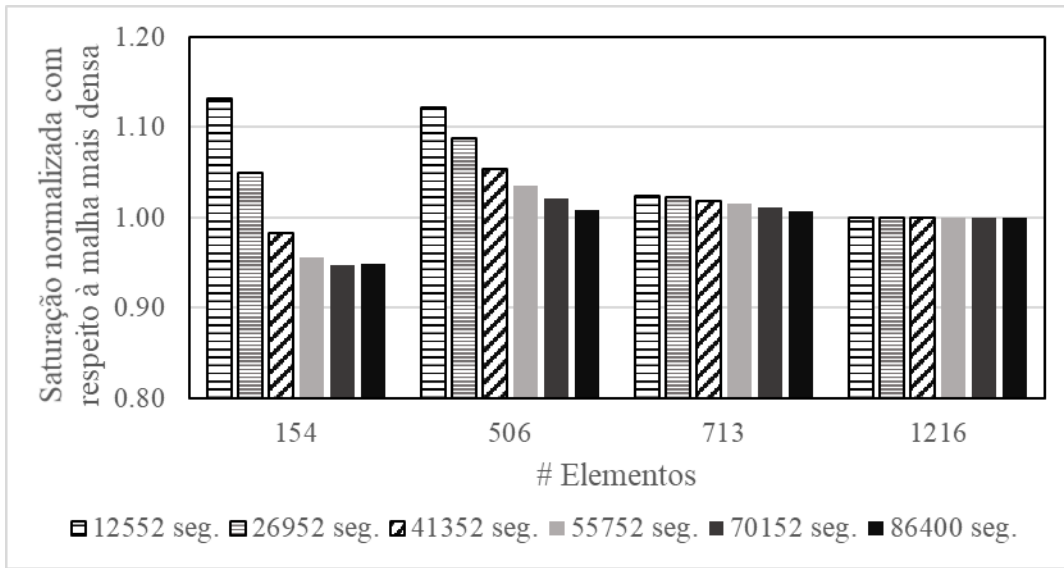
Considerando que o processo de percolação da água nos materiais granulares depende da permeabilidade do material, foi necessário avaliar as variações da saturação e da poro-pressão em diferentes intervalos de tempo. Além disso, foram determinadas nas simulações as evoluções no tempo das saturações e das poro-pressões a diferentes alturas (ou cotas) a partir do nível de referência localizado na parte inferior da camada de subleito.

No caso do estudo de convergência de malha, os intervalos de tempo avaliados foram para um período máximo de 24 horas (86400 segundos). Ressalta-se que estes períodos de tempo não tiveram relação com os tempos de saturação avaliados por SILVA (2009). Primeiramente, o objetivo do estudo de convergência de malha no caso da saturação e poro-pressão foi obter respostas similares em intervalos de tempo iguais. No entanto, foram realizados estudos adicionais para determinar os intervalos de tempo de simulação que fossem representativos dos tempos de saturação avaliados por SILVA (2009).

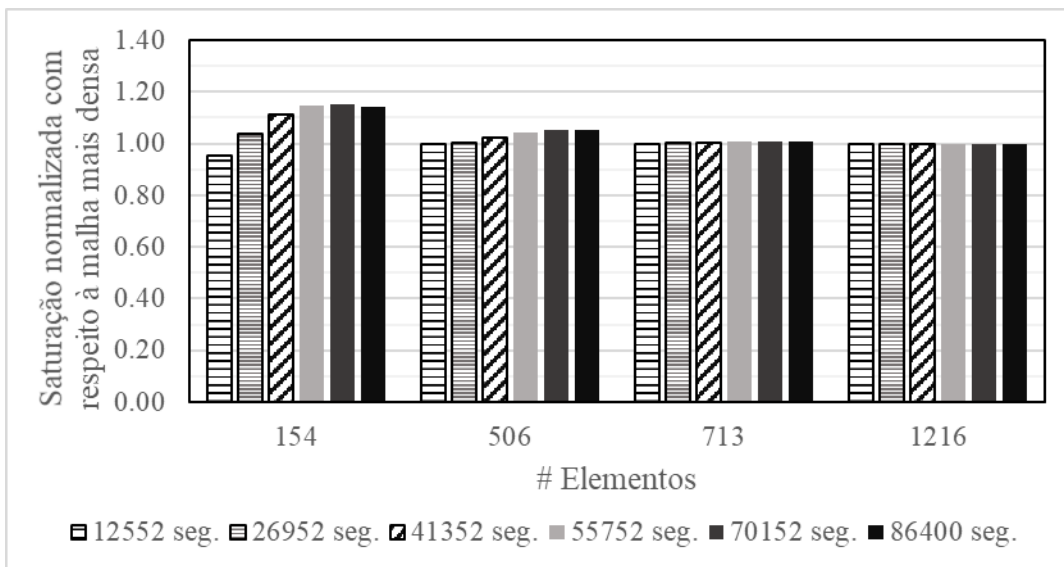
Para facilitar a análise da saturação e da poro-pressão, os valores obtidos nas simulações para as diferentes malhas foram normalizados com respeito aos valores de saturação e de poro-pressão correspondentes obtidos na malha mais densa de 1216 elementos. Valores normalizados superiores de 1,0 (um) indica que os valores de saturação (ou de poro-pressão) obtidos na simulação com menos de 1216 elementos, superestimaram o valor saturação (ou de poro-pressão) correspondente da malha mais densa. Caso contrário, valores inferiores de 1,0 (um) subestimaram o valor de saturação (ou de poro-pressão).

A Figura 3.14 apresenta os valores de saturação com o decorrer do tempo (12552, 26952, 41352, 55752, 70152 e 86400 segundos) para as cotas de 20 cm e 40 cm das malhas avaliadas. Como pode-se observar na Figura 3.14, com o decorrer do tempo, a saturação tende a se estabilizar. Por outro lado, fica evidente que as simulações com 713 elementos apresentaram uma convergência nos valores de saturação com respeito à malha mais densa, havendo diferenças entre 0,7% e 2,4%.

De forma similar, a Figura 3.15 apresenta os resultados de evolução da poro-pressão normalizados com relação à malha mais densa para as cotas de 20 cm e 40 cm das malhas avaliadas. Como aconteceu com a saturação, a poro-pressão apresentou a tendência de se estabilizar com o tempo. As simulações com a maior quantidade de elementos apresentaram valores de poro-pressão mais próximos, indicando uma convergência nos resultados obtidos.

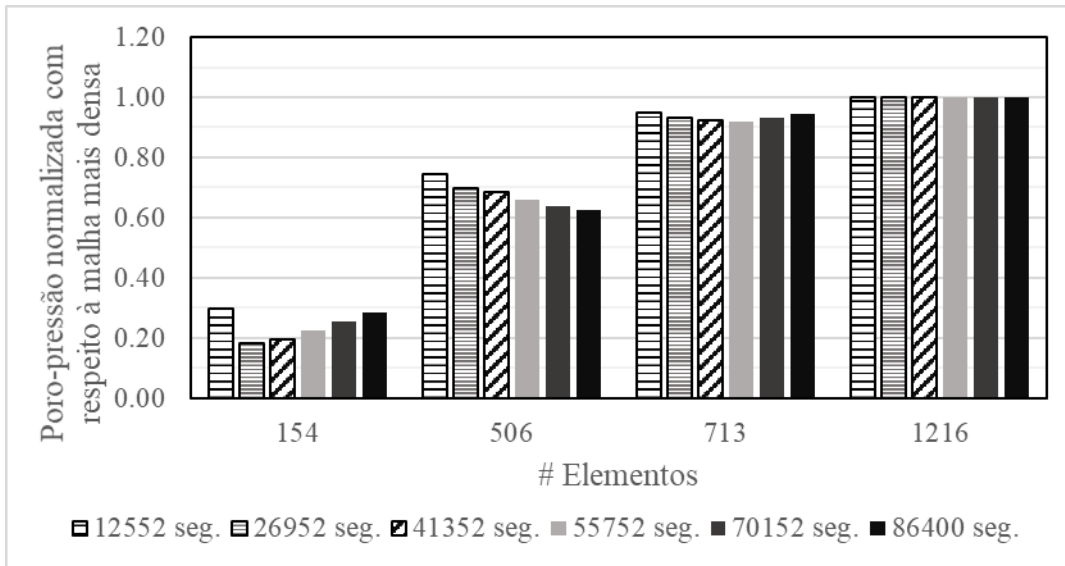


(a)

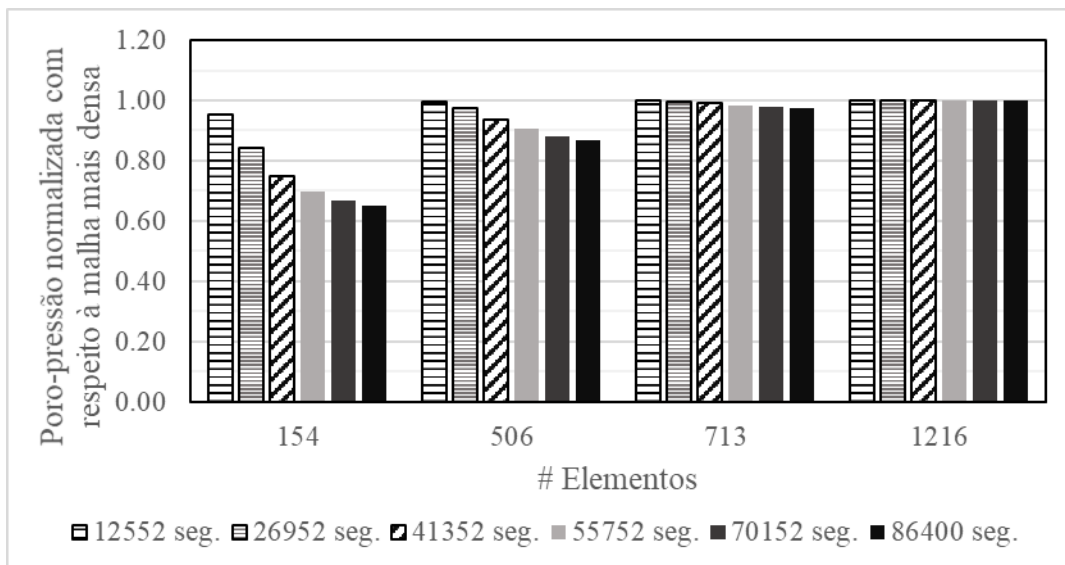


(b)

Figura 3.14. Resultados de saturação do estudo de convergência para a: (a) cota de 20 cm e, (b) cota de 40 cm



(a)



(b)

Figura 3.15. Resultados de poro pressão do estudo de convergência para a: (a) cota de 20 cm e, (b) cota de 40 cm

Ambas as figuras mostraram que para as malhas com menos elementos (154 elementos), os resultados apresentaram diferenças significativas, o que demonstrou a necessidade de aumentar o número de elementos. Note-se que nas Figuras 3.14a e 3.15a, as diferenças em relação à malha mais densa foram muito maiores do que as obtidas nas Figuras 3.14b e 3.15b. Essas diferenças podem ser explicadas pela cota que foi analisada. Ou seja, na cota de 20 cm, ponto mais próximo da cota do nível freático simulado (0 cm), os

resultados foram mais influenciados pelos fenômenos de sucção do que os pontos localizados na cota de 40 cm.

Portanto, devido aos resultados próximos obtidos para as malhas de 713 e de 1216 elementos, tanto nos deslocamentos quanto nos valores correspondentes à poro-pressão e à saturação, foram adotadas malhas com 713 elementos para todas as simulações nesta tese para a determinação dos valores representativos de deslocamentos verticais, poro-pressões e saturações para todas as condições de equilíbrio do nível de água.

3.3.2 Implementação da anisotropia transversal no ABAQUS

Para a implantação de um modelo constitutivo no software ABAQUS, é necessário fornecer a matriz Jacobiana do material (DUNNE e PETRINIC, 2005).

No ABAQUS, o modelo constitutivo mostrado na Equação 2.33 precisa ser arranjando como uma relação deformação-tensão. Desta maneira, tem-se a Equação 3.10 definida como:

$$\begin{bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \tau_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{nE_T(1-nv_{TP}^2)}{1-2nv_Pv_{TP}^2-2nv_{TP}^2-v_P^2} & \frac{nE_Tv_{TP}(v_P+1)}{1-2nv_Pv_{TP}^2-2nv_{TP}^2-v_P^2} & \frac{nE_T(v_P+nv_{TP}^2)}{1-2nv_Pv_{TP}^2-2nv_{TP}^2-v_P^2} & 0 \\ \frac{nE_Tv_{TP}(v_P+1)}{1-2nv_Pv_{TP}^2-2nv_{TP}^2-v_P^2} & \frac{E_T(1-v_P^2)}{1-2nv_Pv_{TP}^2-2nv_{TP}^2-v_P^2} & \frac{nE_Tv_{TP}(v_P+1)}{1-2nv_Pv_{TP}^2-2nv_{TP}^2-v_P^2} & 0 \\ \frac{nE_T(v_P+nv_{TP}^2)}{1-2nv_Pv_{TP}^2-2nv_{TP}^2-v_P^2} & \frac{nE_Tv_{TP}(v_P+1)}{1-2nv_Pv_{TP}^2-2nv_{TP}^2-v_P^2} & \frac{nE_T(1-nv_{TP}^2)}{1-2nv_Pv_{TP}^2-2nv_{TP}^2-v_P^2} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{E_T}{2(1+v_{TP})} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \gamma_{12} \end{bmatrix} \quad (3.10)$$

Onde $n = \frac{E_P}{E_T}$

A relação deformação-tensão apresentada na Equação 3.10 pode ser utilizada para os cálculos incrementais das tensões devidas aos aumentos incrementais de deformação no ABAQUS. Por outro lado, a magnitude do módulo de Young ou módulo de elasticidade pode depender do estado de tensões e/ou do conteúdo de umidade no caso de materiais granulares e solos.

Com a finalidade de caracterizar a sensibilidade à umidade e ao comportamento não linear anisotrópico transversalmente dependente do estado de tensões dos materiais de base, sub-base e solo, autores como OH *et al.* (2006), GU (2015) e GU *et al.* (2016) utilizaram o modelo constitutivo proposto por LYTTON (1996), que considera o estado de tensões e a sucção matricial. Para fazer isto no ABAQUS, é possível definir comportamentos mecânicos específicos dos materiais por meio de uma linguagem de programação. Especificamente, pode-se usar as chamadas sub-rotinas UMAT (user subroutine to define a material's mechanical behavior), as quais podem ser programadas usando a linguagem de programação Fortran.

Implementações similares têm sido realizadas por outros autores como MAINA *et al.* (2017a, 2017b), que modelaram o comportamento do material considerando propriedades anisotrópicas transversais para superfícies de contato circulares e retangulares, e RANGEL (2017), que estudou a inclusão de um modelo constitutivo para a previsão de deformações permanentes em camadas de pavimentos ferroviários.

Nesta pesquisa, foi adotada uma estratégia de modelagem acoplada em duas etapas: inicialmente, foi realizada a simulação dos fenômenos de sucção e capilaridade das camadas granulares para a definição do estado de tensões iniciais na estrutura. Em seguida, este estado de tensões foi usado como condição inicial nas simulações do comportamento mecânico das camadas das diferentes condições de umidade avaliadas no tanque teste no trabalho apresentado por SILVA (2009).

Para cada etapa, foi utilizada a sub-rotina UMAT apresentada no Anexo A. Essa sub-rotina foi desenvolvida pelo autor da presente tese usando a linguagem Fortran com base nos algoritmos disponíveis nos manuais do software ABAQUS e seguindo o fluxograma mostrado na Figura 3.16.

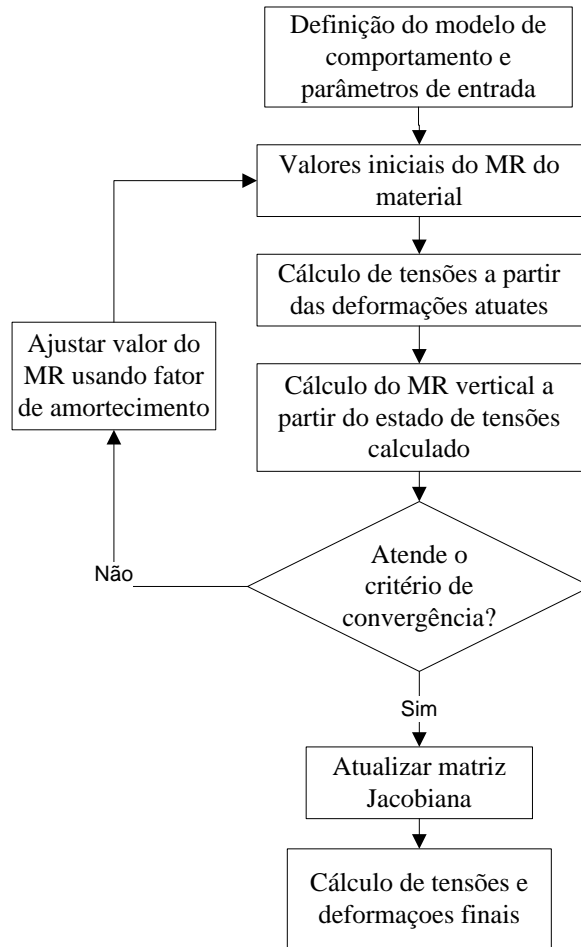


Figura 3.16. Fluxograma de cálculo da UMAT implementado.

O critério de convergência adotado segue o mesmo procedimento adotado por GU (2015) e GU *et al.* (2016), definido de acordo com as Equações 3.11, 3.12 e 3.13:

$$E_T^i = (1 - \lambda)E_T^{i-1} + \lambda E_{T\text{calculado}}^i \quad (3.11)$$

$$Erro_{ind.} = \frac{|E_T^i - E_T^{i-1}|}{|E_T^i|} \leq 2\% \quad (3.12)$$

$$Erro_{acum.} = \frac{\sum_{i=1}^n (E_T^i - E_T^{i-1})^2}{\sum_{i=1}^n (E_T^i)^2} \leq 0,5\% \quad (3.13)$$

Onde:

E_T^i = módulo de Young vertical na iteração i ;

E_T^{i-1} = módulo de Young vertical na iteração $i-1$;

λ = fator de amortecimento, definido como 0.95;

$E_{T_{calculado}}^i$ = módulo de Young vertical calculado usando os modelos de comportamento da Tabela 3.4;

Erro_{ind.} = erro individual para cada nó do modelo;

Erro_{acum.} = erro acumulado para o modelo completo;

n = número de nós no modelo.

Cabe ressaltar que, como mencionado por RANGEL (2017), existem poucas referências disponíveis indicando como permitir a compilação de sub-rotinas integradas ao software ABAQUS. RANGEL (2017) explica detalhes específicos da compilação de sub-rotinas UMAT no ABAQUS, incluindo indicações da compatibilidade necessária entre versões do ABAQUS/CAE, do Microsoft Visual Studio e do Intel Fortran. Para que UMATs possam ser usadas nas simulações do ABAQUS, estes três programas precisam ser usados. Para informações mais detalhadas, recomenda-se a leitura do trabalho de RANGEL (2017).

Na presente tese, foram utilizados o ABAQUS/CAE 6.13-1, o Microsoft Visual Studio 2012 e o Intel Fortran Composer XE 2013. De acordo com recomendações da empresa Simulia Dassault Systèmes, criadora do ABAQUS, nos links <https://www.3ds.com/support/hardware-and-software/simulia-system-information/> ou <https://www.technia.com/blog/installing-abaqus-subroutines/> podem ser encontradas as versões que são compatíveis.

A partir da Lei de Hooke, para problemas axissimétricos que consideram a anisotropia transversal, como apresentado na Equação 3.10, é necessário que a UMAT calcule o módulo de Young ou Módulo de Resiliência vertical, E_T . Porém, como foi mencionado, os Módulos de Resiliência dos solos dependem do estado de tensões atuante e, portanto, a UMAT desenvolvida incluiu rotinas internas para o cálculo dos Módulos de Resiliência.

Para possibilitar a modelagem com o ABAQUS, os parâmetros de entrada do modelo implementado na UMAT são inseridos no programa como mostrado na Figura 3.17. Para

o correto uso da sub-rotina neste estudo, os parâmetros de entrada na ordem indicada a serem inseridos no programa ABAQUS são apresentados nas Tabelas 3.3 e 3.4. É importante que as unidades utilizadas na UMAT devem ser consistentes com as utilizadas nos modelos do ABAQUS. Adicionalmente, caso o modelo não precisa o não tem todos os parâmetros de regressão “*k*”, deve-se preencher o espaço com o valor de zero.

Tabela 3.3. Significado das constantes mecânicas inseridas na UMAT

Constante mecânica	Significado
1	Modelo de comportamento tensão-deformação do solo (ver Tabela 3.4)
2	Relação entre o módulo de Young horizontal, E_P , e o módulo de Young vertical, E_T . Definido como $n = E_P/E_T$
3	Coefficiente de Poisson para caracterizar o efeito nas deformações horizontais pelas deformações verticais, ν_{TP}
4	Coefficiente de Poisson para caracterizar o efeito nas deformações horizontais pelas deformações horizontais, ν_P
5	Parâmetro de regressão k_1
6	Parâmetro de regressão k_2
7	Parâmetro de regressão k_3
8	Parâmetro de regressão k_4

Tabela 3.4. Modelos de comportamento tensão-deformação do solo

Modelo	Significado
1	$MR = k_1 \sigma_3^{k_2}$
2	$MR = k_1 \sigma_d^{k_3}$
3	$MR = k_1 \theta^{k_4}$
4	$MR = k_1 \sigma_3^{k_2} \sigma_d^{k_3}$
5	$MR = k_1 \sigma_3^{k_2} \sigma_d^{k_3} \theta^{k_4}$
6	$MR = k_1 \theta^{k_2} \tau_{oct}^{k_3}$

Onde:

$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ = tensões principais;

$\sigma_d = \sigma_1 - \sigma_3$ = tensão desvio;

θ = primeiro invariante de tensões, $\theta = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3$;

τ_{oct} = tensão cisalhante octaédrica, $\tau_{oct} = \frac{1}{3}\sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2}$;

k_1, k_2, k_3 e k_4 = parâmetros de regressão.

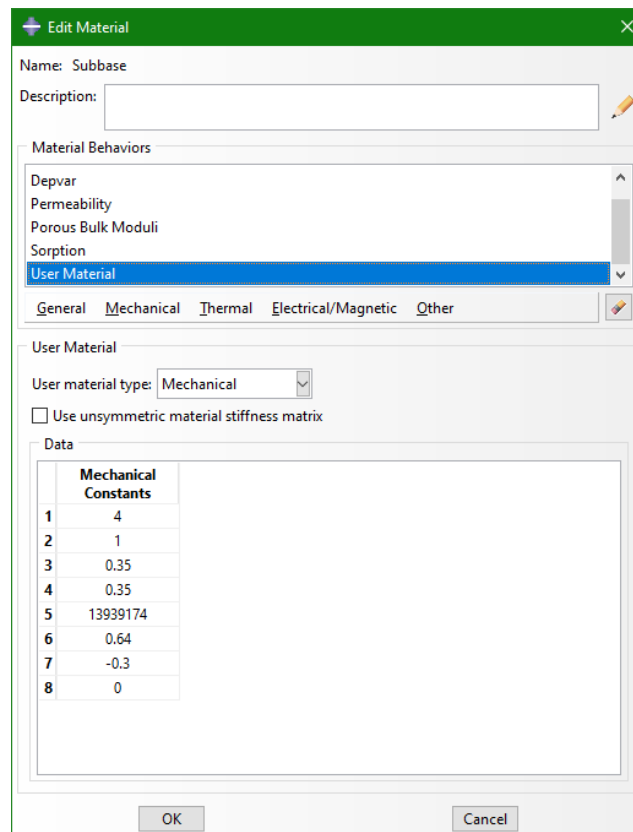


Figura 3.17. Exemplo da janela de propriedades do material no programa ABAQUS onde devem ser inseridas as propriedades do material que serão usadas na UMAT implementado.

Para avaliar a implementação da sub-rotina UMAT programada, simulou-se um elemento axissimétrico simples retangular. Como mencionado no Anexo B, o ABAQUS requer o uso de unidades consistentes para as simulações. Neste caso, foram utilizadas as unidades do Sistema Internacional (SI), com dimensões de 1 m de largura por 2 m de altura, de apenas um elemento finito retangular de quatro nós. O elemento foi submetido a

diferentes estados de tensões triaxiais ($\sigma_3 = 40000$ Pa, 60000 Pa e 120000 Pa, e $\sigma_1 = 70000$ Pa, 130000 Pa e 250000 Pa) para obter resultados de tensão, deformação e deslocamento.

A Tabela 3.5 mostra os parâmetros k_1 , k_2 , k_3 , k_4 , que foram utilizados em cada um dos modelos apresentados na Tabela 3.4, assim como os parâmetros n , v_{TP} , e v_P correspondentes à relação deformação-tensão apresentada na Equação 2.33. Como mostrado na Figura 3.18, os resultados dos cálculos manuais ou teóricos utilizando a Lei de Hooke para anisotropia transversal (Equação 3.10) e os obtidos com a sub-rotina apresentaram praticamente os mesmos valores, com diferenças entre 0% e 1%. Os valores adotados das dimensões, estado de tensões e parâmetros usados nos modelos correspondem a valores hipotéticos assumidos pelo autor de este trabalho unicamente com a intenção de fazer comparações dos resultados obtidos com a UMAT implementada e valores teóricos obtidos com o cálculo manual ou teórico fazendo uso de esses valores.

Tabela 3.5. Parâmetros mecânicos utilizados para a verificação da UMAT

Modelo	n	v_{TP}	v_P	k_1	k_2	k_3	k_4
1	1,00	0,30	0,30	17895	0,770	0,000	0,000
2	1,00	0,30	0,30	403170	0,000	0,460	0,000
3	1,00	0,30	0,30	8162	0,000	0,000	0,800
4	1,00	0,30	0,30	11110	0,560	0,240	0,000
5	1,00	0,30	0,30	7460	0,220	0,025	0,574
6	1,00	0,30	0,30	5361	0,930	-0,100	0,000
1	0,45	0,17	0,43	17895	0,770	0,000	0,000
2	0,45	0,17	0,43	403170	0,000	0,460	0,000
3	0,45	0,17	0,43	8162	0,000	0,000	0,800
4	0,45	0,17	0,43	11110	0,560	0,240	0,000
5	0,45	0,17	0,43	7460	0,220	0,025	0,574
6	0,45	0,17	0,43	5361	0,930	-0,100	0,000
Linear	1,00	0,30	0,30	45954549	0,000	0,000	0,000
Linear	0,45	0,17	0,43	45954549	0,000	0,000	0,000

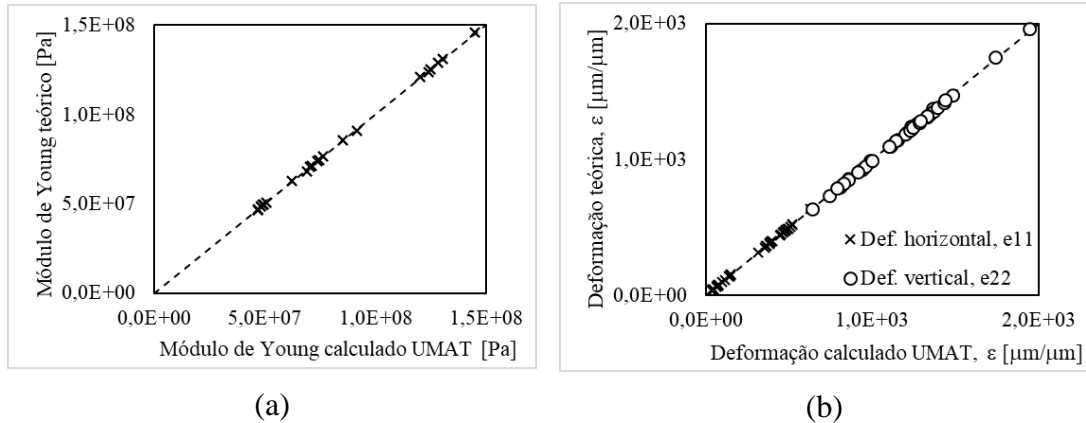


Figura 3.18. Comparativo entre os resultados de ensaios triaxiais teóricos calculados e simulações utilizando o UMAT implementado.

Na segunda etapa de avaliação da implementação da UMAT, simulou-se a estrutura de pavimento com revestimento de CBUQ estudada por SILVA (2009). Inicialmente, foi simulada a estrutura utilizando as propriedades elásticas com a opção padrão do programa ABAQUS. Os parâmetros equivalentes a essas propriedades elásticas foram utilizados na sub-rotina UMAT implementada. A Figura 3.19 exemplifica os valores utilizados para o material da base utilizado nas simulações.

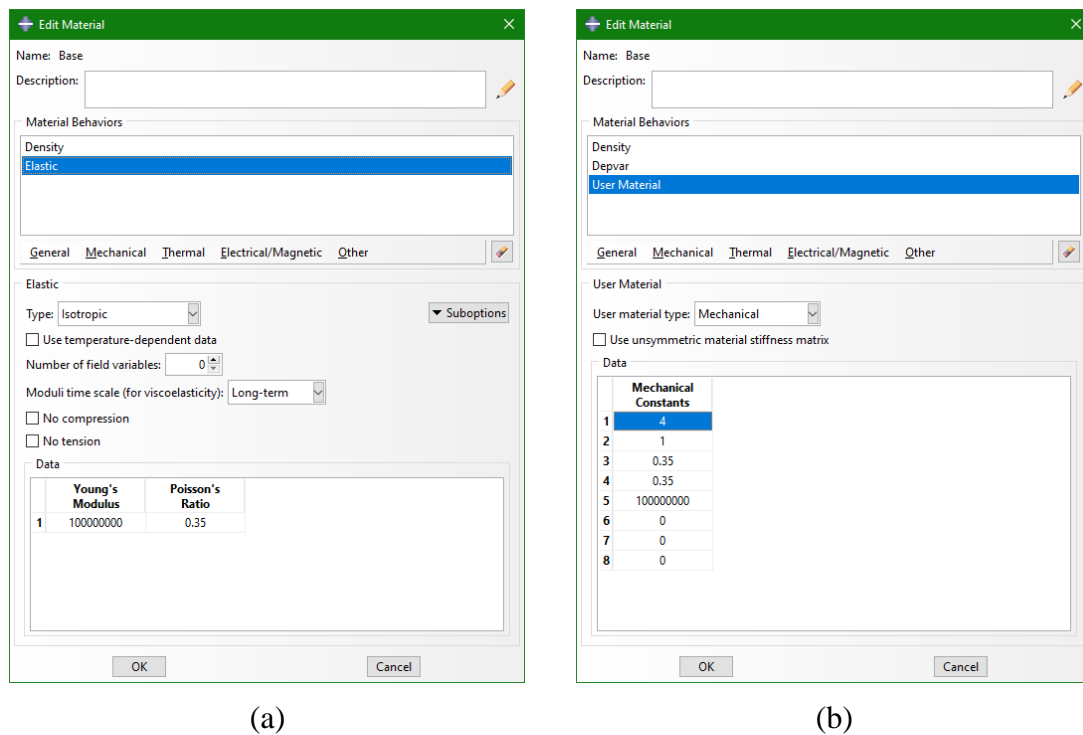


Figura 3.19. Exemplo de propriedades do material de base utilizadas: (a) propriedades elásticas padrão do ABAQUS, (b) propriedades elásticas sub-rotina UMAT

A Figura 3.20 apresenta a comparação dos resultados obtidos dos deslocamentos e, como observado, ambas as simulações apresentaram os mesmos valores indicando que a sub-rotina UMAT conseguiu calcular adequadamente os valores de deslocamentos verticais nos modelos simulados.

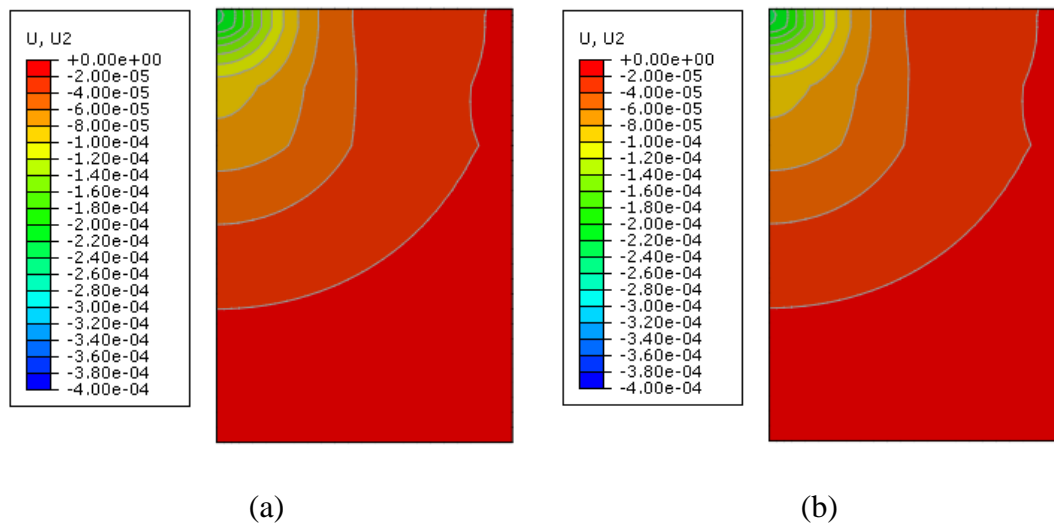


Figura 3.20. Comparativo entre os resultados de deslocamento vertical U2: (a) propriedades elásticas padrão do ABAQUS, (b) propriedades elásticas sub-rotina UMAT

Na terceira etapa de teste da implementação da UMAT, foi realizada uma simulação de um ensaio triaxial virtual em um corpo de prova axissimétrico de 0,10 m x 0,20 m, a fim de determinar o Módulo de Resiliência para diferentes valores de umidade.

Na simulação, o acoplamento foi verificado em dois estágios. Na Figura 3.21, é mostrado o fluxograma da implementação da UMAT para o acoplamento. No primeiro estágio, foi determinado o estado de tensão inicial na amostra virtual resultante da poro-pressão correspondente a um teor de umidade pré-definido. Esse valor da poro-pressão é obtido pelo ABAQUS a partir da correlação do teor de umidade e da sucção da água da curva de retenção de água mostrada na Figura 3.3, que foi determinada por SILVA (2009).

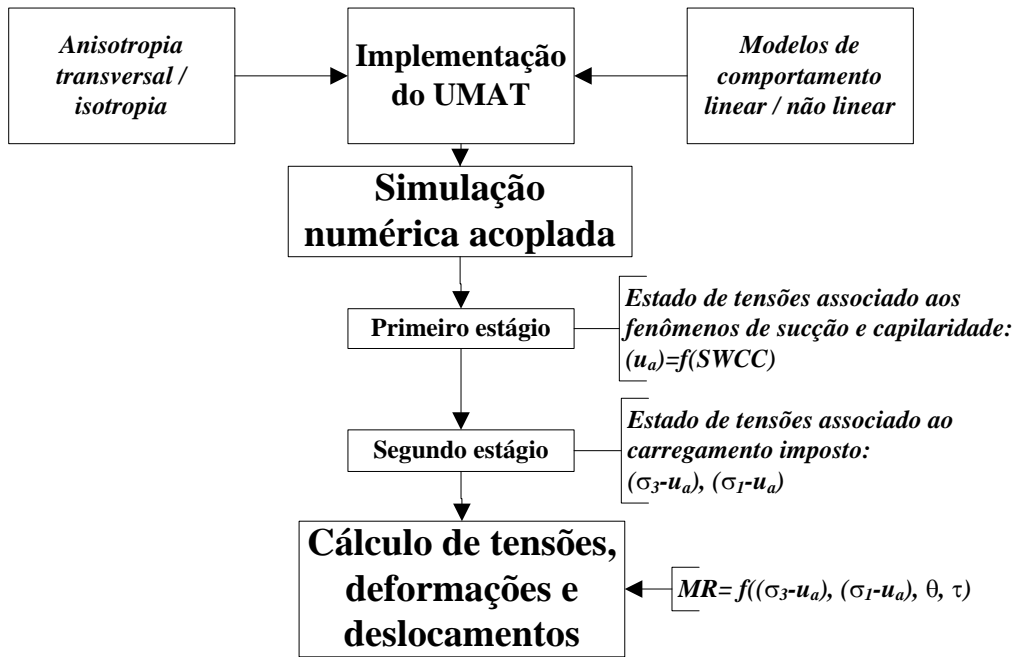


Figura 3.21. Fluxograma da implementação do acoplamento em duas etapas da sub-rotina UMAT

Foi assumido um comportamento simplificado da variação do Módulo de Resiliência com o teor umidade. Neste sentido, para os modelos de comportamento determinados por SILVA (2009), foi considerada a forma do modelo da relação empírica de PARREIRA e GONÇALVES (2000), mostrada na Tabela 2.4, na qual o Módulo de Resiliência depende da tensão desvio aplicada (σ_d) e da sucção (ψ).

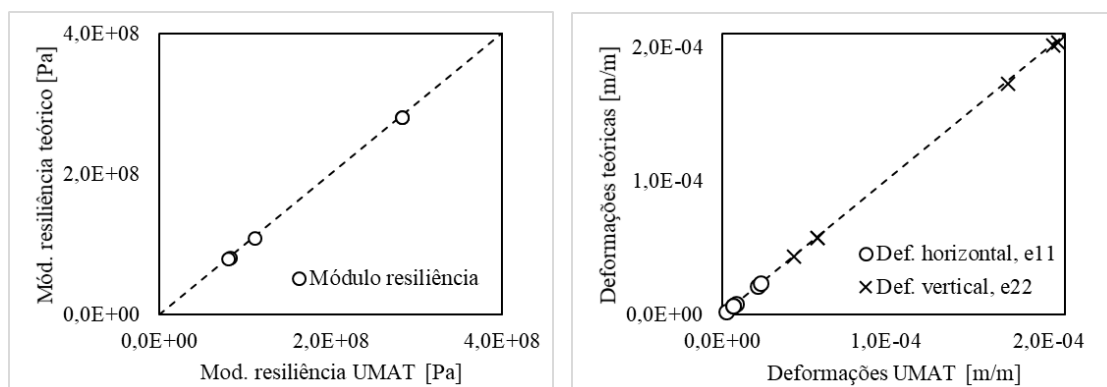
Para as simulações, foi definido que o valor de sucção (ψ) era igual a $(\sigma_3 - u_a)$, onde u_a corresponde à poro-pressão obtida no primeiro estágio e σ_3 à tensão de confinamento do segundo estágio. Assim, o método proposto utiliza no primeiro estágio a informação da curva característica de retenção de água sob as condições de contorno impostas no modelo relacionadas com o teor de umidade e incorpora, no segundo estágio, o estado de tensões imposto pelo carregamento no cálculo do Módulo de Resiliência. Desta forma, por exemplo, nas Equações 3.2 e 3.4, a tensão de confinamento, σ_3 , deve ser ajustada utilizando a técnica de translação de eixos, ou seja, no lugar de usar σ_3 , usa-se $(\sigma_3 - u_a)$. Esta translação não afeta a definição da tensão de desvio porque a poro-pressão afeta na mesma magnitude as tensões principais.

Assim, no primeiro estágio, foram determinados os valores u_a mostrados na coluna Poro-pressão da Tabela 3.6. Em seguida, no segundo estágio, os valores do corpo de prova virtual submetido a um estado de tensões triaxiais de $\sigma_3 = 9500$ Pa e $\sigma_1 = 23000$ Pa, relacionado à carga triaxial imposta, foram ajustados usando a expressão $(\sigma_3 - u_a)$ para o cálculo do Módulo de Resiliência usando as Equações 3.2 e 3.4 dos modelos determinados por SILVA (2009).

A Tabela 3.6 e a Figura 3.22 mostram a comparação dos resultados obtidos nas simulações em relação aos resultados teóricos calculados manualmente. Como observado, os resultados das simulações apresentaram valores muito similares aos valores teóricos calculados manualmente, com erros que variaram entre 0,74% e 1,06%.

Tabela 3.6. Parâmetros mecânicos obtidos teoricamente e com a implementação na UMAT para validação da simulação triaxial para diferentes percentagens de saturação

Material	% Sat.	Poro- pressão [Pa]	Valores teóricos			Valores da simulação		
			MR	ϵ_{11}	ϵ_{22}	MR	ϵ_{11}	ϵ_{22}
Subleito	20,0%	9241	1,11E+08	8,12E-06	1,73E-04	1,09E+08	8,20E-06	1,75E-04
	51,2%	414	8,20E+07	2,14E-05	2,01E-04	8,13E+07	2,15E-05	2,03E-04
	83,0%	5,00	8,03E+07	2,33E-05	2,04E-04	7,95E+07	2,36E-05	2,06E-04
Subbase	37,1%	9500	4,40E+08	2,22E-06	4,36E-05	4,37E+08	2,23E-06	4,40E-05
	73,1%	8,38	2,83E+08	6,63E-06	5,79E-05	2,80E+08	6,68E-06	5,84E-05
	75,5%	5,60	2,83E+08	6,63E-06	5,79E-05	2,80E+08	6,69E-06	5,84E-05



(a)

(b)

Figura 3.22. Comparativo entre os resultados teóricos e a implementação no ABAQUS para: (a) Módulo de Resiliência, (b) deformações horizontais e verticais

Como observado, as três etapas de verificação indicam que os procedimentos de programação e implementação da sub-rotina foram realizados adequadamente. Conseguindo calcular valores de Módulos de Resiliência que podem tomar em conta o comportamento linear ou não linear do material; a isotropia ou a anisotropia transversal do mesmo e como variações na umidade podem afetar a sucção e, conseqüentemente, o estado de tensões para o cálculo do Módulo de Resiliência.

4. Resultados das simulações numéricas

4.1 Análises numéricas feitas por SILVA (2009)

SILVA (2009) realizou uma comparação dos resultados reais obtidos no tanque-teste com os obtidos em simulações feitas com o programa EFin3D (ferramenta contida no programa SisPav, criado por FRANCO (2007)). Nesta análise, a comparação foi feita para cinco valores intermediários dos parâmetros de carregamento, 500 kgf, 800 kgf, 1100 kgf, 1400 kgf e 1700 kgf, seis níveis de equilíbrio do lençol freático, NA1 a NA6, três tipos de revestimento (sem revestimento, intertravado e CBUQ) e duas placas rígidas, com diâmetros de 15,2 cm e 16,9 cm.

Foram considerados os resultados obtidos para condição de equilíbrio do lençol freático NA4, com a placa rígida de 15,2 cm e uma carga de roda de 1100 kgf (equivalente à tensão de 594478.7 Pa. SILVA (2009) considerou para todos os materiais das camadas do pavimento um comportamento linear dos Módulos de Resiliência. No caso dos materiais granulares, foram adotados valores de módulos compatíveis com as condições de umidade para a altura do nível de equilíbrio do lençol freático considerado e os gráficos do Módulo de Resiliência versus σ_3 das Figuras 4.10, 4.16 e 4.21, da tese de SILVA (2009), para os materiais de subleito, sub-base e base, respectivamente.

Para atualizar e entender melhor as análises realizadas por SILVA (2009) e contribuir, posteriormente, com novas análises usando o ABAQUS, foram realizadas inicialmente novas simulações com o programa Análise Elástica de Múltiplas Camadas (AEMC), que faz parte das ferramentas de cálculo do novo Método de Dimensionamento Nacional (MeDiNa) e do programa de retroanálise BackMeDiNa. O AEMC, desenvolvido pelo mesmo autor do EFin3D, Filipe Augusto Cinque de Proença Franco, calcula tensões e deformações em estruturas de pavimentos com até oito camadas sob carregamento de rodas do tipo eixo rodoviário, entre outros.

Inicialmente, foram utilizados os mesmos parâmetros adotados por SILVA (2009) para a placa rígida de 15,2 cm e uma carga de roda de 1100 kgf (equivalente a uma tensão de 594478,7 Pa) para as condições do pavimento sem revestimento (NA4_Base) e do pavimento com revestimento de CBUQ (NA4_CBUQ). Em todos os casos, foram considerados os mesmos parâmetros que foram simulados por SILVA (2009), ou seja, foi considerado que as camadas estavam completamente aderidas e que todos os materiais possuíam um coeficiente de Poisson igual a 0,35, como indicado na Tabela 4.1.

Utilizando o programa AEMC, foi considerado inicialmente um comportamento resiliente linear. Em seguida, foi simulada a estrutura considerando o comportamento elástico não linear das camadas, utilizando os coeficientes dos modelos de Módulo de Resiliência para umidade ótima de compactação apresentados nas Equações 3.1, 3.3 e 3.5 obtidos no trabalho de SILVA (2009).

Tabela 4.1. Parâmetros de entrada para as estruturas de pavimentos simuladas no AEMC para o pavimento com revestimento de CBUQ e sem revestimento

Descrição	Camada	Espessura (cm)	Massa esp (g/cm ³)	Comport.	Módulo (MPa)	k1	k2	k3	k4
NA4_CBUQ, SILVA (2009)	1	6	2.378	Linear	4575	-	-	-	-
	2	20	2.130	Linear	100	-	-	-	-
	3	20	2.050	Linear	400	-	-	-	-
	4	0	1.970	Linear	70	-	-	-	-
NA4_Base, SILVA (2009)	1	20	2.130	Linear	300	-	-	-	-
	2	20	2.050	Linear	650	-	-	-	-
	3	0	1.970	Linear	120	-	-	-	-
NA4_CBUQ, AEMC Não linear	1	6	2.378	Linear	4575	-	-	-	-
	2	20	2.130	Não Linear	-	1010.0	0.50	-0.009	-
	3	20	2.050	Não Linear	-	1528.4	0.64	-0.300	-
	4	0	1.970	Não Linear	-	427.5	0.47	-0.120	-
NA4_Base, AEMC Não linear	1	20	2.130	Não Linear	-	1010.0	0.50	-0.009	-
	2	20	2.050	Não Linear	-	1528.4	0.64	-0.300	-
	3	0	1.970	Não Linear	-	427.5	0.47	-0.120	-

A Figura 4.1 mostra as bacias de deflexão obtidas para a condição de equilíbrio do lençol freático NA4: (a) do pavimento sem revestimento (NA4_Base) e (b) do pavimento com

revestimento de CBUQ (NA4_CBUQ). Não foi considerado nesta análise o pavimento com revestimento intertravado devido às complexidades envolvidas no valor do “módulo composto” para a camada de revestimento, que precisaria de maiores análises.

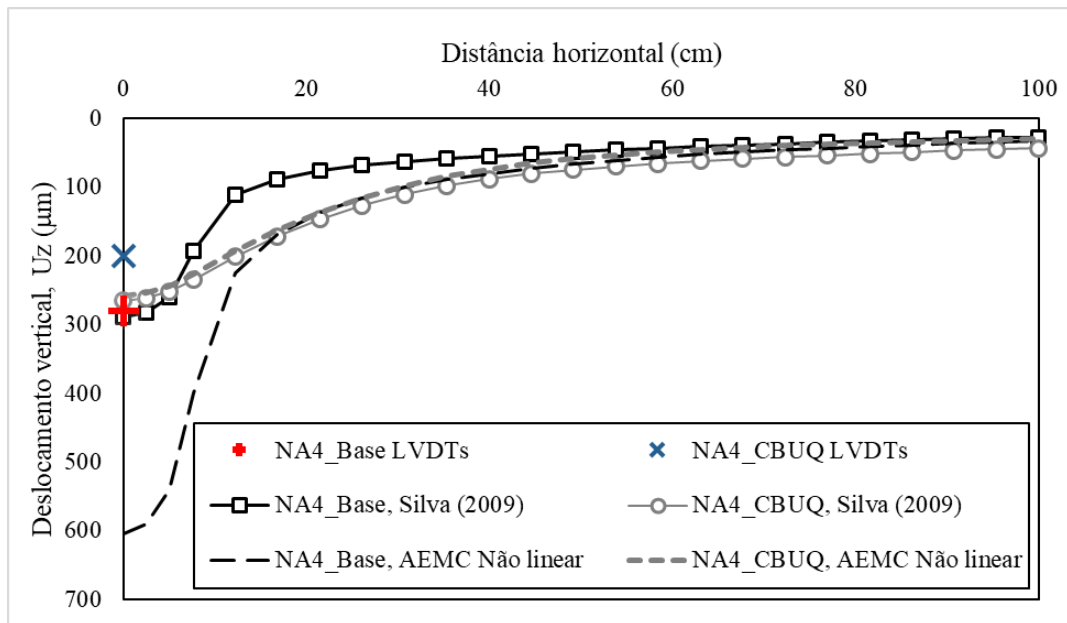


Figura 4.1. Bacias de deflexão obtidas para a condição de equilíbrio do lençol freático NA4 do pavimento sem revestimento e do pavimento com revestimento de CBUQ

Como observado na Figura 4.1, quando utilizados os parâmetros de comportamento linear nos pavimentos com revestimento de CBUQ e sem revestimento, são gerados valores muito próximos entre os deslocamentos verticais obtidos pelos LVDTs no tanque-teste e os obtidos com o programa AEMC, assim como havia sido observado por SILVA (2009). No entanto, quando é considerado o comportamento não linear no pavimento sem revestimento, pode-se observar que existem diferenças relevantes entre os valores dos deslocamentos verticais obtidos pelos LVDTs no tanque-teste e os obtidos com o programa AEMC, indicando a influência da consideração do comportamento não linear do Módulo de Resiliência na resposta mecânica.

No caso do pavimento com revestimento de CBUQ, houve menor influência da consideração do comportamento não linear. Inicialmente, para tentar explicar as diferenças nos resultados, o trabalho de SILVA (2014) apontou que o tanque-teste tem

uma influência na deformação da estrutura, no sentido de reduzir os deslocamentos obtidos na superfície, já que não há mobilidade nas paredes e no fundo da estrutura. Já as bacias de deflexão obtidas com o programa AEMC tendem a ter formatos mais similares ao das bacias obtidas em levantamentos feitos em campo. Ou seja, a bacia em campo apresenta uma curva significativa do ponto central até 60 cm deste, apresentando uma deflexão máxima maior do que a obtida nas avaliações feitas no tanque-teste.

Por outro lado, deve-se considerar que, segundo a ajuda do mesmo programa AEMC, o modelo constitutivo do comportamento resiliente representado a partir da definição das constantes do modelo geral, como mostra a Equação 4.1:

$$MR = k_1 \cdot \sigma_3^{k_2} \cdot \sigma_d^{k_3} \cdot \theta^{k_4} \quad (4.1)$$

Onde:

k_1, k_2, k_3 e k_4 = constantes obtidas em laboratório;

θ = tensão octaédrica, igual à soma das tensões principais $\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3$;

σ_d = tensão desvio;

σ_3 = tensão de confinamento;

MR = Módulo de Resiliência em MPa.

Para explicar as diferenças nos deslocamentos obtidos, considerando o comportamento linear e o comportamento não linear nas camadas do pavimento, a Figura 4.2 mostra os parâmetros inseridos no programa AEMC. Nas Figuras 4.2a e 4.2c, referentes ao comportamento linear, os valores mostrados na coluna “MÓDULO (MPa)” correspondem aos utilizados nas simulações apresentadas por SILVA (2009). Por outro lado, nas Figuras 4.2b e 4.2d, correspondentes ao comportamento não linear, os valores da coluna “MÓDULO (MPa)” representam os Módulos de Resiliência de referência calculados pelo programa AEMC correspondentes às propriedades não lineares determinadas em laboratório.

CAMADA	ESPESSURA (cm)	MASSA ESP (g/cm ³)	COMPORTAMENTO	MÓDULO (MPa)	k1	k2	k3	k4	COEF POISSON	ADERÊNCIA
1	20	2,13	LINEAR	300	0,0	0,0	0,0	0,0	0,35	1
2	20	2,05	LINEAR	650	0,0	0,0	0,0	0,0	0,35	1
3	0,0	1,97	LINEAR	120	0,0	0,0	0,0	0,0	0,35	1

(a)

CAMADA	ESPESSURA (cm)	MASSA ESP (g/cm ³)	COMPORTAMENTO	MÓDULO (MPa)	k1	k2	k3	k4	COEF POISSON	ADERÊNCIA
1	20	2,13	NÃO LINEAR	(144)	1010	0,5	-0,009	0,0	0,35	1
2	20	2,05	NÃO LINEAR	(127)	1528,4	0,64	-0,3	0,0	0,35	1
3	0,0	1,97	NÃO LINEAR	(94)	427,5	0,47	-0,12	0,0	0,35	1

(b)

CAMADA	ESPESSURA (cm)	MASSA ESP (g/cm ³)	COMPORTAMENTO	MÓDULO (MPa)	k1	k2	k3	k4	COEF POISSON	ADERÊNCIA
1	6	2,378	LINEAR	4575	0,0	0,0	0,0	0,0	0,35	1
2	20	2,13	LINEAR	100	0,0	0,0	0,0	0,0	0,35	1
3	20	2,05	LINEAR	400	0,0	0,0	0,0	0,0	0,35	1
4	0,0	1,97	LINEAR	70	0,0	0,0	0,0	0,0	0,35	1

(c)

CAMADA	ESPESSURA (cm)	MASSA ESP (g/cm ³)	COMPORTAMENTO	MÓDULO (MPa)	k1	k2	k3	k4	COEF POISSON	ADERÊNCIA
1	6	2,378	LINEAR	4575	0,0	0,0	0,0	0,0	0,35	1
2	20	2,13	NÃO LINEAR	(103)	1010	0,5	-0,009	0,0	0,35	1
3	20	2,05	NÃO LINEAR	(156)	1528,4	0,64	-0,3	0,0	0,35	1
4	0,0	1,97	NÃO LINEAR	(104)	427,5	0,47	-0,12	0,0	0,35	1

(d)

Figura 4.2. Entrada de dados da estrutura do pavimento no AEMC para: (a) comportamento linear do pavimento sem revestimento, (b) comportamento não linear do pavimento sem revestimento, (c) comportamento linear do pavimento com revestimento de CBUQ, (d) comportamento não linear do pavimento com revestimento de CBUQ

Nota-se que os valores do Módulo de Resiliência para o comportamento linear, em geral, foram maiores do que os valores médios calculados para o comportamento não linear. Novamente, as diferenças nos valores obtidos nos Módulos de Resiliência podem estar associadas à influência do confinamento das paredes e do fundo do tanque-teste, que pode estar produzindo uma tensão de confinamento maior do que realmente acontece nos pavimentos rodoviários. Isto acontece porque no AEMC as camadas são admitidas como horizontalmente infinitas e, portanto, sem restrições de movimento, como acontece nos pavimentos rodoviários.

Assim, verificou-se que os deslocamentos da Figura 4.1 apresentaram diferenças devido aos valores de rigidez considerados nos cálculos, sendo que no caso do pavimento com

revestimento de CBUQ essas diferenças foram menos significativas. Nesta última situação, as diferenças no comportamento entre o pavimento sem revestimento e com revestimento de CBUQ podem ser justificadas pelo fato de que a camada de revestimento de CBUQ contribuir positivamente de duas formas: diminuindo os deslocamentos produzidos pelo carregamento imposto e aumentando a área de distribuição de carga devido à sua alta rigidez em relação à camada de base.

4.1.1 Resultados de simulações sem saturação realizadas com a UMAT implementada

Devido às diferenças encontradas nos resultados obtidos na seção 4.1, foram realizadas novas simulações utilizando os parâmetros adotados por SILVA (2009). Estas simulações foram realizadas utilizando o ABAQUS e a UMAT implementada, considerando um comportamento linear e um comportamento não linear dos materiais das camadas da estrutura do pavimento. Novamente para estas simulações foram considerados os mesmos parâmetros que foram simulados por SILVA (2009): todos os materiais com um coeficiente de Poisson igual a 0,35 e que as camadas estavam completamente aderidas. No entanto, no ABAQUS, também é possível simular outras condições de contato diferentes das camadas.

Considerando que o ABAQUS requer o uso de unidades consistentes nos modelos, os parâmetros do comportamento não linear adotados nas simulações corresponderam aos das Equações 3.2, 3.4 e 3.6.

Como observado na Figura 4.3, que mostra as bacias de deflexão obtidas para a condição de equilíbrio do lençol freático NA4 para os pavimentos sem revestimento e com revestimento com CBUQ, pode-se notar que, quando são utilizados os parâmetros de comportamento linear, são obtidos valores muito próximos entre os deslocamentos verticais medidos pelos LVDTs, os obtidos com o programa AEMC e com a UMAT implementada no ABAQUS. No entanto, quando é considerado o comportamento não linear, tanto no pavimento sem revestimento quanto no pavimento com revestimento de CBUQ, pode-se observar que existem diferenças relevantes entre os valores dos

deslocamentos verticais obtidos com a simulação no ABAQUS e os obtidos pelos LVDTs. Isto também foi observado nas simulações com o AEMC em que foram considerados comportamentos lineares (usando os valores usados na tese de SILVA (2009)) e não lineares para as camadas granulares. O qual, era claramente esperado devido às diferenças existentes nos valores do Módulo de Resiliência calculados.

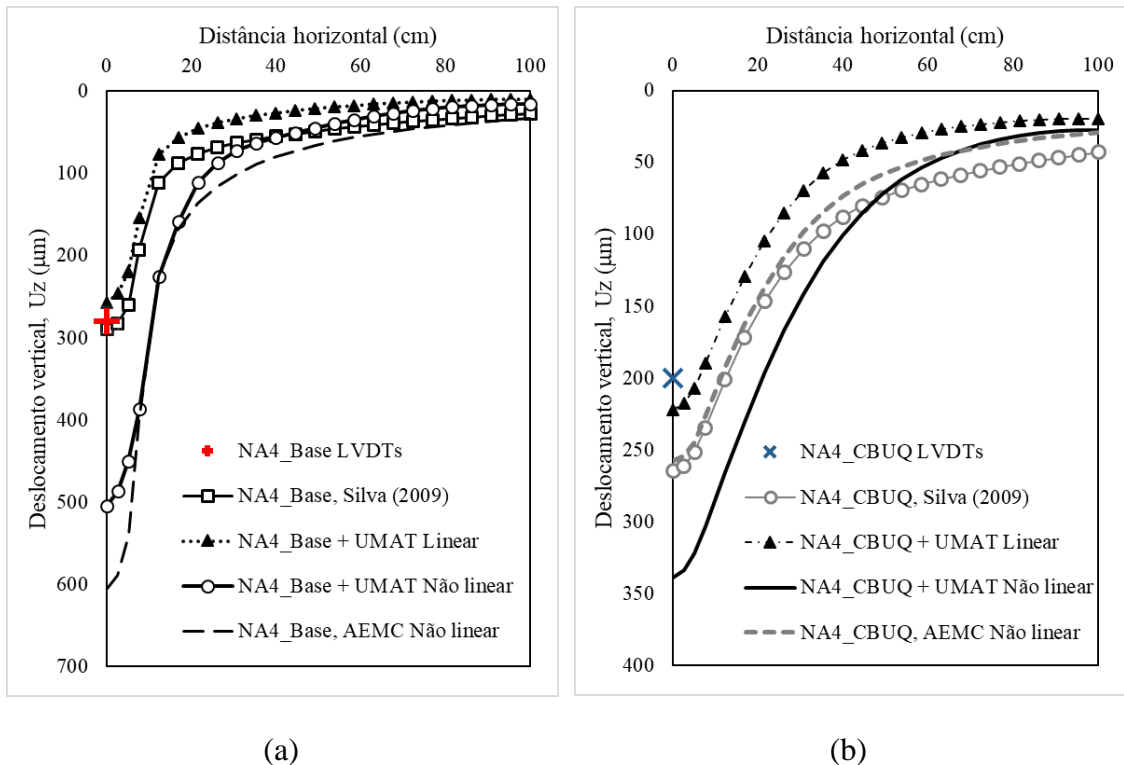


Figura 4.3. Bacias de deflexão obtidas para a condição de equilíbrio do lençol freático NA4 do: (a) pavimento sem revestimento, e, (b) pavimento com revestimento de CBUQ

Nos resultados apresentados por SILVA (2009), observa-se que a consideração do comportamento linear dos materiais resultou em previsões mais próximas das medidas obtidas a partir do monitoramento dos modelos físicos. No entanto, as metodologias tradicionais, que assumem o comportamento linear dos materiais, não permitem de forma simples a consideração dos efeitos que diferentes teores de umidade e saturação podem ter no estado de tensões e no comportamento não linear dos materiais. Assim, como exemplo, uma metodologia que pode ser adotada é subdividir a espessura da camada de interesse em diferentes sub-camadas, cada sub-camada com diferentes teores de umidade.

Em seguida, para cada sub-camada, pode-se assumir um Módulo de Resiliência linear para cada umidade. No entanto, mesmo que este procedimento seja válido, pode ser trabalhoso e difícil de replicar para variações cíclicas no lençol freático.

Por isso, nesta tese, foram desenvolvidas novas ferramentas de análise para a inclusão da saturação, da poro-pressão e a consideração do comportamento não linear dos materiais das camadas granulares, com a finalidade de facilitar e entender melhor como acontece o processo de saturação das camadas de subleito, sub-base e base e como isso pode afetar a deformabilidade das estruturas de pavimentos.

4.2 Simulação da variação do Módulo de Resiliência com a umidade

SILVA (2009) traçou curvas que correlacionavam o Módulo de Resiliência dos materiais com os seus respectivos teores de umidade. Nos ensaios triaxiais para a obtenção do MR, as magnitudes das tensões σ_d e σ_3 foram obtidas no ponto médio das camadas, a partir de simulações numéricas da estrutura de pavimento estudada com uma carga de 1100 kgf aplicada na placa de diâmetro de 15,2 cm. De forma similar, os resultados apresentados na Tabela 3.6 podem ser utilizados para traçar as curvas de Módulo de Resiliência versus umidade para os materiais empregados na estrutura do pavimento.

Como explicado anteriormente, os Módulos de Resiliência apresentados na Tabela 3.6 correspondem aos resultados obtidos da simulação de um corpo de prova virtual que considera a soma de um estado de tensões iniciais (associado à poro-pressão decorrente das variações no teor de umidade) com o estado de tensões devido ao carregamento triaxial imposto, para os mesmos materiais que foram avaliados por SILVA (2009).

A Figura 4.4 (a) mostra que os resultados experimentais de Módulo de Resiliência obtidos por SILVA (2009) são maiores em relação aos resultados das simulações (Figura 4.3 (b)). Como não foi possível determinar os pares de tensões σ_d e σ_3 que foram usados por SILVA (2009) para desenhar a Figura 4.3 (b), foram utilizados outros pares de tensões σ_d e σ_3 diferentes. Apesar disso, os gráficos apresentaram tendências similares. Ou seja,

como esperado pela teoria, para ambos os materiais, o Módulo de Resiliência diminuiu com o aumento da umidade. No caso das simulações para o subleito, o Módulo de Resiliência variou de $1,09 \times 10^8$ Pa a $7,95 \times 10^7$ Pa, para uma variação de umidade de 3,2% a 12,7% (saturação de 20,0% a 83,0%). No material de sub-base, o Módulo de Resiliência variou de $4,37 \times 10^8$ Pa a $2,80 \times 10^8$ Pa, para uma variação de umidade de 5,4% a 10,9% (saturação de 37,1% a 75,5%). Sendo que, segundo SILVA (2009), a umidade de compactação era de 10% e 8,7% para o material de subleito e sub-base, respectivamente. Isso mostra que a UMAT implementada também permitiu identificar o efeito do teor de umidade na deformabilidade dos materiais.

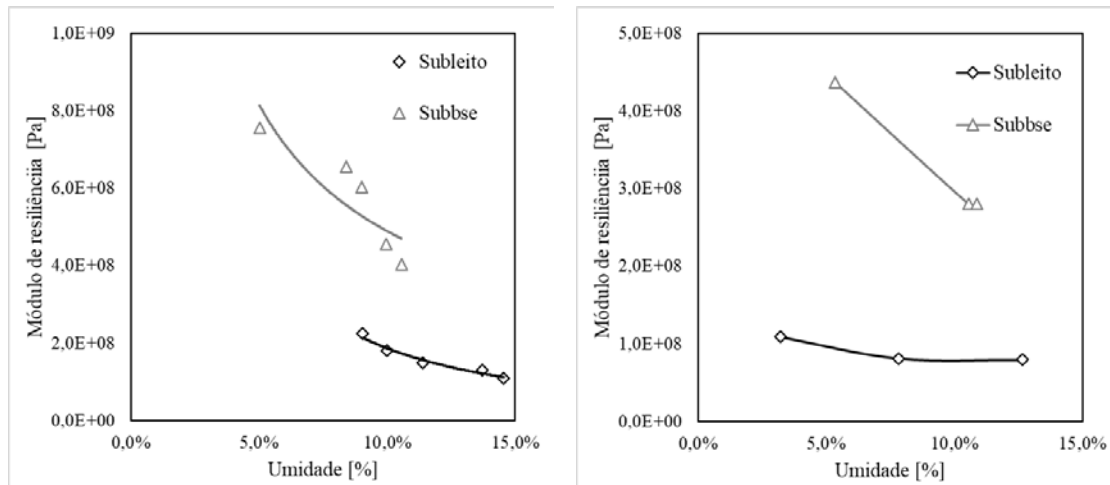


Figura 4.4. Variação do Módulo de Resiliência com a umidade: (a) resultados obtidos por Silva (2009) e, (b) implementado na UMAT para diferentes teores de umidade obtidos nesta tese

4.3 Simulações numéricas acopladas da estrutura do pavimento com revestimento de CBUQ

A modelagem acoplada proposta nesta tese segue o fluxograma apresentado na Figura 4.5. Como mostrado na figura, as primeiras etapas da simulação estão relacionadas com a definição da geometria, a discretização da malha de elementos finitos, a definição das propriedades dos materiais e das condições de contorno e iniciais do modelo simulado.

Como mostrado no fluxograma, a modelagem utilizada nesta pesquisa pode ser dividida em dois estágios:

- *Primeiro estágio:* cálculo de um estado de tensões associado aos fenômenos de sucção e capilaridade dos materiais das camadas granulares e solos da estrutura do pavimento, que depende basicamente da curva característica de retenção de água, das condições de contorno e iniciais impostas.
- *Segundo estágio:* em seguida, o estado de tensões calculado na primeira etapa é usado como condição inicial nas simulações do comportamento mecânico dos materiais diante do carregamento mecânico imposto.

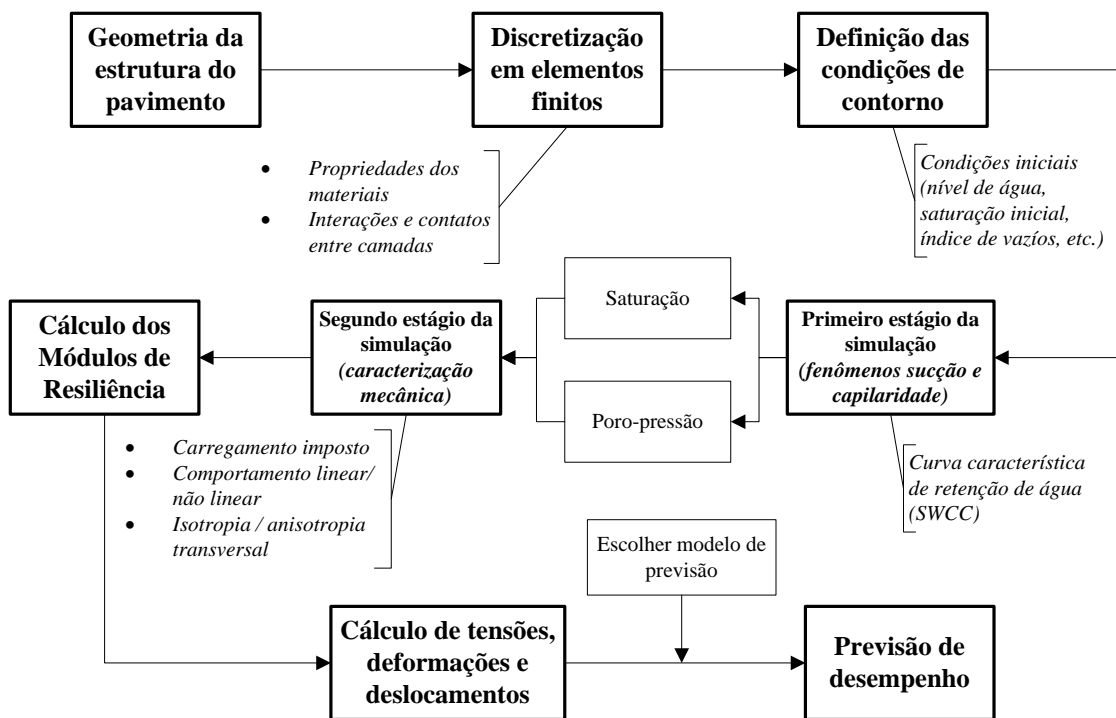


Figura 4.5. Fluxograma das simulações numéricas acopladas proposta nesta tese

Assim, o método proposto utiliza as informações iniciais do modelo para a determinação da parcela de poro-pressão, u_a , e incorpora, no segundo estágio, o estado de tensões ($\sigma_3, \sigma_1, \theta, \tau$) imposto pelo carregamento. No cálculo do Módulo de Resiliência, é considerado se o comportamento é linear ou não linear, assim como a isotropia ou a anisotropia transversal. Depois, os valores do Módulo de Resiliência são utilizados nos

cálculos das tensões, deformações e deslocamentos que podem ser utilizados nos modelos escolhidos de previsão de desempenho da estrutura de pavimento.

No Anexo B são apresentados os detalhes da aplicação do fluxograma da Figura 4.5 no procedimento de simulação de problemas acoplados considerando saturação, anisotropia transversal e comportamento não linear no programa ABAQUS.

Especificamente, no primeiro estágio, que corresponde ao chamado *step* “Saturação”, detalhado no Anexo B, foi adotado um modelo de fluxo de fluido em meios porosos parcialmente saturados do ABAQUS. Neste modelo, os efeitos da gravidade são considerados e é necessário definir o nível do lençol freático. A superfície freática nas camadas granulares é o local dos pontos nos quais a pressão do fluido poroso, u , é zero.

Nos modelos, foi considerado um processo de ascensão ou descida o nível freático. Por isso, a água estava disponível a uma altura definida na camada de subleito, compatível com o nível de equilíbrio de água, NA , que era simulado. Em seguida, o subleito e a sub-base tiveram uma absorção unidimensional ascendente da água contra a força de gravidade causada pelo peso próprio do fluido, até atingir um equilíbrio das forças atuantes. Também foi considerado que a estrutura estava cinematicamente restrita na direção horizontal, de modo que toda a deformação ficasse na direção vertical. Neste sentido, o problema era unidimensional. Durante a saturação, todos os graus de liberdade de deslocamento foram restringidos, uma vez que o interesse estava apenas em estabelecer a superfície freática.

A geometria da estrutura do pavimento está mostrada na Figura 3.1. A posição da água depende da posição de equilíbrio do lençol freático, como mostrado na Figura 3.5 e, portanto, a pressão dos poros nas camadas varia com a profundidade a partir da altura e da posição que tenha a água (ver a seção B2.6, no Anexo B, para mais detalhes de como foi feito no ABAQUS)

A superfície freática nas camadas granulares é determinada como o local dos pontos nos quais a pressão da água dos poros é zero. Acima desta superfície, a pressão dos poros é negativa. A tensão capilar faz com que o fluido suba contra a força gravitacional, criando assim uma zona capilar. O efeito da tensão capilar na localização da superfície freática foi considerado no estado de tensões e no comportamento mecânico dos materiais.

A permeabilidade do subleito e da sub-base foi considerada para o material totalmente saturado, como mostrado na seção 3.2.2. Também foram necessários os valores do índice de vazios inicial do subleito e da sub-base, assim como os valores da sucção da água para diferentes níveis de umidade das curvas características do subleito e da sub-base (ver Tabela 3.1). Os outros valores das propriedades adotadas para todos os materiais são mostrados na seção B2.2, do Anexo B.

Para cada simulação, foram estabelecidas as condições iniciais de saturação dos materiais. Foram feitos os cálculos das condições iniciais para a pressão dos poros que garantissem um gradiente igual ao peso específico do fluido, para que, de acordo com a lei de Darcy, não houvesse fluxo inicial. Assim, para cada uma das condições de equilíbrio do lençol freático, NA, simuladas, foram determinadas as condições iniciais para o estado de tensão efetiva calculadas a partir da densidade dos materiais secos e do nível da água correspondente, da saturação inicial, do índice de vazios e das poro-pressões iniciais, usando considerações de equilíbrio e o princípio da tensão efetiva. Na seção B2.6, do Anexo B, são apresentados os valores e os critérios adotados para estabelecer as condições mencionadas. É importante mencionar que é necessário especificar as condições iniciais adequadamente para esse tipo de problema. Caso contrário, o sistema pode estar tão desequilibrado inicialmente que a simulação pode falhar no começo porque não podem ser encontradas soluções convergentes.

Para permitir uma análise dos efeitos de diversos fatores nas respostas da estrutura do pavimento com revestimento de CBUQ ensaiado por SILVA (2009), os resultados das simulações foram separados, como apresentado a seguir. Os fatores considerados foram as variações na saturação, a poro-pressão, o Módulo de Resiliência, os deslocamentos

elásticos e as deformações horizontais e verticais em pontos críticos da estrutura do pavimento.

4.3.1 Variação na saturação nas camadas de subleito e sub-base para as diferentes posições de equilíbrio do lençol freático

Inicialmente, para cada posição de equilíbrio do lençol freático apresentada na Figura 3.5, foram realizadas diversas simulações com diferentes durações e tempos de saturação com o intuito de determinar o tempo que fosse representativo do critério adotado por SILVA (2009) para a condição de equilíbrio, ou seja, foi determinado o tempo necessário para que não houvesse uma alteração significativa ($\pm 0.5\%$) da umidade ao longo do perfil do pavimento. Assim, foi definido um tempo de equilíbrio baseado nas propriedades dos materiais caracterizados em laboratório (associado principalmente à permeabilidade do subleito e a subbase), a saber:

- Condição NA1: obra recém construída, tempo de equilíbrio de saturação de 1 s.
- Condição NA2: nível de água na parte inferior da camada de subleito, tempo de equilíbrio de saturação de 46 h.
- Condição NA3: nível de água na metade da espessura da camada de subleito, tempo de equilíbrio de saturação de 46 h.
- Condição NA4: nível de água na parte inferior da camada de sub-base, tempo de equilíbrio de saturação de 36 h.
- Condição NA5: nível de água na metade da espessura da camada de subleito (após “secagem”), tempo de equilíbrio de saturação de 36 h.
- Condição NA6, nível de água na parte inferior da camada de subleito (após “secagem”), tempo de equilíbrio de saturação de 36 h.

Quando comparados os tempos de equilíbrio obtidos nas simulações com os tempos de equilíbrio experimentais, é importante mencionar que os resultados dos tempos de equilíbrio das simulações foram muito diferentes dos tempos relatados por SILVA (2009). No tanque-teste, o tempo de equilíbrio para o total avanço da franja capilar variou de 15 a 20 dias para os materiais usados numa primeira etapa de ascensão do lençol

freático, e nas ascensões e descidas seguintes, foram quatro dias para cada estágio, neste caso já presentes umidades residuais. No entanto, nas simulações, o tempo total para o avanço capilar foi de apenas cinco dias e oito horas.

As diferenças podem ser justificadas porque os modelos simulados consideram condições ideais e homogêneas de comportamento dos materiais, porém, nas condições de campo, algumas idealizações podem não ser completamente representativas ou, em algumas situações especiais, os equipamentos utilizados para o monitoramento em campo são afetados ou, até eles mesmos, podem afetar os resultados.

Mesmo com as diferenças encontradas nos tempos de equilíbrio, as simulações procuraram respeitar o mesmo critério adotado por SILVA (2009) de não ter alterações significativas ($\pm 0,5\%$) da umidade ao longo do perfil do pavimento. Nota-se que a umidade foi adotada como o principal parâmetro que poderia afetar o comportamento mecânico dos materiais utilizados. Ressalta-se também que as condições de saturação para cada uma das simulações realizadas representam situações extremamente severas que estarão atuando durante todo o tempo de análise e não correspondem a situação típicas de campo, onde as condições de secagem e saturação variam com as condições climáticas e da drenagem existente na estrutura do pavimento.

Uma vez determinado o tempo de equilíbrio necessário para cada uma das condições, foram determinados os perfis de saturação na estrutura do pavimento. A Figura 4.6 mostra os diferentes perfis obtidos para a estrutura do pavimento com revestimento de CBUQ para as diferentes posições de equilíbrio do lençol freático (NA) avaliadas no tanque-teste por SILVA (2009).

Como observado na Figura 4.6, as simulações feitas no ABAQUS apresentaram perfis de saturação diferentes para cada uma das condições avaliadas. Como esperado nas condições NA1 a NA3, as cores verdes indicam as saturações no subleito entre 50% e 55%, que correspondem à saturação inicial de 51,16%, obtida com a umidade ótima de compactação do subleito de 10%. Para o caso do material de sub-base, as cores verdes

(na faixa de 50% a 75% de saturação) indicaram uma saturação na simulação muito próxima ao 72,71% correspondente à umidade de compactação da sub-base de 8,7%. A cor azul, em todos os casos, indicou uma saturação de 100% e coincidiu com a localização da superfície freática que foi simulada para cada uma das condições avaliadas.

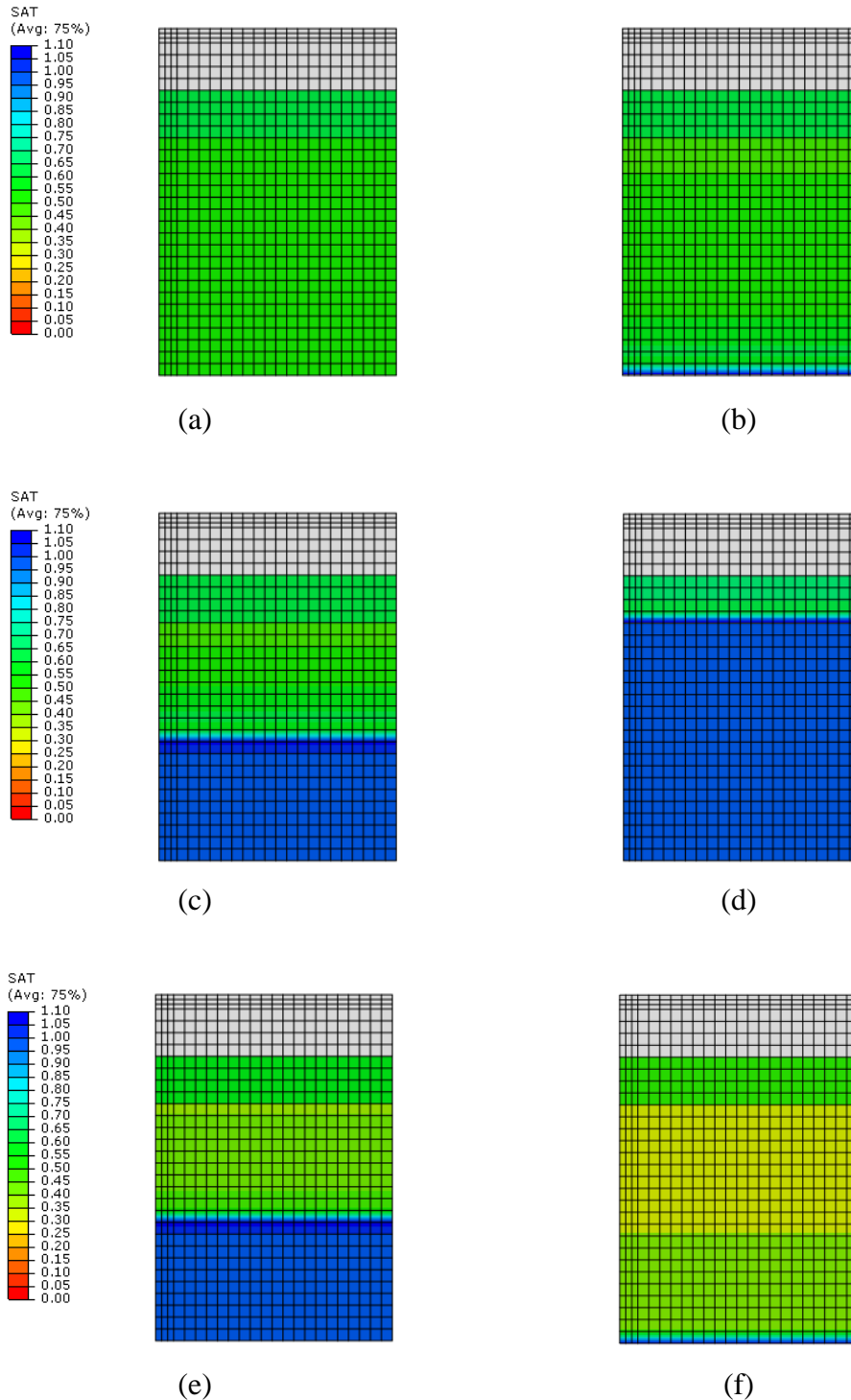


Figura 4.6. Perfil de saturação obtidos nas simulações para a condição: (a) NA1, (b) NA2, (c) NA3, (d) NA4 (e) NA5 (f) NA6

Como ilustrado na Figura 4.7, quando comparados os resultados de umidade e saturação obtidos nas simulações com os resultados obtidos experimentalmente por SILVA (2009), pode-se observar que os valores foram muito próximos para as condições NA1, NA2, NA3 e NA4. Porém, nas condições NA5 e NA6, as Figuras 4.7a e 4.7b mostram que as simulações apresentaram umidades e saturações menores do que os valores obtidos experimentalmente. Isso se deve possivelmente a complexidades do fenômeno de histerese que ocorre no processo de umedecimento e posterior secagem das camadas de subleito e sub-base. Adicionalmente, como já mencionado, a secagem no tanque-teste não foi completa devido às condições confinadas da estrutura, localizada em um local fechado, com um revestimento asfáltico intacto (sem a presença de trincas), apresentando teores de umidade altos, produto da água intersticial retida nos poros do subleito.

Naturalmente, é esperado que as curvas características de sucção de água apresentem uma diferença de comportamento para o umedecimento e para a secagem, já que geralmente a sucção durante a secagem é maior do que no umedecimento. Porém, nas simulações, foi considerado que a curva característica de sucção era igual no umedecimento e na secagem, e cuja variação entre ambos ciclos depende da diferença existente entre ambas curvas, que infelizmente não foi determinada nesta tese. Isto fez com que durante a secagem, nas condições NA5 e NA6, os valores de sucção fossem menores do que realmente acontece na realidade e, portanto, as umidades e saturações foram menores do que o esperado.

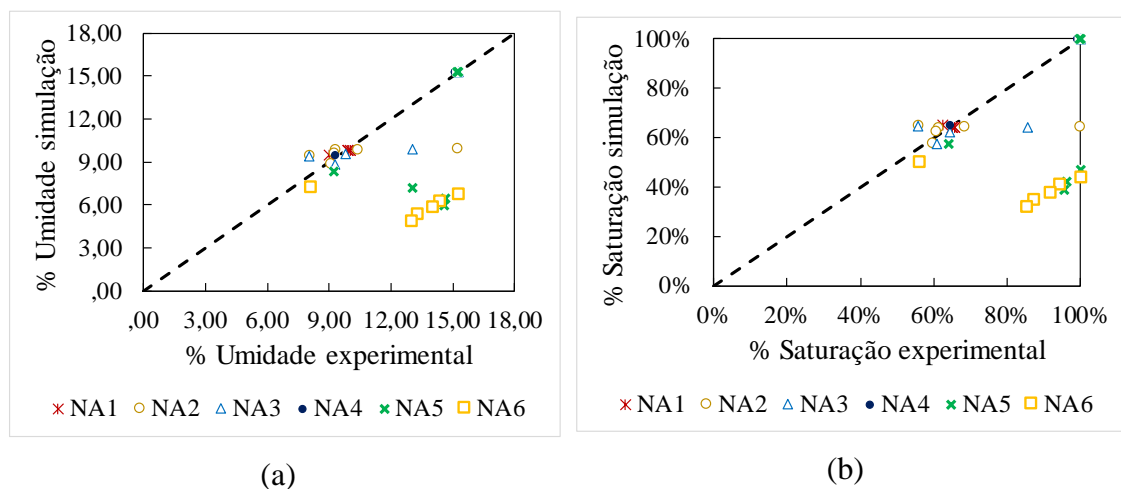


Figura 4.7. Comparação entre os resultados experimentais obtidos por Silva (2009) e os obtidos nas simulações desta pesquisa: (a) % de umidade (b) % de saturação

4.3.2 Variação na poro-pressão das camadas de subleito e sub-base para as diferentes posições de equilíbrio do lençol freático

Como era esperado, as variações nos teores de umidade e de saturação obtidos nas simulações estão acompanhadas de variações nos valores da poro-pressão nos materiais das camadas granulares. A Figura 4.8 mostra os perfis de poro-pressão obtidos nas simulações para cada uma das condições avaliadas por SILVA (2009). Como se pode observar, os resultados das simulações apresentam valores positivos e negativos na poro-pressão, o que é um fato previsto, já que abaixo do nível de água os valores das poro-pressões são positivos devido ao peso próprio da água. Imediatamente acima do nível de água, com a existência da zona capilar, as poro-pressões são negativas, resultado da diferença entre as pressões de ar (u_a) e da água (u_w).

Como mencionado anteriormente, SILVA (2009) reportou os valores de sucção obtidos de forma indireta, a partir dos valores da umidade medidos nos TDRs em confronto com as curvas características dos materiais. Esses valores podem ser observados na Figura 3.3, apresentada anteriormente. É importante mencionar que esses valores correspondem a valores de sucção negativos e, como pode ser constatado na mesma figura, não existem valores positivos. Isto se deve à forma e aos equipamentos usados para a medição desses valores. O mesmo autor indicou que se fossem feitas as medições de sucção com tensiômetros, para os casos de submersão do subleito, haveria o surgimento de poro-pressão (positiva) para os pontos situados abaixo do equilíbrio do lençol freático.

Assim, não foi possível fazer comparações entre os valores de sucção reportados por SILVA (2009) e os valores da poro-pressão obtidos na simulação. Nota-se que os valores reportados por SILVA (2009) correspondem a uma parcela do cálculo das poro-pressões que atuam nas camadas granulares associadas à posição do lençol freático.

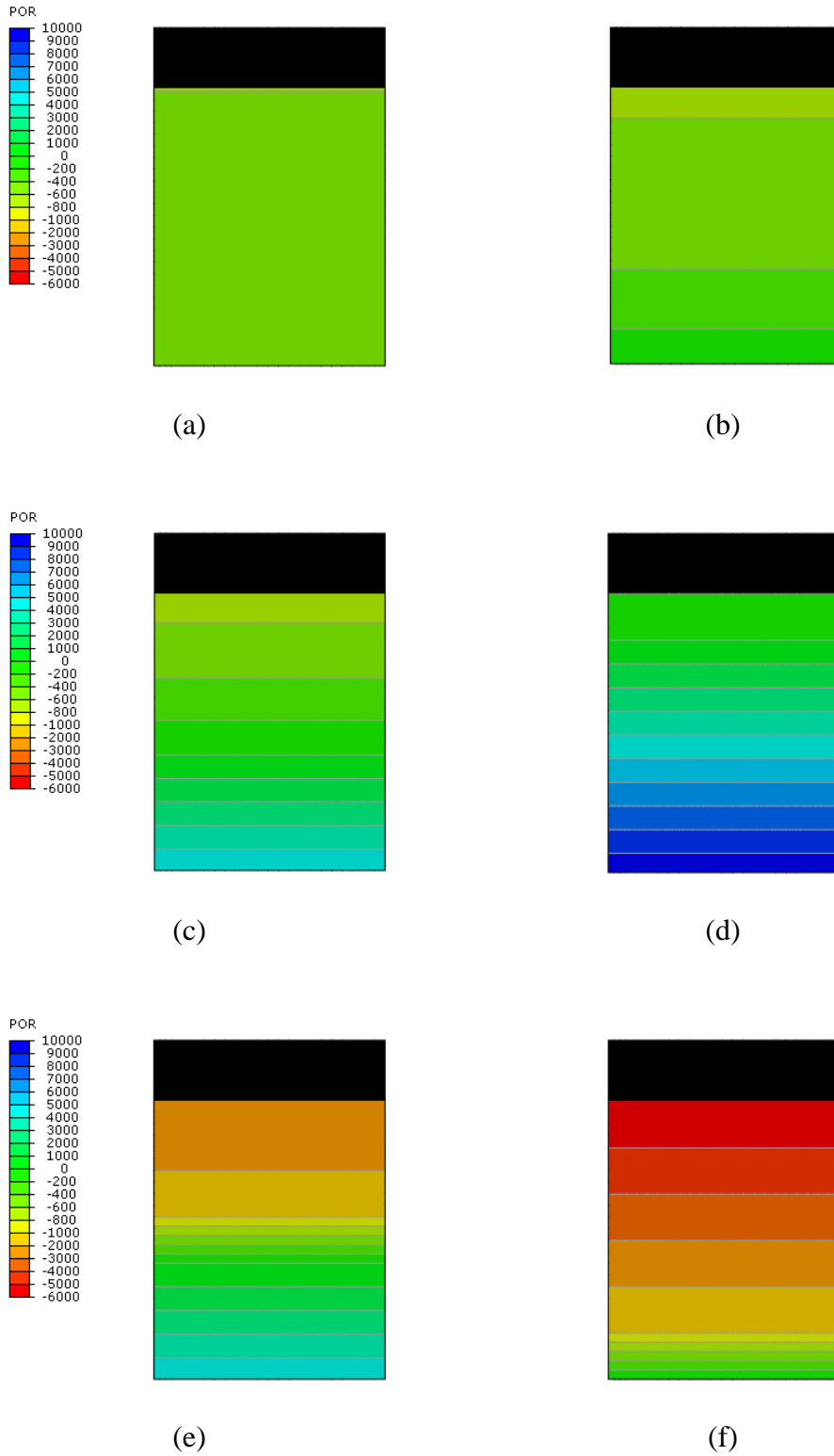


Figura 4.8. Perfil de poro-pressão obtidos nas simulações para a condição: (a) NA1, (b) NA2, (c) NA3, (d) NA4 (e) NA5 (f) NA6

Como observado na Figura 4.8, existem diferenças importantes nos perfis de poro-pressão para as condições de equilíbrio NA2 (Figura 4.8b) e NA6 (Figura 4.8f). Para estas condições, com igual elevação no nível do lençol freático (parte inferior da camada de subleito), os valores de poro-pressão, para a condição NA6, na faixa entre 0 KPa e -6000 KPa (o sinal negativo indica sucção, ou seja, quanto mais afastado é esse valor do zero, maior é a sucção), foram muito superiores aos obtidos na condição NA2 (entre 0 kPa e -600 kPa). Isso pode ser justificado pelo fenômeno de histerese relacionado ao umedecimento e posterior secagem da camada de subleito, onde naturalmente é esperado que o subleito mantivesse retida a água adquirida no processo de molhagem ou umedecimento.

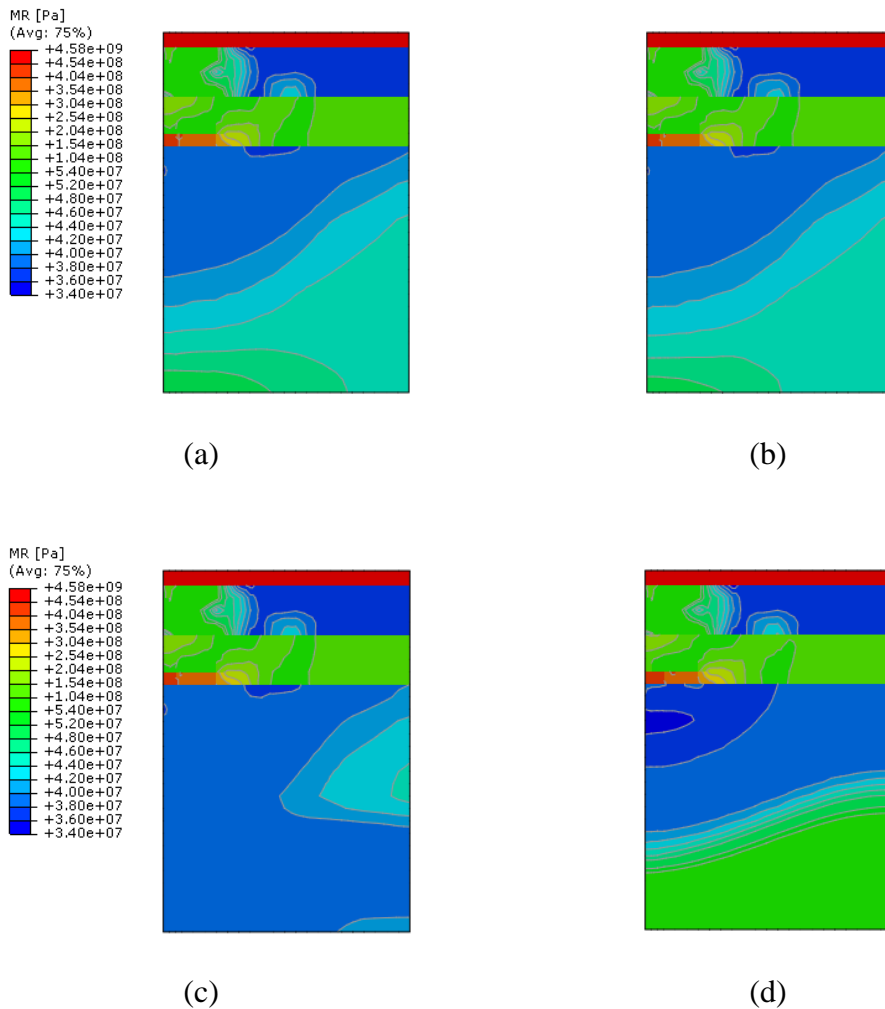
O mesmo comportamento foi observado para as condições de equilíbrio NA3 (Figura 4.8c) e NA5 (Figura 4.8e). Neste caso, é importante observar que o lençol freático localizado na metade da espessura da camada de subleito gerou valores positivos na poro-pressão abaixo do lençol freático e valores negativos acima deste. Para essas mesmas condições, os valores positivos das poro-pressões foram praticamente iguais (entre 0 kPa e 5000 kPa). No entanto, no caso das poro-pressões (valores negativos representam sucção), a sucção na condição NA5 (valor máximo de -3000 kPa) foi mais intensa do que a sucção da condição NA3 (valor máximo de -800 kPa). Isto pode ser novamente justificado pelo fenômeno de histerese do comportamento do umedecimento-secagem.

4.3.3 Variação no Módulo de Resiliência nas camadas de subleito e sub-base para as diferentes posições de equilíbrio do lençol freático

Como mencionado anteriormente, o Módulo de Resiliência não é um parâmetro constante para as camadas granulares, cujos materiais tipicamente apresentam relação tensão-deformação não linear, ou seja, MR dependente das tensões atuantes.

O Módulo de Resiliência depende do estado de tensões atuante decorrente do peso próprio e das cargas dos veículos atuantes e também, como apresentado na seção 4.2, das variações nas poro-pressões associadas a mudanças no teor de umidade.

Para permitir a simulação destes dois fenômenos, foi usada a UMAT implementada para o cálculo dos Módulos de Resiliência mostrada na Figura 4.9, correspondentes ao somatório do estado de tensão associado ao fenômeno de sucção e capilaridade dos materiais das camadas granulares com o associado com o peso próprio e o carregamento mecânico aplicado. Como observado na Figura 4.8, os valores do Módulo de Resiliência variaram significativamente com a posição e o estado de tensões.



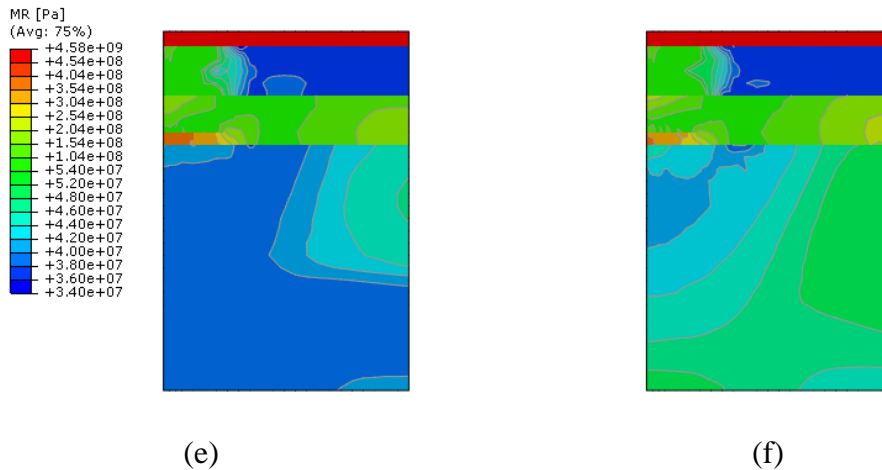


Figura 4.9. Módulo de Resiliência obtidos nas simulações para a condição: (a) NA1, (b) NA2, (c) NA3, (d) NA4 (e) NA5 (f) NA6

Quando comparadas as condições NA2 e NA6 (Figuras 4.9b e 4.9f, respectivamente) e NA3 e NA5 (Figuras 4.9c e 4.9e, respectivamente), pode-se observar que as distribuições dos valores do Módulo de Resiliência são diferentes e, portanto, espera-se obter diferenças nas respostas mecânicas (tensão-deformação) da estrutura do pavimento.

4.3.4 Variação nos deslocamentos verticais na superfície da estrutura do pavimento para as diferentes posições de equilíbrio do lençol freático

Em decorrência das variações nos valores dos Módulos de Resiliência do material, a Figura 4.10 mostra a variação dos deslocamentos verticais, U2, na estrutura do pavimento simulado. Quando comparadas as condições NA2 e NA6 (Figuras 4.10b e 4.10f, respectivamente) e NA3 e NA5 (Figuras 4.10c e 4.10e, respectivamente), pode-se observar diferenças nos deslocamentos elásticos devido às variações nos valores do Módulo de Resiliência.

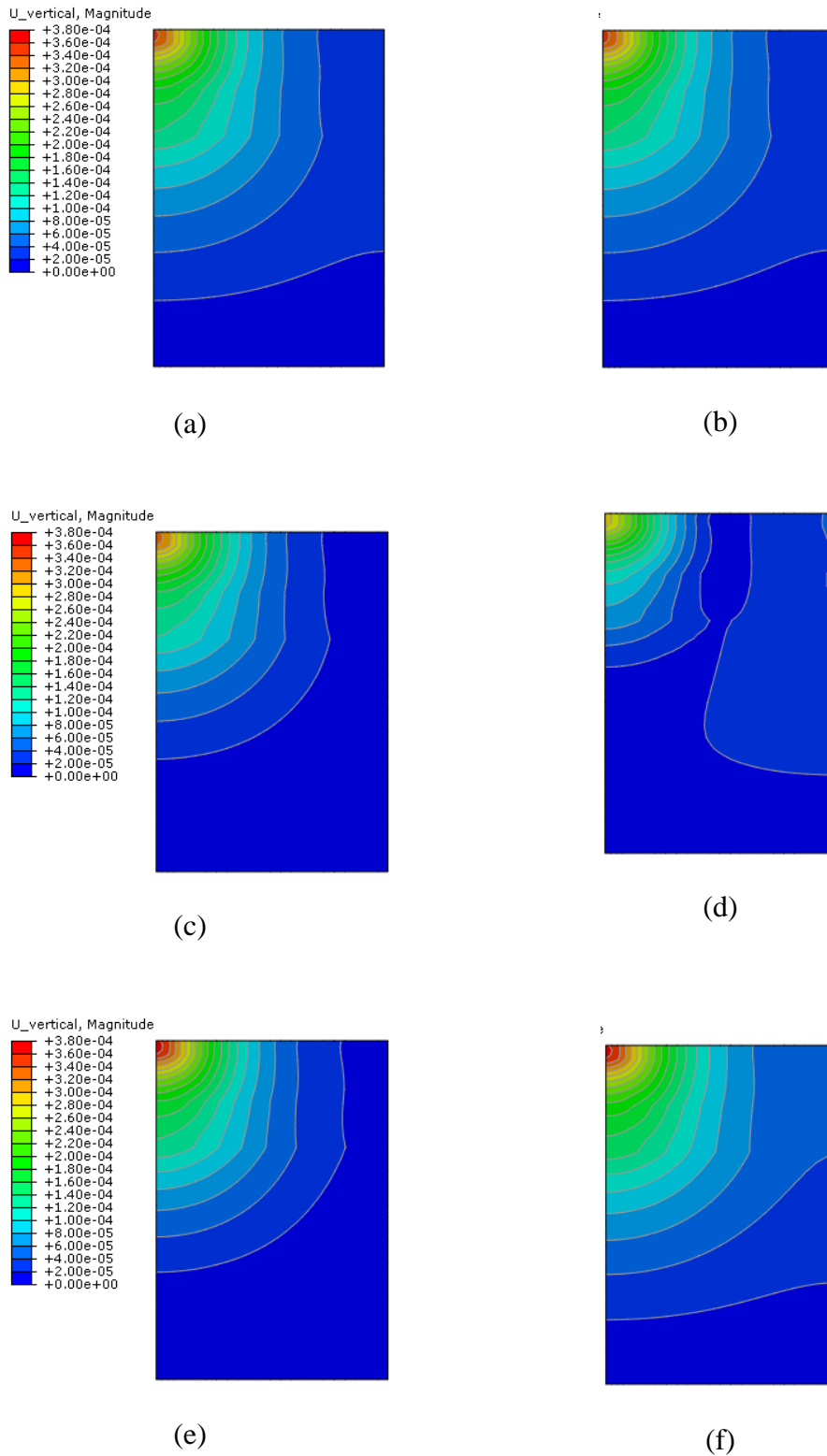


Figura 4.10. Deslocamentos verticais na superfície, U_2 , obtidos nas simulações para a condição: (a) NA1, (b) NA2, (c) NA3, (d) NA4 (e) NA5 (f) NA6

A Figura 4.11 mostra as bacias de deflexão obtidas nas diferentes simulações realizadas. Em termos gerais, os deslocamentos verticais seguiram um ordenamento de menor para maior, como segue: NA2, NA3, NA6, NA4, NA5 e NA1. No caso de Silva (2009), observou-se que a deflexão para a condição NA1 foi maior que para as condições NA2 e NA3. No entanto, SILVA (2009) atribuiu o comportamento das condições NA2 e NA3 a um enrijecimento da camada de sub-base (laterita) por fenômenos de cimentação dos óxidos de ferro e alumínio presentes no material ou pela tixotropia, propriedade que possuem alguns solos finos coesivos de recuperar a sua resistência coesiva quando são deixados em repouso depois de terem sua estrutura destruída, por exemplo, depois do amassamento.

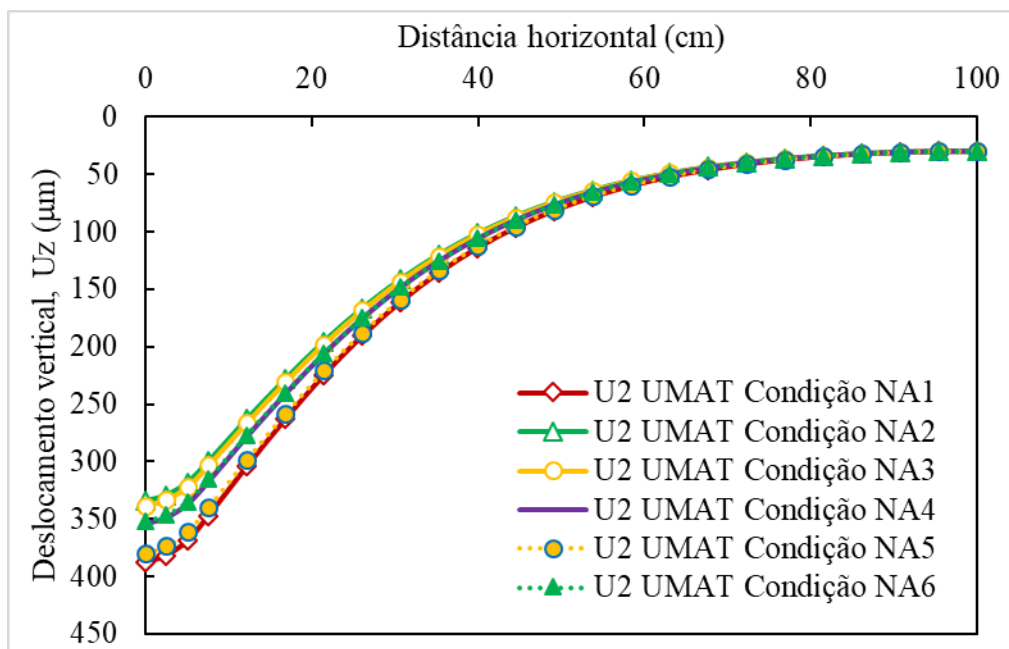


Figura 4.11. Bacias de deflexão na superfície obtidas nas simulações para as diferentes condições de equilíbrio do lençol freático

Como nas simulações desta pesquisa não foram consideradas estas características do solo, acredita-se que o enrijecimento sofrido nas camadas de subleito e sub-base pode ser uma resposta ao ganho de resistência, produto das poro-pressões negativas presentes durante a etapa de saturação.

A Figura 4.11 também mostrou que quando comparadas as condições NA2 e NA6, e NA3 e NA5, com igual localização do lençol freático, ou seja, na parte inferior da camada de

subleito e na metade da espessura da camada de subleito, respectivamente, houve diferenças nos deslocamentos verticais, indicando que a presença de água presa nos vazios do solo interfere na umidade, na poro-pressão e no Módulo de Resiliência do material. Tais observações estão de acordo com o trabalho de SILVA (2009).

4.3.5 Deformações verticais e horizontais na estrutura do pavimento para as diferentes posições de equilíbrio do lençol freático.

Uma vez avaliadas as variações na saturação, na poro-pressão, nos Módulos de Resiliência e nos deslocamentos verticais da estrutura do pavimento, foram determinadas, a partir das simulações numéricas, as deformações horizontais e verticais dentro da estrutura do pavimento. Esses valores são importantes para prever o desempenho da estrutura quando avaliados em pontos específicos da mesma.

As deformações verticais, E22, apresentadas na Figura 4.12 indicam que existem comportamentos diferentes para cada uma das condições de equilíbrio do lençol freático. Quando comparadas as condições NA2 e NA6, e NA3 e NA5, com igual localização do lençol freático, ou seja, na parte inferior da camada de subleito e na metade da espessura da camada de subleito, respectivamente, à primeira vista, não há diferenças significativas nos valores das deformações verticais. No caso da condição NA4, quando o subleito se encontra totalmente saturado, pode-se observar que ocorreu um comportamento muito diferente das outras condições avaliadas. No caso da deformação vertical, é importante mencionar que é um ponto crítico utilizado normalmente para a previsão da deformação permanente.

Existem dois procedimentos para limitar a deformação permanente: a) limitando a deformação de compressão vertical no topo da camada de subleito, ou b) limitando a deformação permanente acumulada na superfície do pavimento com base nas propriedades ou contribuições de cada uma das camadas. (HUANG, 2003; KHAN *et al.*, 2013)

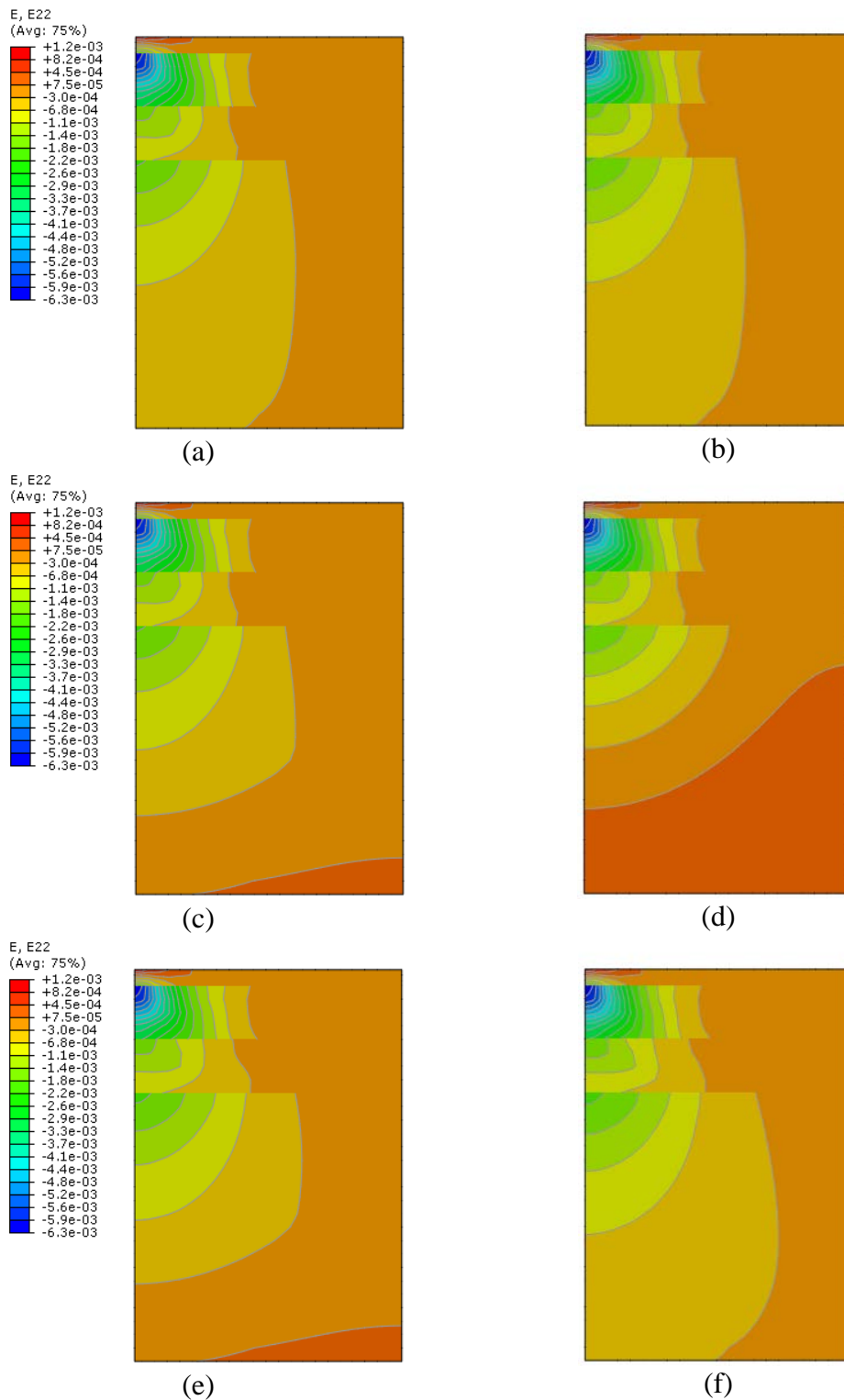
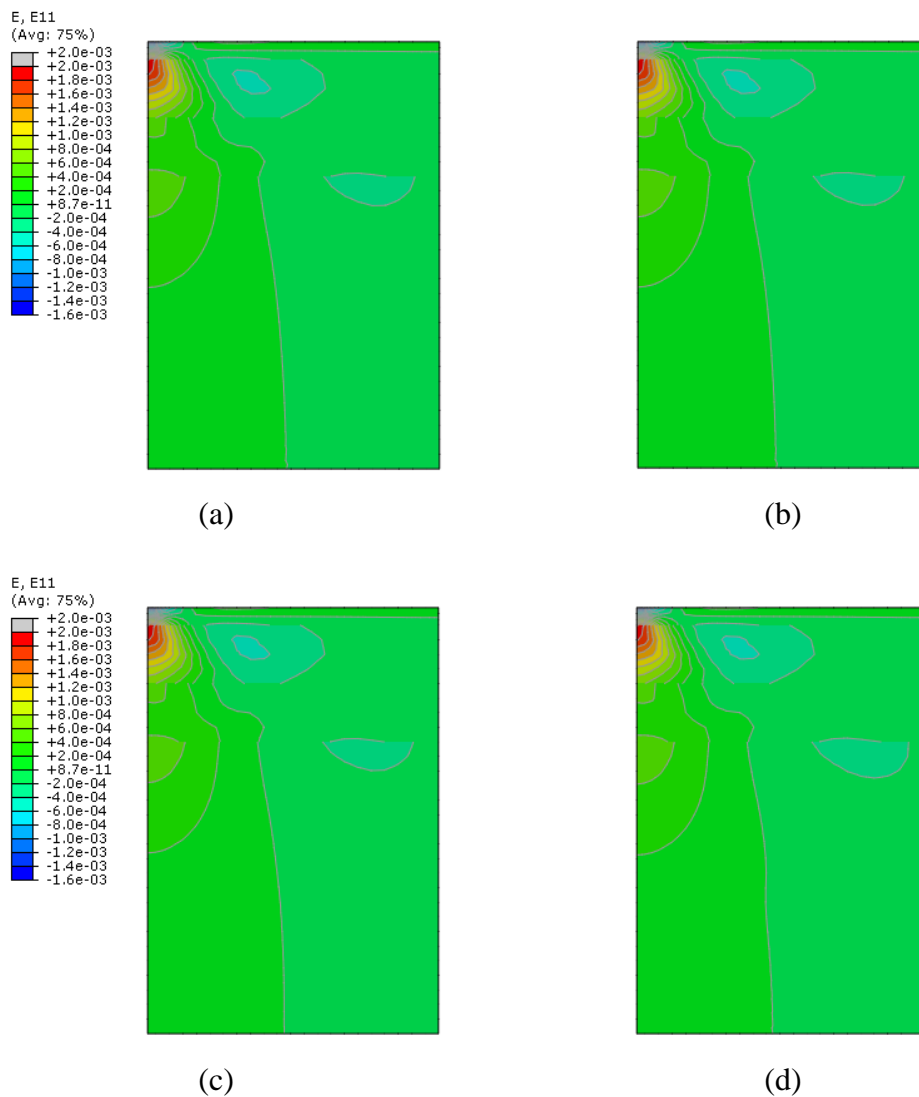


Figura 4.12. Deformações verticais, E22, na estrutura do pavimento obtidas nas simulações para as condições: (a) NA1, (b) NA2, (c) NA3, (d) NA4 (e) NA5 (f) NA6

Nesta tese, foi adotado o primeiro procedimento, ou seja, a determinação do número equivalente total de passagens do eixo padrão de 8,2 ton., N , para um limite da

deformação permanente, quando considerando unicamente a deformação vertical no topo da camada de subleito.

Pode-se observar na Figura 4.13 que no caso das deformações horizontais, E11, os maiores valores de deformação horizontal estão localizados no topo da camada de base, que é um comportamento esperado pela grande diferença existente nos valores dos Módulos de Resiliência entre as camadas de CBUQ e da base. Esse ponto é crítico e é utilizado normalmente para a previsão do desempenho ao dano por fadiga que pode acontecer na estrutura. A figura também mostra que quando comparadas as condições NA2 e NA6, e NA3 e NA5, com igual localização do lençol freático, as diferenças das deformações horizontais não foram significativas.



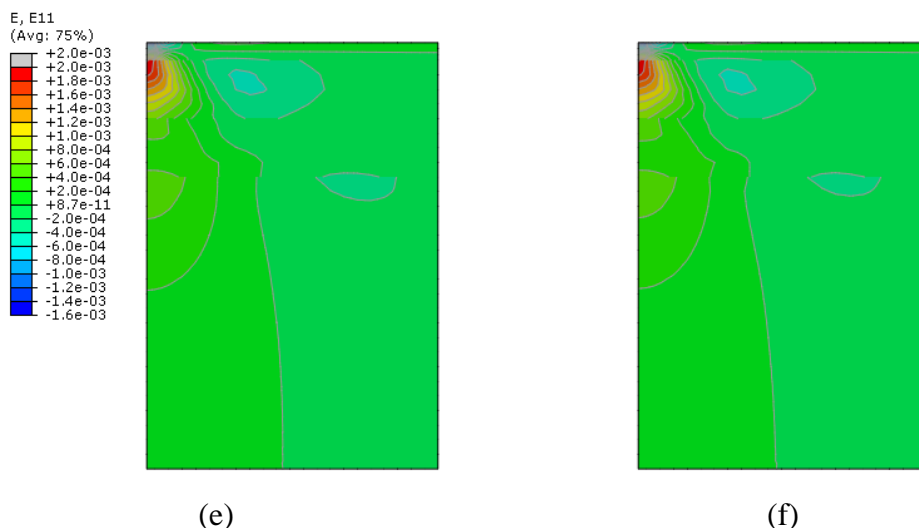


Figura 4.13. Deformações horizontais, E11, na estrutura do pavimento obtidas nas simulações para a condição: (a) NA1, (b) NA2, (c) NA3, (d) NA4 (e) NA5 (f) NA6

Para estudar o desempenho das estruturas dos pavimentos, foram determinados os valores da deformação horizontal na parte inferior da camada de CBUQ e os valores de deformação vertical no topo da camada do subleito. Valores altos na deformação horizontal em tração na parte inferior da camada de CBUQ estão associados com uma previsão de vida de fadiga menor para a estrutura. No caso da deformação vertical no topo do subleito, valores altos estão associados com deformações permanentes maiores.

A Tabela 4.2 mostra os resultados correspondentes às deformações horizontais e verticais nos pontos críticos. Como se pode observar, no caso das deformações horizontais, as condições NA5 e NA6 apresentaram valores maiores do que as outras condições, o que poderia diminuir a vida de fadiga da estrutura do pavimento.

No caso das deformações verticais, novamente as condições NA5 e NA6 apresentaram valores maiores, pelo qual seria esperado obter maiores deformações permanentes. Por outro lado, as condições NA2 e NA3 apresentaram deformações verticais e horizontais menores. Isso mostra que as condições NA2 e NA3 apresentam resultados melhores em relação às condições NA5 e NA6. No entanto, os resultados obtidos das simulações para as deformações horizontais nas condições NA1, NA2, NA3 e NA4 foram muito similares

entre si. Para justificar isso, inicialmente se pensou que o sistema de carregamento utilizado no tanque-teste gerou bulbos de pressão com valores de tensões baixos, que não foram propagados até o subleito.

Tabela 4.2. Deformações horizontais e verticais em dois pontos críticos da estrutura do pavimento simulada para diferentes localizações do lençol freático

Localização do lençol freático	Def. horiz. na camada de CBUQ (µε)	Def. vert. na camada do subleito (µε)
Condição NA1	348.27	922.68
Condição NA2	348.28	919.51
Condição NA3	348.22	920.27
Condição NA4	348.15	922.49
Condição NA5	350.31	929.06
Condição NA6	348.98	926.08

Portanto, mesmo que tenham sido aplicados e simulados níveis de tensão próximos aos valores de um eixo padrão de 8,2 toneladas (560 kPa), o pequeno raio da placa de carga aplicado na superfície produziu um bulbo de tensões com uma pressão que diminuiu com a profundidade e que não conseguiu atingir ou afetar significativamente as camadas de sub-base e subleito. Além disso, o comportamento não linear e a sua dependência do estado de tensões não permitiu refletir adequadamente a magnitude e a influência das variações de umidade associadas à posição do lençol de água.

Uma segunda hipótese sobre a não observação de diferenças significativas nos resultados pode estar associada com os materiais selecionados na avaliação no tanque-teste, que foram pouco sensíveis às variações do teor de umidade, segundo os resultados obtidos de ISC para diferentes teores de umidade. Por exemplo, o valor do resultado obtido no ensaio ISC realizado na condição de umidade ótima do subleito foi de 14% e na condição de quatro dias imersão em água foi de 12%. Já no caso da sub-base, o ISC na umidade ótima foi de 44% e na condição saturada de 39%. Essas pequenas diferenças no comportamento mecânico podem não ter permitido refletir adequadamente a magnitude e a influência das variações de umidade associadas à posição do lençol de água.

A Figura 4.14 apresenta os valores das deformações horizontais e verticais normalizados com respeito às deformações horizontais e verticais obtidas na condição NA1, com a

finalidade de evidenciar melhor as diferenças observadas. Como mostrado, as condições NA5 e NA6 apresentaram os maiores valores de deformação horizontal (E11) e vertical (E22), sugerindo que essas estruturas podem apresentar uma previsão de desempenho de vida de fadiga menor e deformações permanentes maiores. No caso das deformações verticais, a condição NA2 apresentou a menor susceptibilidade à deformação permanente, seguida pela condição NA3. A condição NA4 apresentou deformações verticais muito semelhantes à condição NA1 e as deformações horizontais apresentaram valores ligeiramente menores do que a condição NA1.

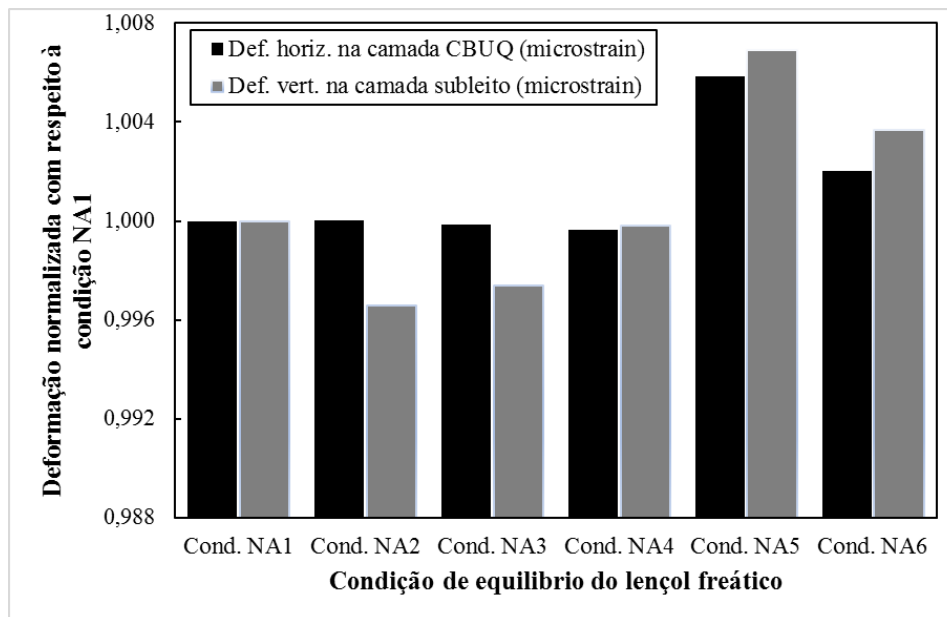


Figura 4.14. Deformações horizontais e verticais normalizadas com respeito à condição NA1 para as diferentes condições de equilíbrio do lençol freático

Para possibilitar algumas comparações no desempenho esperado da estrutura do pavimento para as diferentes condições de equilíbrio do lençol freático, os valores determinados das deformações horizontais e verticais apresentados na Tabela 4.2 foram avaliados em modelos de fadiga e de deformação permanente, como mostra a Tabela 4.3.

No caso dos modelos de deformação permanente, os modelos adotados seguiram a abordagem de Monismith, pela sua simplicidade. Nos modelos do Instituto do Asfalto e da Shell, deve-se limitar o número equivalente total de passagens do eixo padrão de 8,2 ton., N , utilizando o deslocamento vertical à compressão no topo do subleito, ϵ_{vert} . Nesta abordagem, assume-se que um controle da deformação vertical no topo da camada do

subleito não vai produzir afundamentos de trilha de roda excessivos na superfície da estrutura do pavimento. Assim, por exemplo, no projeto utilizando o método do Instituto do Asfalto, espera-se que o afundamento de trilha de roda não seja superior a 10,2 mm (HUANG, 2003).

No entanto, MEDINA e MOTTA (2015) advertem limitações desta abordagem, no sentido que se os parâmetros forem obtidos a partir de ensaios com relativamente poucos ciclos de aplicação de carga em relação ao número N previsto de projeto, estes modelos podem se tornar pouco acurados para prever o afundamento de trilha de roda.

Desta forma, quanto à deformação permanente, a recomendação é determinar o afundamento da trilha de roda como o acúmulo das deformações permanentes de todas as camadas. No caso das camadas de subleito, sub-base e base é recomendável realizar uma avaliação conforme a modelagem proposta por GUIMARÃES (2009). No entanto, os resultados de laboratório disponíveis da tese de SILVA (2009) não foram suficientes para a calibração ou uso do modelo de GUIMARÃES (2009), fazendo necessária a simplificação.

Os modelos de fadiga adotados também foram simples e não focaram nas variações das propriedades do CBUQ. No entanto, o uso dos modelos simplificados de deformação permanente e de fadiga foi considerado válido, desde que os valores fossem utilizados para fazer comparações relativas com os resultados obtidos entre as simulações e, com isto, fazer uma avaliação da influência da umidade no subleito e na sub-base no desempenho da estrutura do pavimento.

Tabela 4.3. Modelos de previsão de desempenho à fadiga e deformação permanente em pavimentos. Fonte: OROBIO e GIL (2015)

Tipo	Equação o modelo		Observações
Modelos de fadiga na fibra inferior da camada de CBUQ	Instituto do Asfalto (1981)	$N = 0.0796 \cdot \varepsilon_{hor}^{-3,291} \cdot E^{-0,854}$	E: Módulo de Resiliência em PSI
	Corpo de engenheiros dos Estados Unidos	$N = 497,156 \cdot \varepsilon_{hor}^{-5} \cdot E^{-2,66}$	ε_{hor} : deformação horizontal na base da camada de CBUQ
	UC Berkeley	$N = 0.0636 \cdot \varepsilon_{hor}^{-3,291} \cdot E^{-0,854}$	N: número equivalente total de passagens do eixo padrão de 8,2 ton.
Modelo de deformação permanente no topo da camada de subleito	Instituto do Asfalto	$N = 1.36 \times 10^{-9} \cdot \varepsilon_{vert}^{-4,477}$	E: Módulo de Resiliência em PSI
	Shell 95%	$\varepsilon_{vert} = 1,79 \times 10^{-2} \cdot N^{-0,253}$	ε_{vert} : deformação vertical no topo da camada de subleito
	Shell 85%	$\varepsilon_{vert} = 2,80 \times 10^{-2} \cdot N^{-0,25}$	N: número equivalente total de passagens do eixo padrão de 8,2 ton.

Os resultados obtidos do número equivalente total de passagens do eixo padrão de 8,2 ton., N , para cada um dos modelos foram normalizados com respeito ao número equivalente total de passagens do eixo padrão de 8,2 ton., N , previsto para a condição NA1 e apresentados na Figura 4.15. Pode-se observar que no caso da deformação horizontal na parte inferior da camada de CBUQ, relacionado com a resistência à fadiga, as diferenças entre eles foram pouco significativas para as condições NA1, NA2, NA3 e NA4. Já a condição NA5 apresentou a menor vida de fadiga seguida da condição NA6.

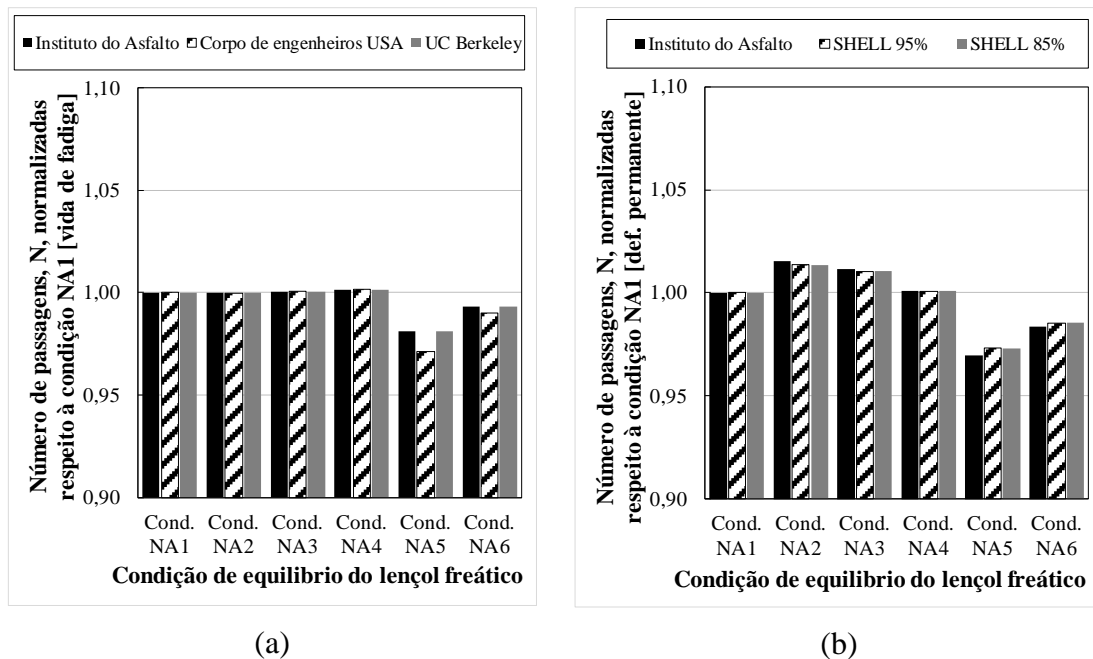


Figura 4.15. Previsão de número equivalente total de passagens do eixo padrão na estrutura do pavimento para diferentes condições de equilíbrio do lençol freático normalizada respeito à condição NA1: (a) vida de fadiga, (b) deformação permanente

No entanto, essas diferenças foram menores do que 3% e foram consideradas não significativas. Isto, como já mencionado, pode ser justificado pelo bulbo de tensões ou pelos materiais selecionados nos ensaios no tanque-teste, que foram pouco sensíveis às variações do teor de umidade.

No caso da deformação vertical no topo da camada de subleito, associada com a resistência à deformação permanente, a condição NA5 apresentou a menor resistência, seguida da condição NA6. No caso das condições NA1 e NA4, o desempenho esperado foi praticamente igual. Finalmente, as condições NA2 e NA3 apresentaram as maiores resistências à deformação permanente. Para todos os casos, as diferenças foram menores do que 3% mostrando, mais uma vez, a insensibilidade às variações do teor de umidade.

Novas simulações foram realizadas para avaliar se distinções mais claras seriam observadas entre os resultados obtidos com o modelo desenvolvido nesta tese para os diferentes casos avaliados, caso materiais mais sensíveis à umidade fossem utilizados. Para isso, foi avaliada a influência do bulbo de tensões e a substituição nas simulações do

material de subleito de SILVA (2009) por outro material de subleito mais sensível às variações do teor de umidade cujos dados foram obtidos de ÁVILA (2017).

4.4 Importância do bulbo de tensões nas análises das deformações verticais e horizontais na estrutura do pavimento

Como mencionado na seção 4.3.5, mesmo tendo sido aplicado e simulado um nível de tensão próximo ao valor de um eixo padrão de 8,2 toneladas (560 kPa), o pequeno raio da placa de carga aplicado na superfície não foi capaz de afetar significativamente as camadas de sub-base e subleito e refletir adequadamente a magnitude e a influência das variações de umidade associadas à posição do lençol de água.

Segundo SILVA (2009), o sistema de aplicação de cargas disponível e utilizado na sua pesquisa, assim como a estrutura do tanque teste, impossibilitaram a aplicação de níveis de carregamentos maiores. Assim, por exemplo, se tivesse sido aplicada uma pressão de 610 kPa na superfície, tal que 10% da pressão aplicada atingisse a metade da altura do subleito (situado a 90,0 cm da superfície) deveria de se utilizar uma placa com raio de 22,5 cm e um carregamento de 1,98 KN, porém, o nível do sistema de aplicação instalado era de 0,38 KN impossibilitando testes com níveis de carregamento maiores.

Assim, partindo das observações feitas por SILVA (2009), perante das limitações no sistema de aplicação de carga, a título de simulação, foram realizadas novas simulações utilizando o mesmo nível de tensão, próximo a 560 kPa, e um raio da placa de carga aplicado na superfície de 15 cm, no lugar do raio da placa de 7,6 cm usado nas simulações da seção 4.3.5.

A Tabela 4.4 e a Figura 4.16 mostram os resultados correspondentes às deformações horizontais e verticais nos pontos críticos, quando o raio da placa é de 15 cm. Como se pode observar, no caso das deformações horizontais, as condições NA4 e NA6 apresentaram valores maiores do que as outras condições, o que poderia diminuir a vida

de fadiga da estrutura do pavimento. Por outro lado, pode-se observar que diferentemente do que acontece quando foi simulado o raio da placa de 7,6 cm, os valores das deformações horizontais nas condições NA1, NA2, NA3, NA4 variaram entre si dependendo da condição de equilíbrio do nível de água.

Tabela 4.4. Deformações horizontais e verticais em pontos críticos da estrutura do pavimento simulada para diferentes localizações do lençol freático

Localização do lençol freático	Def. horiz. na camada de CBUQ ($\mu\epsilon$)	Def. vert. na camada do subleito ($\mu\epsilon$)
Condição NA1	322,60	291,78
Condição NA2	320,76	288,51
Condição NA3	321,50	288,30
Condição NA4	326,96	300,61
Condição NA5	319,55	284,61
Condição NA6	330,47	291,80

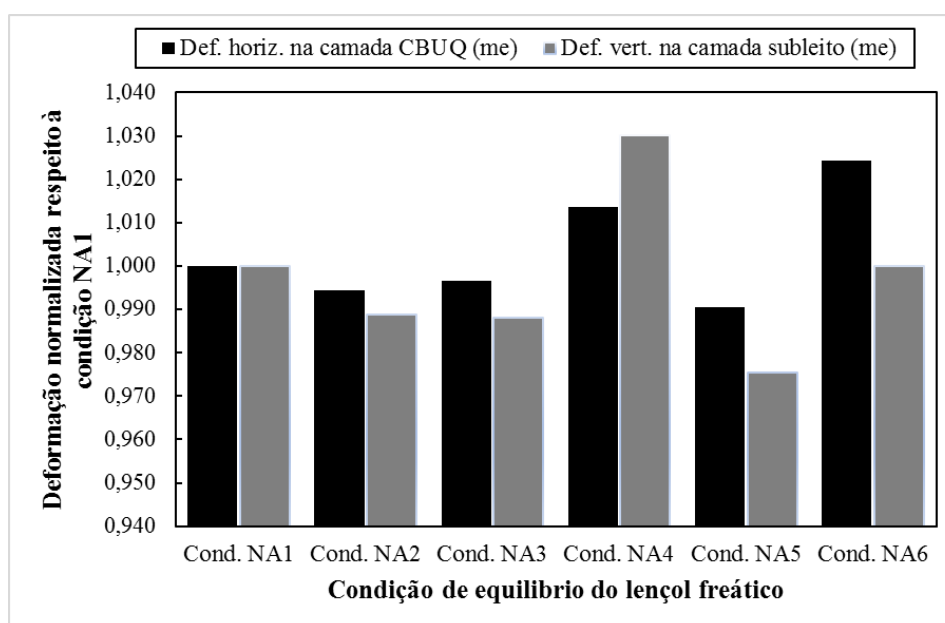


Figura 4.16. Deformações horizontais e verticais normalizadas com respeito à condição NA1 para as diferentes condições de equilíbrio do lençol freático para um raio de placa de 15 cm

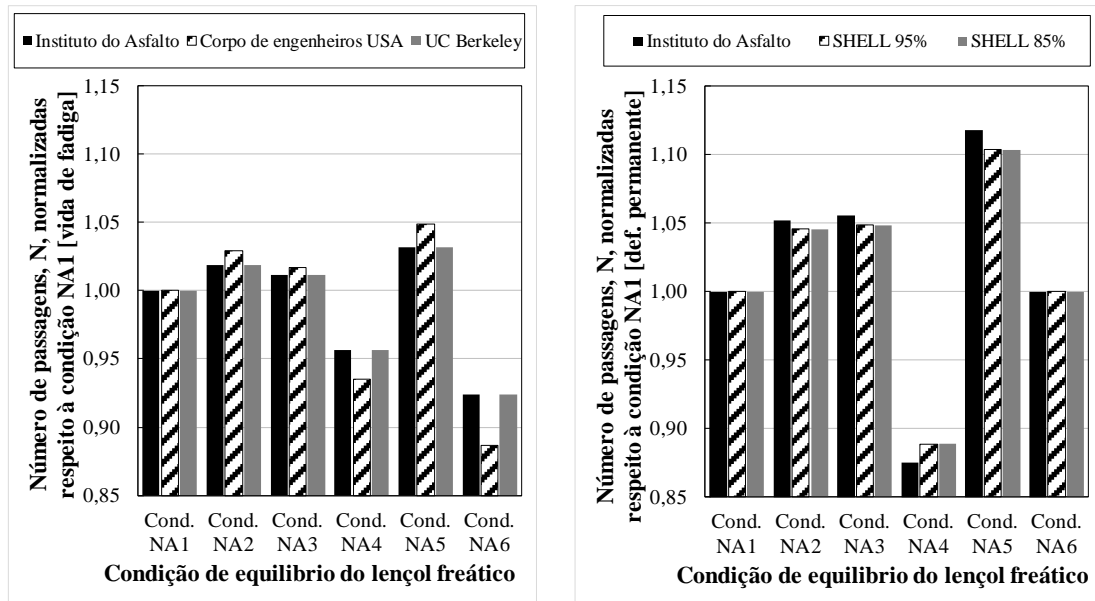
No caso das deformações verticais, a condição NA4 apresentou o maior valor, pelo qual seria esperado obter maiores deformações permanentes ou, seguindo a abordagem de HUANG (2003) e KHAN *et al.*, (2013), um número equivalente total de passagens do eixo padrão de 8,2 ton., N, menor do que as outras condições. Este comportamento é

consistente e esperado para o nível de água avaliado, ue representa a condição mais crítica de saturação das camadas granulares. Por outro lado, a condição NA5 apresentou as menores deformações verticais e horizontais.

Os resultados obtidos nas novas simulações mostram que as condições NA1 e NA4 apresentam comportamentos diferentes entre si, mesmo assim de 3% somente para a deformação vertical, produto do aumento do raio de aplicação de carregamento que permitiu aumentar o bulbo de tensões e afetar um pouco mais as camadas de sub-base e subleito e refletindo um pouco mais a magnitude e a influência das variações de umidade associadas à posição do lençol de água.

Novamente, foram feitas comparações utilizando os valores apresentados na Tabela 4.4 no cálculo do número equivalente total de passagens do eixo padrão de 8,2 ton., N . Esses valores foram normalizados com respeito ao número equivalente total de passagens do eixo padrão de 8,2 ton., N , previsto para a condição NA1 para as diferentes condições de equilíbrio do lençol freático. Os resultados obtidos para cada um dos modelos são apresentados na Figura 4.17.

Pode-se observar que, na Figura 4.17a, no caso da deformação horizontal na parte inferior da camada de CBUQ, relacionado com a resistência à fadiga, as diferenças entre as condições NA1, NA2, NA3 e NA4, dependem da condição de equilíbrio do nível de água. Destaca-se as diferenças nos resultados das condições NA1 e NA4 onde, essa última, apresentou uma previsão de vida de fadiga menor do que a condição NA1, resultado esperado pela condição mais crítica de saturação da condição NA4. Por sua vez, as condições NA2 e NA3 apresentaram desempenho à fadiga um pouco melhor associado à sucção resultante no subleito.



(a)

(b)

Figura 4.17. Previsão de número equivalente total de passagens do eixo padrão na estrutura do pavimento para diferentes condições de equilíbrio do lençol freático normalizada respeito à condição NA1 para um raio de placa de 15 cm: (a) vida de fadiga, (b) deformação permanente

Pode-se observar também certa diferença entre as condições NA2 e NA6 (ou entre NA3 e NA5) que, mesmo representando a mesma posição do nível de água, refletem o fenômeno de histerese entre os ciclos do umedecimento e da secagem, influenciaram nas deformações obtidas, onde as condições NA2 e NA5 apresentaram previsões de vida de fadiga maiores do que os seus pares. Finalmente, a condição NA5 apresentou a maior previsão de vida de fadiga, visto que esta condição apresentou maiores valores de sucção no primeiro estágio das simulações realizadas.

No caso da deformação vertical no topo da camada de subleito, Figura 4.17b, associada com a resistência à deformação permanente, a condição NA4 apresentou um número equivalente total de passagens do eixo padrão de 8,2 ton., N , menor do que as outras condições, resultado esperado por ser a condição mais crítica simulada com relação à posição do lençol de água. Novamente, pode-se observar as diferenças entre as condições NA2 e NA6 ou entre NA3 e NA5 que, para a mesma posição do nível de água, o fenômeno de histerese nos ciclos do umedecimento e da secagem, fizeram que as condições NA2 e

NA5 apresentaram maiores previsões do número equivalente total de passagens do eixo padrão de 8,2 ton., N , do que os seus pares.

Para todos os casos, o aumento do bulbo de tensões melhorou a representatividade das diferenças nas deformações verticais e horizontais para as diferentes posições do lençol de água. No entanto, deve-se ressaltar que os valores das variações nas previsões de desempenho para a vida de fadiga estiveram na faixa de 5 a 12% e, no caso da previsão da deformação permanente, esteve entre $\pm 12\%$, o que, para fins práticos na engenharia podem ser consideradas como insignificantes. Assim, considerou-se que os valores obtidos nas simulações foram semelhantes.

4.5 Análises das respostas e desempenho da estrutura do pavimento considerando um novo material de subleito com maior sensibilidade a mudanças no Módulo de Resiliência com a umidade

Como foi observado nas Figuras 4.14 e 4.16, nas seções 4.3.5 e 4.4, sobre as deformações horizontais e verticais em dois pontos críticos da estrutura do pavimento quando foram simuladas áreas de contato com raio de 7,6 e 15 cm, respectivamente, foram obtidas variações nas previsões de desempenho para a vida de fadiga e deformação permanente.

No entanto, como foi observado na Figura 4.15, os valores das máximas variações destes quesitos, foram de aproximadamente 3% quando a área de contato foi de raio de 7,6 cm. Quando aumentado o raio da área de contato para 15 cm, os valores das variações nas previsões de desempenho para a vida de fadiga deformação permanente estiveram na faixa de $\pm 12\%$ (ver Figura 4.17). Estas variações foram consideradas baixas e podem ser justificadas pela baixa sensibilidade a mudanças no Módulo de Resiliência, especialmente da camada de subleito, devido aos critérios adotados na escolha do material de subleito, que priorizaram o desenvolvimento total da franja capilar dentro da espessura do tanque-teste em um curto intervalo de tempo.

Como já mencionado, o subleito apresentou variações no valor do CBR de 14%, quando não foi embebido na água, para 12%, com imersão em água por quatro dias do ensaio convencional, mostrando baixa sensibilidade do comportamento mecânico ante variações no teor de umidade. Embora a variação tenha sido pequena, o procedimento numérico proposto neste trabalho foi capaz de refletir essa mudança. No entanto, para melhor avaliar a sensibilidade do modelo desenvolvido, novas simulações foram realizadas utilizando propriedades de um subleito com maior sensibilidade à umidade.

Com este intuito, foi considerado o trabalho de ÁVILA (2017), que apresenta a caracterização de um material de subleito com gênese e características totalmente diferentes do subleito avaliado por SILVA (2009).

Assim, foram realizadas novas simulações utilizando os valores da caracterização do subleito da seção 3.2.2.6, correspondente aos valores da curva característica de retenção de água, o modelo do Módulo de Resiliência, a umidade ótima, a massa específica aparente seca máxima, a densidade dos grãos e o índice de vazios obtidos por ÁVILA (2017).

A Tabela 4.5 e a Figuras 4.18 mostram os resultados correspondentes às deformações horizontais e verticais nos pontos críticos da estrutura do pavimento. A Figura 4.19 mostra os resultados obtidos do número equivalente total de passagens do eixo padrão de 8,2 ton., N , para cada um dos modelos de fadiga e deformação permanente normalizados com respeito ao número equivalente total de passagens do eixo padrão de 8,2 ton., N , previsto para a condição NA1.

Pode-se observar na Tabela 4.5 e na Figura 4.18 que no caso da deformação horizontal na parte inferior da camada de CBUQ, as diferenças obtidas para as diferentes condições de equilíbrio do lençol freático foram pouco representativas para todas as condições avaliadas. No entanto, no caso das deformações verticais no topo da camada de subleito, associadas com a resistência à deformação permanente, mostrou-se que as condições NA2

e NA6 apresentaram os valores mais baixos, sugerindo um pequeno ganho na resistência do subleito devido à sucção decorrente da localização do nível do lençol freático.

Tabela 4.5. Deformações horizontais e verticais em dois pontos críticos da estrutura do pavimento simulada para diferentes localizações do lençol freático usando o subleito avaliado por ÁVILA (2017)

Localização do lençol freático	Def. horiz. na camada de CBUQ ($\mu\epsilon$)	Def. vert. na camada do subleito ($\mu\epsilon$)
Condição NA1	288.54	120.34
Condição NA2	289.64	111.17
Condição NA3	288.10	118.62
Condição NA4	289.35	121.69
Condição NA5	288.22	119.77
Condição NA6	288.51	112.27

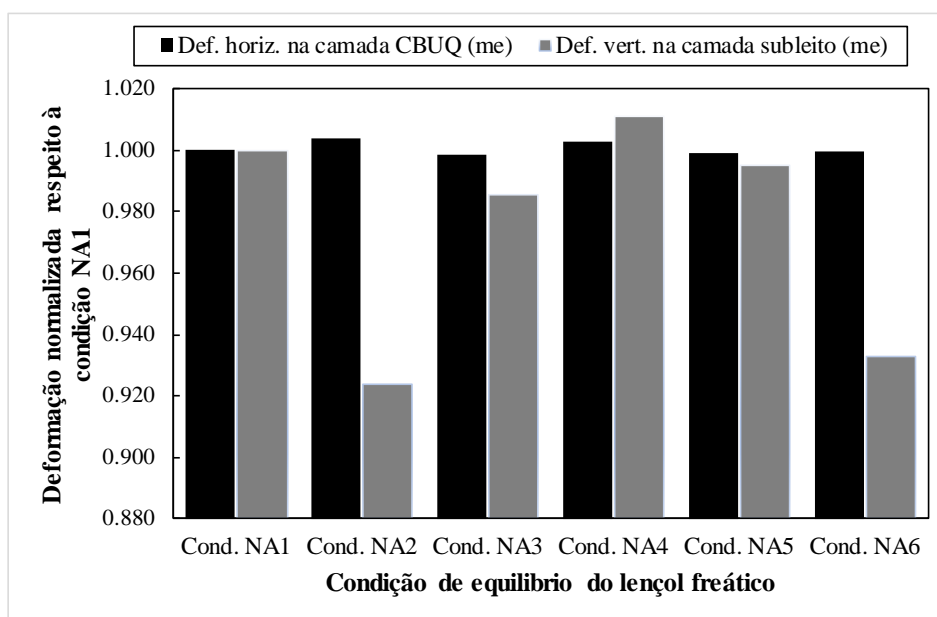


Figura 4.18. Deformações horizontais e verticais normalizadas com respeito à condição NA1 para as diferentes condições de equilíbrio do lençol freático usando o subleito avaliado por ÁVILA (2017)

A Figura 4.19a, mostra que as previsões relacionadas com a resistência à fadiga foram pouco significativas para todas as condições de equilíbrio do lençol de água. Neste caso, as maiores diferenças na previsão à fadiga foram observadas para a condição NA2, que apresentou uma diferença menor do que 2% com relação à condição NA1. Esse resultado indica que as variações não foram significativas nas previsões à fadiga, mesmo sendo feitas simulações com um subleito com uma maior sensibilidade à presença de umidade.

No caso da deformação vertical no topo do subleito, a Figura 4.19b mostra que as condições NA2 e NA6 apresentaram um ganho de resistência à deformação permanente com um aumento previsto do número equivalente total de passagens do eixo padrão de 8,2 ton., N , superior a 30% com relação à condição NA1. Já as condições NA3 e NA5 tiveram um aumento de aproximadamente 6% e 2%, respectivamente. Finalmente, a condição NA4, a mais crítica do lençol de água, teve uma diminuição do número equivalente total de passagens do eixo padrão de 8,2 ton., N , de aproximadamente 5%.

Os resultados obtidos mostraram as tendências esperadas, refletindo adequadamente como as variações de umidade podem mudar significativamente o desempenho à deformação permanente da estrutura de pavimento quando se tem um subleito mais sensível às variações de umidade, evidenciando o potencial do modelo desenvolvido nesta tese.

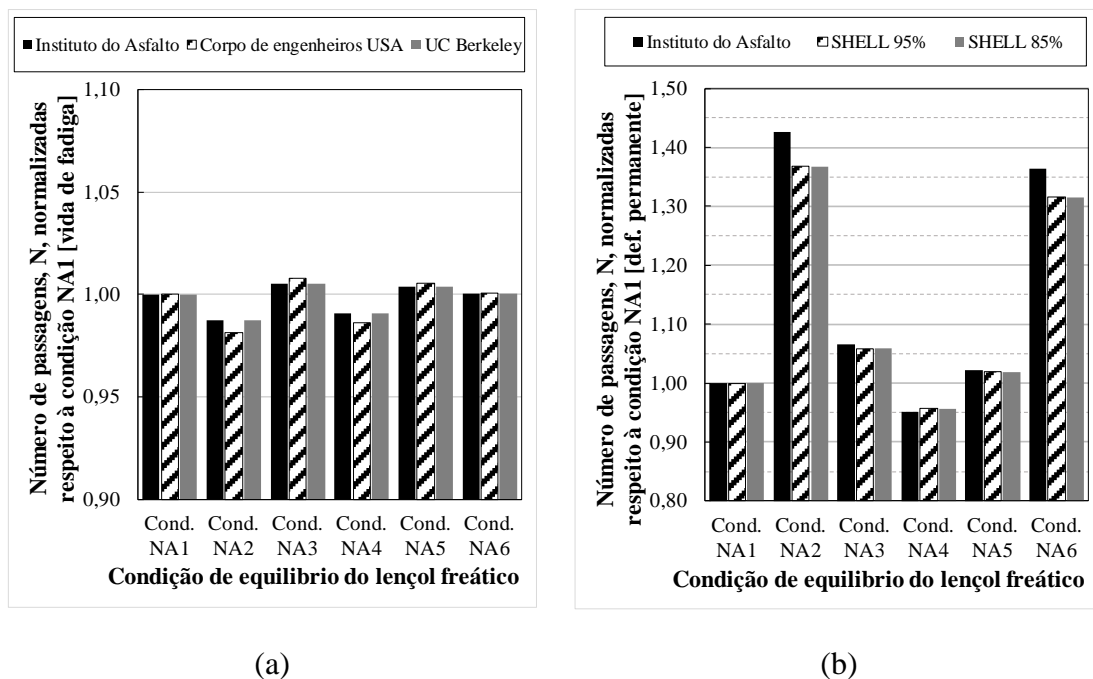


Figura 4.19. Previsão do número equivalente total de passagens do eixo padrão na estrutura do pavimento para diferentes condições de equilíbrio do lençol freático normalizada com relação à condição NA1 usando o subleito avaliado por ÁVILA (2017): (a) vida de fadiga, (b) deformação permanente

4.6 Análises das respostas e desempenho da estrutura do pavimento considerando propriedades anisotrópicas transversais

Como mencionado na seção 2.4.2, existem diversos estudos que têm demonstrado que os materiais granulares podem apresentar propriedades anisotrópicas. Nestes materiais, a orientação preferencial dos agregados associada à sua forma e à própria energia de compactação podem causar anisotropia, fazendo com que apresentem uma rigidez maior na direção vertical do que na direção horizontal (MASAD *et al.* 2006; OH *et al.* 2006; MAINA *et al.* 2017a, 2017b).

Assim, foi feita uma análise numérica por elementos finitos usando a sub-rotina UMAT implementada considerando, desta vez, propriedades anisotrópicas para comparar as respostas mecânicas das deformações horizontais e verticais e o desempenho previsto à fadiga e à deformação permanente com relação aos resultados apresentados na seção 4.3.5.

Para tal, foram adotados os mesmos critérios do trabalho apresentado por MASAD *et al.* (2006) nas simulações, também realizadas com um programa de elementos finitos. A Tabela 4.6 apresenta os valores dos parâmetros isotrópicos usados na seção 4.3 e os parâmetros anisotrópicos adotados para cada um dos materiais. Os parâmetros n , ν_{TP} , ν_P , k_1 , k_2 , k_3 , k_4 estão explicados nas Tabelas 3.3 e 3.4. O parâmetro μ corresponde à relação entre os coeficientes de Poisson horizontais e verticais, definido como $\mu = \nu_P / \nu_{TP}$. Valores de n e μ iguais a 1 (um) correspondem ao comportamento isotrópico. Se os parâmetros k_2 , k_3 e k_4 são iguais a zero, tem-se um comportamento linear.

Nas simulações com parâmetros anisotrópicos, foram adotados os mesmos valores de $n = 0,5$ e $\mu = 1,5$ empregados no trabalho de MASAD *et al.* (2006), com a finalidade de corroborar as observações realizadas. Pode-se observar que os critérios para n e μ foram adotados unicamente para as camadas de subleito, sub-base e base, já que esses materiais apresentam uma anisotropia transversal, segundo a pesquisa de MASAD *et al.* (2006).

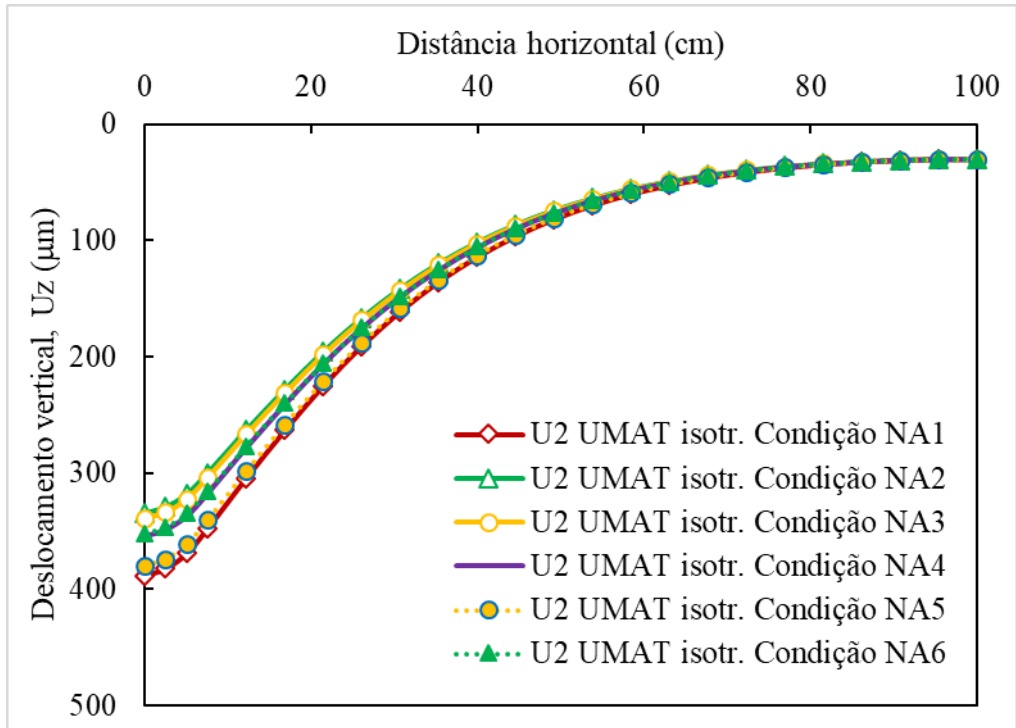
Tabela 4.6. Parâmetros mecânicos utilizados nas simulações com propriedades isotrópicas e anisotrópicas

	Propriedades isotrópicas				Propriedades anisotrópicas transversais			
	CBUQ	Base	Sub-base	Subleito	CBUQ	Base	Sub-base	Subleito
Modelo	4	4	4	4	4	4	4	4
n	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	0,5	0,5	0,5
v_{TP}	0,350	0,350	0,350	0,350	0,350	0,350	0,350	0,350
v_P	0,350	0,350	0,350	0,350	0,350	0,525	0,525	0,525
k_1	4,58E+09	1,14E+06	1,39E+07	3,40E+06	4,58E+09	1,14E+06	1,39E+07	3,40E+06
k_2	0,000	0,500	0,640	0,470	0,000	0,500	0,640	0,470
k_3	0,000	-0,009	-0,300	-0,120	0,000	-0,009	-0,300	-0,120
k_4	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000
μ	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,5	1,5	1,5

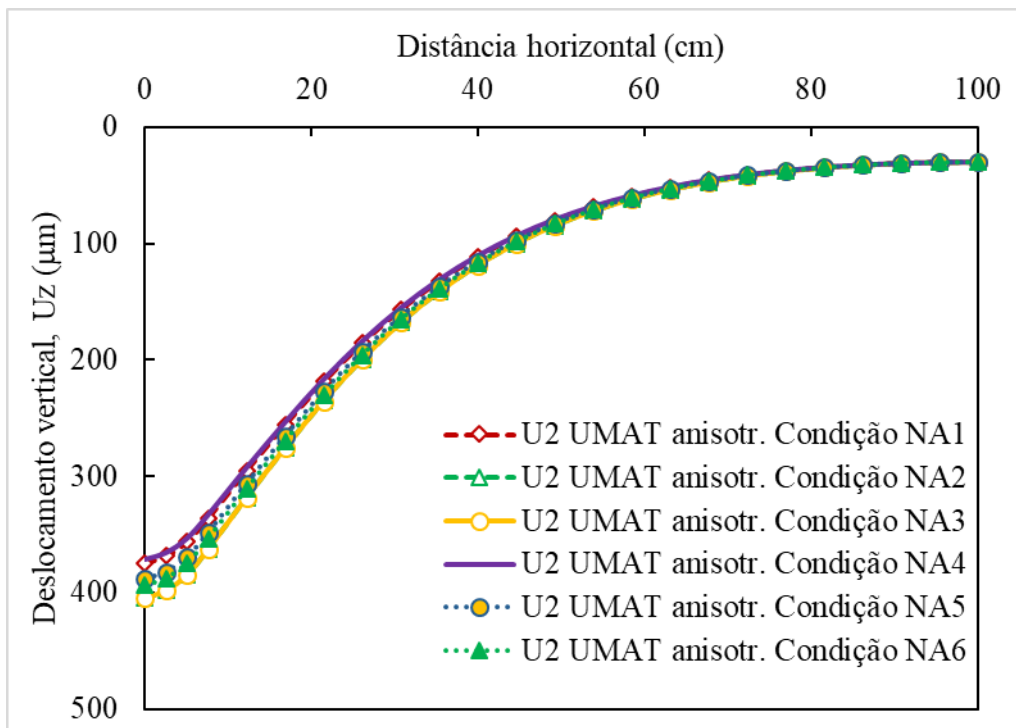
A Figura 4.20 mostra as bacias de deflexão quando são consideradas propriedades isotrópicas e propriedades anisotrópicas transversais. Pode-se notar que quando é considerada a anisotropia transversal, os deslocamentos verticais são maiores do que os obtidos para um comportamento isotrópico. Por outro lado, a Tabela 4.7, mostra que a consideração da isotropia e da anisotropia também é sensível à umidade presente na estrutura, que é representada pelas diferentes posições de equilíbrio do lençol de água.

Tabela 4.7. Deslocamentos verticais máximos da estrutura do pavimento simulada para diferentes localizações do lençol freático considerando propriedades isotrópicas e anisotrópicas transversais.

Condição	Deslocamento vertical (μm)		Diferença
	Propriedades isotrópicas	Propriedades anisotrópicas transversais	
NA1	388,2	374,5	-3,5%
NA2	334,6	404,3	20,8%
NA3	338,6	404,8	19,6%
NA4	354,5	371,4	4,8%
NA5	379,6	388,5	2,3%
NA6	352,0	393,8	11,9%



(a)



(b)

Figura 4.20. Bacias de deflexão na superfície obtidas nas simulações para as diferentes condições de equilíbrio do lençol freático: (a) propriedades isotrópicas e (b) propriedades anisotrópicas transversais

A principal motivação para considerar a anisotropia transversal nos materiais granulares e solos é a eliminação das tensões de tração que são estimadas quando se opta por uma análise isotrópica na modelagem das camadas da estrutura do pavimento. Na prática, é sabido que os materiais granulares não têm resistência à tração.

A Figura 4.21 apresenta uma comparação da distribuição das tensões horizontais e verticais no eixo central da estrutura do pavimento avaliado para a condição de equilíbrio do lençol de água NA2, quando são consideradas propriedades isotrópicas e propriedades anisotrópicas transversais, resultados similares foram obtidos para as simulações realizadas com as outras condições NA. Pode-se notar que em ambos os casos existem diferenças nas distribuições das tensões e deformações. A magnitude das diferenças está altamente relacionada com o grau de anisotropia, que, por sua vez, depende da granulometria, forma, angularidade e textura dos materiais granulares (KIM, 2004; MASAD *et al.*, 2006).

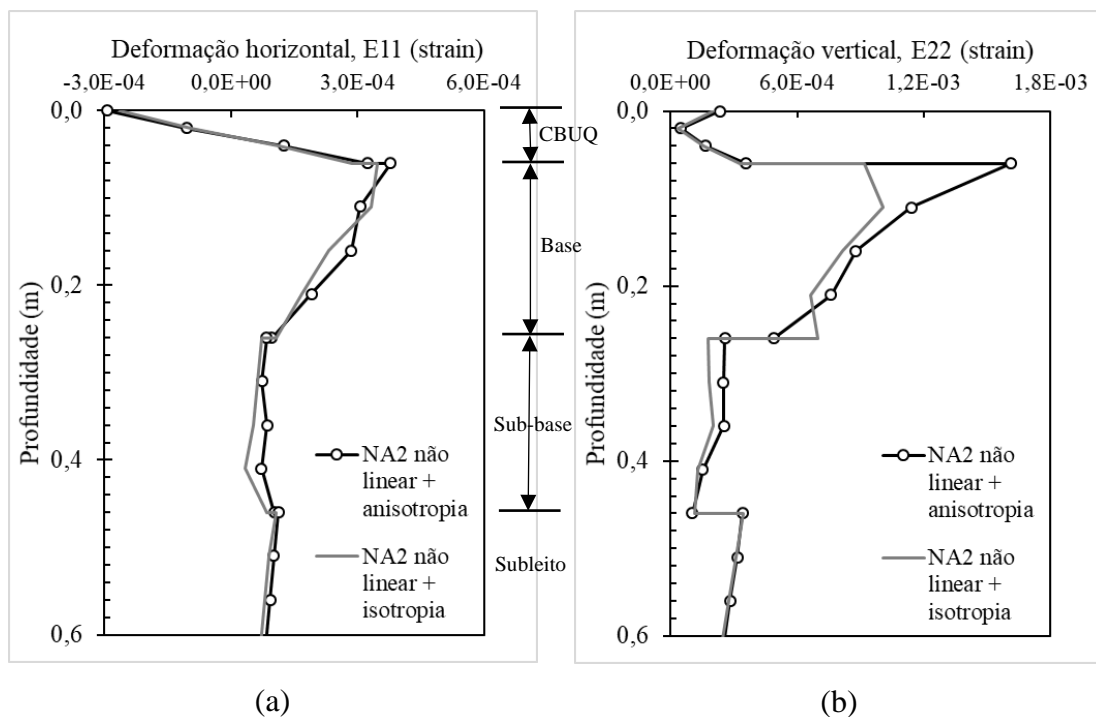


Figura 4.21. Distribuição das: (a) deformações horizontais e, (b) deformações verticais, no eixo central da estrutura do pavimento para a condição de equilíbrio do lençol de água NA2, considerando propriedades isotrópicas e anisotrópicas transversais

A Tabela 4.8 apresenta os valores das deformações horizontais e verticais em pontos críticos da estrutura do pavimento nas simulações utilizando os parâmetros com anisotropia transversal.

Tabela 4.8. Deformações horizontais e verticais em dois pontos críticos da estrutura do pavimento simulada para diferentes localizações do lençol freático considerando propriedades anisotrópicas

Localização do lençol freático	Def. horiz. na camada de CBUQ ($\mu\epsilon$)	Def. vert. na camada do subleito ($\mu\epsilon$)
Condição NA1 + anisotropia	324,7	102,5
Condição NA2 + anisotropia	324,9	103,0
Condição NA3 + anisotropia	324,9	103,0
Condição NA4 + anisotropia	324,7	101,9
Condição NA5 + anisotropia	327,7	107,5
Condição NA6 + anisotropia	330,9	120,7

Quando comparadas as Tabelas 4.8 e 4.2, pode-se observar que os valores de deformação horizontal na camada de CBUQ (parâmetro utilizado na previsão do desempenho ao dano por fadiga) foram maiores nas simulações que consideraram propriedades isotrópicas do que aquelas obtidas com propriedades com anisotropia transversal. Isto faz com que a vida de fadiga prevista baseada nos resultados dos modelos anisotrópicos seja maior do que a prevista com modelos isotrópicos, ou seja, apresentando comportamentos similares aos obtidos em outras pesquisas (MASAD *et al.*, 2006; OH *et al.*, 2006; MAINA *et al.*, 2017a; 2017b).

Segundo MASAD *et al.* (2006), a vida de fadiga de uma estrutura de pavimento excede as previsões baseadas em modelos com propriedades isotrópicas, fazendo com que as correlações com os valores obtidos em campo precisem de fatores de ajuste ou “*shift factor*” grandes. Portanto, é sugerido que modelos com propriedades não lineares com anisotropia transversal poderiam permitir o uso de fatores de ajuste menores.

Por outro lado, quando comparados os valores de deformação vertical no topo da camada de subleito, apresentados nas Tabelas 4.2 e 4.8, pode-se notar que os valores foram maiores nas simulações que consideraram propriedades isotrópicas do que aquelas obtidas com propriedades com anisotropia transversal, sendo que, valores altos de

deformação vertical estão associados com maiores deformações permanentes. Desta maneira, os resultados obtidos nas simulações apresentaram uma deformação permanente menor quando utilizados modelos anisotrópicos no lugar de modelos isotrópicos.

Neste sentido, outras pesquisas têm mostrado que não existe uma tendência única nos resultados obtidos para os valores de deformação vertical. Em algumas situações, o uso de propriedades ou modelos isotrópicos para a previsão da deformação permanente da estrutura podem variar, apresentando valores maiores ou menores, dependendo da espessura das camadas, tipo de estrutura do pavimento e rigidez dos materiais presentes nas camadas (MASAD *et al.*, 2006).

Foram avaliados os modelos de fadiga e de deformação permanente apresentados na Tabela 4.3 para os valores determinados das deformações horizontais e verticais da Tabela 4.8. Os resultados obtidos do número equivalente total de passagens do eixo padrão de 8,2 ton., N, para cada um dos modelos de fadiga e deformação permanente normalizados com relação ao número equivalente total de passagens do eixo padrão de 8,2 ton., N, previsto para a condição NA1 e apresentados na Figura 4.22.

Pode-se observar que no caso da deformação horizontal na parte inferior da camada de CBUQ, relacionada com o desempenho à fadiga, as diferenças foram pouco significativas para as condições NA1, NA2, NA3 e NA4. Já a condição NA6 apresentou a menor vida de fadiga, seguida da condição NA5.

No caso da deformação vertical no topo da camada de subleito, associada com a resistência à deformação permanente, a condição NA6 novamente apresentou a menor resistência, com uma diminuição do número equivalente total de passagens do eixo padrão de 8,2 ton., N, seguida da condição NA5. No caso das condições NA2 e NA3, o desempenho esperado foi ligeiramente inferior do que na condição NA1 (sem presença de lençol freático).

Finalmente, a condição NA4 apresentou um ganho de resistência à deformação permanente com um aumento previsto do número equivalente total de passagens do eixo

padrão de 8,2 ton., N, comportamento que não seria esperado em campo, já que foi a condição mais crítica de umidade. No entanto, deve-se ressaltar que as variações nas previsões de desempenho para a vida de fadiga ou deformação permanente foram menores do que 10%, o que, para fins práticos na engenharia podem ser consideradas como insignificantes.

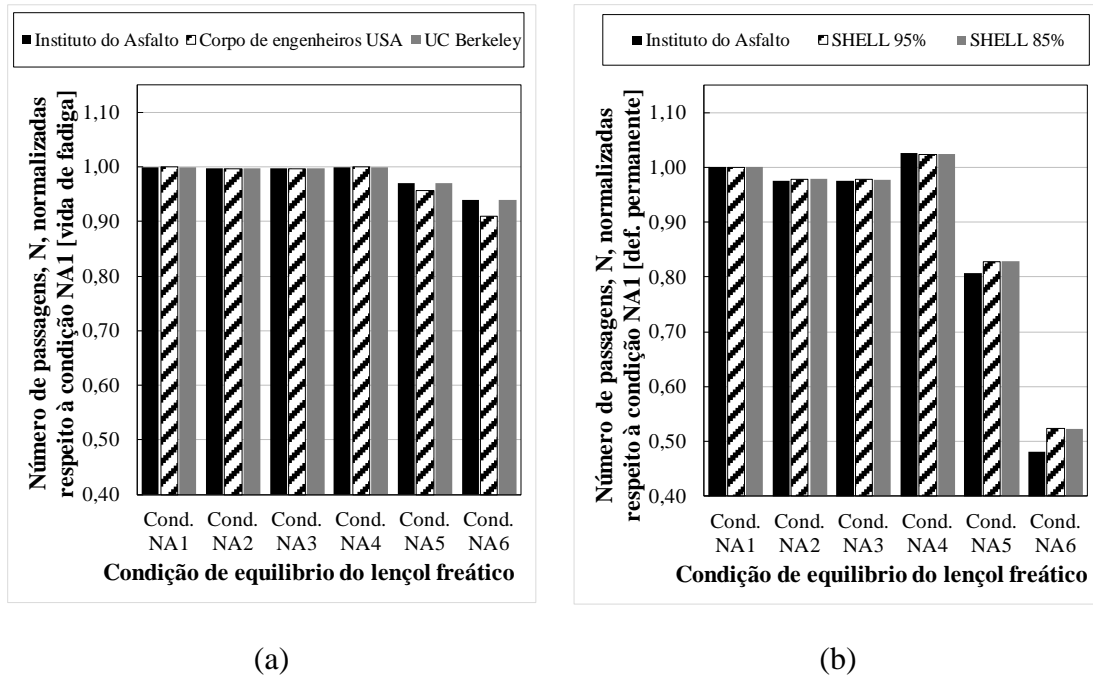


Figura 4.22. Previsão do número equivalente total de passagens do eixo padrão na estrutura do pavimento para diferentes condições de equilíbrio do lençol freático normalizada com relação à condição NA1 considerando propriedades anisotrópicas transversais para diferentes condições de equilíbrio do lençol freático: (a) vida de fadiga, (b) deformação permanente

No entanto, deve-se levar em consideração que os modelos de previsão do desempenho à fadiga e à deformação permanente (como os mostrados na Tabela 4.3) foram desenvolvidos usando propriedades isotrópicas dos materiais e, portanto, é necessário continuar desenvolvendo e refinando esses modelos.

5. Conclusões e sugestões de pesquisas futuras

O objetivo principal desta pesquisa foi o desenvolvimento de um modelo numérico utilizado como sub-rotina do programa ABAQUS para permitir a simulação dos efeitos da variação do nível do lençol freático e do carregamento mecânico em estruturas de pavimentos. A partir dos resultados obtidos nesta tese, foi possível obter as seguintes conclusões:

1. Esta tese contribuiu com o avanço da modelagem computacional do comportamento mecânico das estruturas de pavimentos, gerando uma ferramenta adicional para o entendimento do processo de saturação das camadas inferiores do solo, da sub-base e da base para a geração de previsões mais precisas de deformação permanente e de fadiga que podem acontecer nas estruturas de pavimentos.
2. Os resultados das simulações numéricas, tanto com o programa AEMC quanto com o programa de elementos finitos (ABAQUS), demonstraram que existem diferenças nas respostas mecânicas (tensão-deformação) e que estas diferenças dependem da consideração da não linearidade (ou linearidade) do comportamento mecânico dos materiais que compõem as camadas dos pavimentos.
3. A ferramenta de análise proposta permitiu utilizar os dados das propriedades mecânicas e hidráulicas obtidas a partir de ensaios de laboratório realizados por SILVA (2009) como parâmetros de entrada nas simulações, sendo possível analisar o processo de saturação das camadas inferiores de subleito, sub-base, e base, incluindo os fenômenos da saturação, da poro-pressão e considerando o comportamento não linear dos materiais.
4. Dos resultados obtidos nas simulações, verificou-se que o teor de umidade dos materiais granulares, decorrente da posição do nível do lençol freático (uma das principais variáveis associada às condições climáticas) afetam os valores do

Módulo de Resiliência, da deflexão superficial, das deformações horizontais e das deformações verticais em pontos críticos da estrutura do pavimento.

5. A sub-rotina UMAT implementada permitiu simular variações no Módulo de Resiliência associadas com diferentes teores de umidade. No entanto, a influência nas variações do módulo depende das curvas características de retenção de água do material e dos modelos do Módulo de Resiliência, ou seja, materiais pouco sensíveis à umidade mostram pouca variação das respostas mecânicas (tensão-deformação) do pavimento avaliado e isto se reflete nos resultados das previsões.
6. Nesta tese, no caso dos materiais utilizados no tanque-teste, os resultados de laboratório, particularmente de ISC, indicaram que estes materiais eram pouco sensíveis à mudanças no teor de umidade, e assim também na modelagem não foram obtidas variações no Módulo de Resiliência significativas em relação à oscilação dos vários níveis de equilíbrio do lençol freático. Porém, quando foram realizadas simulações com um material de subleito mais sensível às mudanças de umidades, as variações no MR foram suficientes para mudar o comportamento mecânico e o desempenho previsto à fadiga e à deformação permanente da estrutura do pavimento.
7. Quando comparados os tempos de equilíbrio obtidos nas simulações com os tempos de equilíbrio experimentais, é importante mencionar que os resultados dos tempos de equilíbrio das simulações foram muito menores do que aconteceu no tanque-teste. As diferenças podem ser justificadas porque os modelos simulados consideram condições ideais e homogêneas de comportamento dos materiais, enquanto no tanque-teste as condições de confinamento em local fechado e com a presença de um revestimento asfáltico afetaram os tempos de umedecimento e secagem, fato que também pode acontecer no campo.
8. Nas simulações realizadas, foram analisadas unicamente condições críticas do processo de percolação e infiltração de umidade por elevação e descida do nível

freático. Ressalte-se o fato de que as condições de saturação para cada uma das simulações realizadas representam situações extremamente severas, cuja ocorrência no campo não é esperada, já que a secagem e a saturação variam com as condições climáticas e com a drenagem existente na estrutura do pavimento.

9. Dependendo da estrutura analisada, a consideração do comportamento não linear pode fornecer deslocamentos elásticos verticais maiores do que a consideração de um comportamento linear, como aconteceu com o pavimento sem revestimento. Porém, no caso do pavimento com revestimento de CBUQ, os deslocamentos verticais foram menores quando foi considerado o comportamento não linear.
10. O objetivo a longo prazo desta é o desenvolvimento de modelos computacionais que considerem características complexas dos solos, tais como heterogeneidade, sucção, dependência do estado de tensões, entre outras. Para isso, as propriedades de materiais obtidas de ensaios adequados são necessárias como parâmetros de entrada no modelo e devem ser determinadas com o máximo nível de precisão.

Considerando os resultados obtidos com a modelagem computacional acoplada proposta, as observações e as limitações encontradas nesta tese, são sugeridas algumas pesquisas futuras:

- Desenvolver metodologias com base no método dos elementos finitos, que contribuam na análise da deformabilidade individual de cada camada da estrutura de pavimentos, além dos deslocamentos elásticos totais da estrutura do pavimento, para a determinação de modelos mais precisos de fadiga e deformação permanente.
- Aplicar outros processos de percolação e infiltração de umidade (por exemplo, infiltração pelas trincas e juntas, infiltração pelas bordas, percolação lateral, etc.) na modelagem computacional para analisar mudanças no comportamento mecânico da estrutura do pavimento.

- Implementar UMATs representativas de outros modelos mecânicos que incorporem a mecânica dos solos não saturados e a dependência do Módulo de Resiliência ao teor de umidade.
- Comparar bacias de deflexão obtidas em campo com a determinada a partir de simulações para avaliar, por retroanálise, os Módulos de Resiliência dos materiais presentes nas camadas após ciclos de secagem e umedecimento.

6. Referências bibliográficas

- AEDO, J.L.C., 1997. *Programa para análise tridimensional de pavimentos asfálticos*. Dissertação de mestrado. Universidade PUC-RJ, Rio de Janeiro, RJ. Brasil.
- ALONSO, E.E., GENS, A., HIGHT, D. W., 1987. *Special problems soils. General Report*. In Proceedings of the 9th European Conference on soil Mechanics and Foundation Engineering, Dublin, v. 3. pp. 1087-1146.
- AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS, ASTM., 2016. *Standard Test Method for Measurement of Soil Potential (Suction) Using Filter Paper*, ASTM D5298-16.
- ÁVILA, T., 2017. *Efecto del contenido de agua en el módulo resiliente de las subrasantes*. Dissertação de mestrado. Universidad de Costa Rica, Costa Rica.
- AZEVEDO, J.A. DE, SILVA, E.M. DA, RESENDE, M., GUERRA, A.F. 1983. *Aspectos sobre o manejo da irrigação por aspersão para o Cerrado*. Planaltina: EMBRAPA-CPAC. Circular Técnica, 16.
- BALMACEDA, A. R., 1991. *Suelos Compactados. Un estudio teórico y experimental*. Tese de doutorado. Universitat Politècnica de Catalunya. Barcelona, Espanha.
- BERNUCCI, L. B., MOTTA, L. M., CERATTI, J. A. P., SOARES, J. B., 2006. *Pavimentação Asfáltica: Formação Básica para Engenheiros*. 1. ed. Rio de Janeiro, RJ. Brasil.
- BRODSKY, N. S., 1988. *Resilient Modulus Measurements on Cohesive Soils*. Resilient Modulus of Soil, pp. 15-29.
- BURLAND, J. B., RIDLEY, A. M., 1996. *The importance of suction in soil mechanics*. Twelfth Southeast Asian Geotechnical Conference, Kuala Lumpur.
- CARY, C., ZAPATA, C., 2008. *Ensayo de módulo resiliente para suelos no saturados*. Tese de mestrado. Arizona State University. Arizona, Estados Unidos.
- CARY, C., ZAPATA, C., 2011. *Modelo de predicción del módulo resiliente para suelos no saturados*. Segundo Encuentro Latino de Profesores de Geotecnia. Rev. Int. de Desastres Naturales, Accidentes e Infraestructura Civil. Vol. 12 (1).

- CERATTI, J. A., GEHLING, W. Y. Y., BICA, A. V. D., RODRIGUES, M. R., 1996. *Influência da sucção no módulo de resiliência de um solo típico do Rio Grande do Sul*. 30^o Reunião Anual de Pavimentação, Salvador, 2: 541-555.
- COFFMAN, B. S., MITCHELL, J. K., 1967. *Panel discussion on compaction, testing, and test results*.
- DELGADO, A. K. C., 2002. *Influência da sucção no comportamento de um perfil de solo tropical compactado*. Dissertação de mestrado. Universidade de Brasília. Brasília. Brasil.
- DUNLAP, W.S. 1963., *A report on a mathematical model describing the deformation characteristics of granular materials*. Technical Rep. No. 1, Project 2-8-62-27, TTI, Texas A&M Univ., College Station, Texas. USA
- EDIL, T. B., MOTAN, S. E., 1979. *Soil-water potencial and resilient behavior of subgrade soils*. Transportation Research Record, n. 705, pp. 54-63.
- EDIL, T. B., MOTAN, S. E., 1984. *Repetitive - load behavior of unsaturated soils*. Transportation Research Record, n. 872, pp. 41-48.
- ERLINGSSON, S., 2010. *Impact of water on the response and performance of pavement structure in an accelerated test*. Road Materials and Design. 11(4), pp. 863-880.
- FRANCO, F. A. C., 2007. *Método de dimensionamento mecanístico-empírico de pavimentos asfálticos – SisPav*. Tese de doutorado. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Rio de Janeiro, Brasil.
- FREDLUND, D. G., BERGAN, A. T., SAUER, E. K., 1975. *Deformation characteristics of subgrade soils for highways and runways in Northern environments*. Canadian Geotechnical Journal, v.12, n.2, pp. 213-223.
- FREDLUND, D. G., 1979. *Appropriate concepts and technology for unsaturated soils*. Second Canadian Geotechnical Colloquium. Canadian Geotechnical Journal, v. 16, pp. 121-139.
- FREDLUND, D. G., RAHARDJO, H., 1987. *Soil mechanics principles for highway engineering in Arid Regions*. Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board, 1137, pp. 1-11.

- FREDLUND, D. G., RAHARDJO, H., 1993. *Soil Mechanics for unsaturated soils*. John Wiley&Sons, New York.
- FREDLUND, D. G., XING, A., HUANG, S., 1994. *Predicting the permeability functions for unsaturated soil using the soil-water characteristic curve*. Canadian Geotechnical Journal, 31(4): pp. 533-546.
- FREDLUND, D. G., 1995. *The scope of unsaturated soil mechanics: an overview*. In: Proceedings of the First International Conference on Unsaturated Soils, UNSAT 95, Paris–França, v. 3.
- FREDLUND, D. G., 2004. *Use of soil-water characteristic curves in the implementation of unsaturated soil mechanics*. Unsaturated soils, 3, pp. 887-902.
- FREDLUND D.G., RAHARDJO, H., AND FREDLUND, M., 2012. *Unsaturated Soil Mechanics in Engineering Practice*. New Jersey: John Wiley & Sons, Inc.
- FURLAN, F. A. C., 2011. *Métodos locais de integração explícito e implícito aplicados ao método de elementos finitos de alta ordem*. Dissertação de mestrado. Universidade Estadual de Campinas, Campinas. Brasil.
- GEHLING, W. Y. Y., 1994. *Suelos expansivos: estudio experimental y aplicación de un modelo teórico*. Tese de doutorado. Universitat Politècnica de Catalunya. Barcelona, Espanha.
- GITIRANA JR., G. F. N., MARINHO, F., SOTO, M. A., 2015. *A curva de retenção de água de materiais porosos*. In: Solos não saturados no contexto geotécnico. Associação Brasileira de Mecânica dos Solos e Engenharia Geotécnica. Primeira edição, São Paulo, pp. 205-230.
- GU, F., 2015. *Characterization and performance prediction of unbound granular bases with and without geogrids in flexible pavements*. Tese de doutorado. Texas A&M University. Texas. United States.
- GU, F., LUO, X., ZHANG, Y., LYTTON, R.L., SAHIN, H., 2016. *Modeling of unsaturated granular materials in flexible pavements*. 3rd European Conference on Unsaturated Soils.
- GU, F.: LUO, X., LUO, R., LYTTON, R.L., HAJJ, E.Y., SIDDHARTHAN, R.V., 2016. *Numerical modeling of geogrid-reinforced flexible pavement and corresponding*

validation using large-scale tank test. Construction and Building Material (122). pp. 214-230 <http://dx.doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2016.06.081>

GUCUNZKI, N., BRILL, D.R., 1994. *A numerical model for pore pressure buildup in airport pavement subgrades*. Conference Proceedings: The 4th International Conference on the Bearing Capacity of Roads and Airfields, Minnesota, USA, Vol. 2, pp.1429-1442.

HELWANY, S., 2007. *Applied soil mechanics with ABAQUS applications*. New Jersey: John Wiley & Sons.

HVEEM, F. N., 1955. *Pavement deflection and fatigue failures*. Bulletin n. 114. HRB (TRB) Washington, D.C., pp. 43-87.

HUANG, Y.H., 2003. *Pavement analysis and design*. 2nd. Ed., Prentice Hall Inc. New Jersey, E.U.A.

KHOURY, N., ZAMAN, M., 2004. *Correlation between resilient modulus, moisture variation, and soil suction for subgrade soils*. Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board, No. 1874, TRB, National Research Council, Washington, D.C., pp. 99–107.

LI, D., SELIG, E. T., 1994. *Resilient modulus for fine grained subgrade soils*. Journal of Geotechnical Engineering. ASCE, v.120, n.6, pp.939-957.

LOPES, L. S., 2017. *Análise experimental do comportamento hidráulico e mecânico de um pavimento ferroviário*. Dissertação de mestrado. Universidade Federal do Rio de Janeiro, Brasil.

MAINA, J.W., KAWANA, F., MATSUI, K., 2017a. *Numerical modelling of flexible pavement incorporating cross-anisotropic material properties*. Part I: Surface circular loading. Journal of the South African Institution of Civil Engineering. Vol. 59. No. 1. pp. 22-27, paper 1366.

MAINA, J.W., KAWANA, F., MATSUI, K., 2017b. *Numerical modelling of flexible pavement incorporating cross-anisotropic material properties*. Part I: Surface rectangular loading. Journal of the South African Institution of Civil Engineering. Vol. 59. No. 1. pp. 28-34, paper 1385.

- MARINHO, F., 2005. *Nature of soil–water characteristic curve for plastic soils*. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering. ASCE. Vol 131, Issue 5. May. pp. 654-661.
- MARINHO, F., SOTO, M. A., GITIRANA JR., G. F. N., 2015. *Instrumentação de laboratório e campo e a medição da curva de retenção*. In: Solos não saturados no contexto geotécnico. Associação Brasileira de Mecânica dos Solos e Engenharia Geotécnica. Primeira edição, São Paulo, pp. 231-256.
- MARSHALL, R. L., 1958. *A relation between permeability and size distribution of pores*. Journal of Soil Science, Oxford, 9(1), pp.1-8.
- MASAD, S., LITTLE, D., MASAD, E., 2006. *Analysis of flexible pavement response and performance using isotropic and anisotropic material properties*. Journal of Transportation Engineering, ASCE, 132(4). pp. 342–349.
- MAY, R. W., WITCZAK, M. W., 1981. *Effective granular modulus to model pavement responses*. Transportation Research Board (No. 810).
- MEDINA, J., 2008. Comentários por escrito ao exame de qualificação do aluno Ben-Hur de Albuquerque e Silva: Análise mecânica de um pavimento rodoviário submetido à oscilação do lençol freático simulada em modelo físico de verdadeira grandeza. Rio de Janeiro, RJ. Brasil.
- MEDINA, J., MOTTA, L. M., 2015. *Mecânica dos pavimentos*. 3. ed. Rio de Janeiro, RJ. Brasil.
- MEZA, V., 2012. *Suelos parcialmente saturados, de la investigación a la cátedra universitaria*. Boletín de Ciencias de la Tierra. No. 31, Universidad Nacional de Colombia. Colombia, pp. 23-38.
- MOOSSAZADEH, J.M., WITCZAK, M.W., 1981. *Prediction of subgrade moduli for soil that exhibits nonlinear behavior*. Transportation Research Record (No.810).
- NG, C. W., ZHOU, C., YUAN, Q., XU, J., 2012. *Resilient modulus of unsaturated subgrade soil: experimental and theoretical investigations*. NRC Research Press, published on 7 March 2013. Canadian Geotechn. J. 50: pp. 223-232.

- NG, C. W., ZHOU, C., YUAN, Q., XU, J., 2013. *Resilient modulus of unsaturated subgrade soil: experimental and theoretical investigations*. Canadian Geotechnical Journal, 50(2). pp. 223-232.
- NOGAMI, J. S., VILLIBOR, D. F., 1995. *Pavimentação de baixo custo com solos lateríticos*. Editora Villibor. São Paulo.
- OH, J., LYTTON, R.L., FERNANDO, E.G., 2006. *Modeling of pavement response using nonlinear cross-anisotropy approach*. Journal of Transportation Engineering (132). pp. 458-468.
- OH, W.T., VANAPALLI, S.K., PUPPALA, A.J., 2009. *Semi-empirical model for the prediction of modulus of elasticity for unsaturated soil*. Canadian Geotechnical Journal, 46(8). pp. 903-914. DOI 10.1139/T09-030.
- OROBIO, A., GIL, J., 2015. *Construction cost analysis related to the mechanistic design of pavement with different fatigue models*. Revista Ingeniería de Construcción, RIC. v.30 n.3, pp. 177-188. Colombia.
- PERERA, A., 2015. *Determinación y análisis de los factores climáticos críticos para el diseño de pavimentos flexibles en Costa Rica*. Proyecto de Graduación para optar por el grado de licenciatura en Ingeniería Civil. Universidad de Costa Rica.
- PHILLIP, A. W., CAMERON, D. A., 1995. *The influence of soil suction on the resilient modulus of expansive soil subgrade*. Conference International on Saturated Soils, 1. Proceedings. v.1, pp.171-176. Paris, França.
- PHILLIP, A. W., 1996. *The relation between resilient modulus and suction of fine grained soil in pavement design*. Dissertação de mestrado. University of South Australian.
- PREUSSLER, E. S., 1978. *Ensaio triaxiais dinâmicos de um solo arenoso*. Dissertação de mestrado. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Rio de Janeiro, Brasil.
- PROFILLIDIS, V. A., 2006. *Railway management and engineering*. 3ª edição. Burlington: Ashgate, 469 p.

- RANGEL, G. W. A., 2017. *Um método para a estimativa da deflexão do pavimento ferroviário lastreado*. Tese de doutorado. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Rio de Janeiro, Brasil.
- RIDLEY, A. M., 1995. Strength-suction - Moisture content relationships for kaolin under normal atmospheric conditions. 1st Int. Conf. On Unsaturated Soils, Paris.
- RODRIGUES, M. R., 1997. *Influência da sucção no módulo de resiliência de solos típicos de subleito de pavimentos do Rio Grande do Sul*. Dissertação de mestrado. Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Porto Alegre, Brasil.
- RODRIGUES, R.M., 1998. *Notas de aula do curso de pavimentação*. Parte III, Instituto Tecnológico de Aeronáutica, Divisão de Infraestrutura Aeronáutica, S. José dos Campos, SP.
- SAEVARSDOTTIR, T., ERLINGSSON, S., 2013a. *Water Impact on the Behaviour of Flexible Pavement Structures in an Accelerated test*. Road Materials and Pavement Design, 14(2), pp. 256-277.
- SAEVARSDOTTIR, T., ERLINGSSON, S., 2013b. *Effect of Moisture Content on Pavement Behaviour in a Heavy Vehicle Simulator Test*. Road Materials and Pavement Design, 14(sup1), pp. 274-286.
- SALOUR, F., 2015. *Moisture influence on structural behavior of pavements*. Tese de doutorado. KTH Royal Institute of Technology. Stockholm, Sweden.
- SEED, H.B., MITRY, F.G., MONISMITH, C.L., CHAN, C.K., 1967. *Prediction of flexible pavement deflections from laboratory repeated - load tests*. NCHRP ep.35, HRB, Washington D.C.
- SILVA, B.H., 2009. *Análise mecânica de um pavimento rodoviário submetido à oscilação do lençol freático simulada em modelo físico de verdadeira grandeza*. Tese de doutorado. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Rio de Janeiro, Brasil.
- SILVA, C. F. S. C., 2014. *Análise de tensões em pavimentos a partir de modelo físico instrumentado*. Dissertação de mestrado. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Rio de Janeiro, Brasil.
- SIMULIA, 2013. *ABAQUS 6.13: Benchmarks guide*. Dessault Systèmes Simulia Corp.

- SUZUKI, C. Y., AZEVEDO, A. M., KABBACH JÚNIOR, F. I., 2013. *Drenagem subsuperficial de pavimentos: conceitos e dimensionamento*. São Paulo, SP. Brasil.
- SVENSON, M., 1980. *Ensaio triaxiais dinâmicos de solos argilosos*. Dissertação de mestrado. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Rio de Janeiro, Brasil.
- TOLL, D. G., 1990. *A framework for unsaturated soil behavior*. Geotechnique, London, v.40, n.1, pp.31-44.
- VANAPALLI, S., FREDLUND, D.G., PUFAHL, D.E., CLIFTON, A.W., 1996. *Model for the prediction of shear strength with respect to soil suction*. Canadian Geotechnical Journal, 33(3). pp. 379-392.
- VANAPALLI, S., FREDLUND, D.G., PUFAHL, D. E., 1999. The influence of soil structure and stress history on the soil-water characteristics of a compacted till. In: Geotechnique. v. 49. No. 2, pp. 143-159.
- VANAPALLI, S., MOHAMED, F., 2007. *Bearing capacity of model footings in unsaturated soils*. Experimental Unsaturated Soil Mechanics, pp. 483-493.
- VANAPALLI, S., HAN, Z., 2013. *Prediction of the resilient modulus of unsaturated fine-grained soils*. Proc. of Int. on Advances in Civil Engineering, AETACE. ELSEVIER.
- VARGAS, W., 2005. *Notas de aula da disciplina de Mecânica de Solos*. Universidad de Costa Rica.
- WITCZAK, M.W., UZAN, J., 1988. *The Universal Airport Design System, Report I of IV: Granular Material Characterization*. Department of Civil Engineering, University of Maryland, College Park.
- WOLLE, C.M., 2004. *Algumas considerações sobre a utilização dos novos conceitos de comportamento dos solos não saturados em projetos de engenharia*. 5º Simpósio Brasileiro de Solos Não Saturados, 25 a 27 de agosto, São Carlos –SP, Brasil. v.1, pp. 635-641.
- YANG, S.R., HUANG, W.H., TAI, Y.T., 2005. *Variation of resilient modulus with soil suction for compacted subgrade soils*. Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board, Washington, D.C., pp. 99-106.

- ZAPATA, C.E., HOUSTON, W.N., HOUSTON, S.L., WALSH, K.D., 2000. *Soil-water characteristic curve variability*. Advances in Unsaturated Geotechnics: Proceedings of Sessions of Geo-Denver 2000, Denver, CO, pp. 84–124.
- ZAPATA, C., ANDREI, D., WITCZAK, M.W., HOUSTON, W.N., 2007. *Incorporation of environmental effects in pavement design*. International Journal of Road Materials and Pavement Design, Vol. 8, No. 4, pp. 667-693.
- ZAPATA, C., SALIM, R., 2012. *Impact of environmental site location and groundwater table depth on the thickness of flexible airfield pavements*. Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board, Washington, D.C.

Anexo A - Programa em Fortran para a implementação da sub-rotina UMAT, incorporando a anisotropia transversal e o comportamento não linear

```

*****
** UMAT QUE IMPLEMENTA CROSS-ANISOTROPÍA ELÁSTICA GUSTAVO BADILLA (2019) **
** PARA PLANE-STRAIN E ELEMENTOS AXISSIMÉTRICOS. **
** MÓDULO ELÁSTICO LINEAR E NÃO LINEAR **
** UTILIZADO MODELOS DO FEPAVE MEDINA E MODELO UNIVERSAL **
*****
*****
**
**
**
*USER SUBROUTINE
  SUBROUTINE UMAT(STRESS,STATEV,DDSDDE,SSE,SPD,SCD,
    1 RPL,DDSDDT,DRPLDE,DRPLDT,
    2 STRAN,DSTRAN,TIME,DTIME,TEMP,DTEMP,PREDEF,DPRED,CMNAME,
    3 NDI,NSHR,NTENS,NSTATV,PROPS,NPROPS,COORDS,DROT,PNEWDT,
    4 CELENT,DFGRD0,DFGRD1,NOEL,NPT,LAYER,KSPT,KSTEP,KINC)
  C
  INCLUDE 'ABA_PARAM.INC'
  C
  CHARACTER*80 CMNAME
  C
  C
  DIMENSION STRESS(NTENS),STATEV(19),
    1 DDSDDE(NTENS,NTENS),DDSDDT(NTENS),DRPLDE(NTENS),
    2 STRAN(NTENS),DSTRAN(NTENS),TIME(2),PREDEF(1),DPRED(1),
    3 PROPS(NPROPS),COORDS(3),DROT(3,3),DFGRD0(3,3),DFGRD1(3,3)
  C
  C
  PARAMETER (M=3,N=3,ID=3,ZERO=0.D0,ONE=1.D0,TWO=2.D0,THREE=3.D0)
  C
  DIMENSION DSTRESS(4), DDS(4,4), TOT_STRAN(NTENS),
    1 PSTRESS(NTENS), ENAOLINEAR_OLD(4, 1, 1)
  C
  C
  C Print *, "NTENS = ", NTENS
  C Print *, "NDI = ", NDI
  C Print *, "NSHR = ", NSHR
  c Print *, "NSTATV = ", NSTATV

  REAL*8 RN,NUXX,NUXY,MK1,MK2,MK3,MK4,E_INIC,EHOR,CC,BB,CR,S5,S6
  REAL*8 MRFINAL,EFXX, EFYY

  INTEGER CONTADOR1, CONTADOR2

  C
  C-----
  C
  C PROPRIEDADES DO MATERIAL

```

```

C
C
  NMOD = PROPS(1)
  RN = PROPS(2)
  NUXY = PROPS(3)
  NUXX = PROPS(4)
  MK1 = PROPS(5)
  MK2 = PROPS(6)
  MK3 = PROPS(7)
  MK4 = PROPS(8)

c  Print *, "MODELO = ", NMOD
C  Print *, "RELAÇÃO Eh/Ev = ", RN
C  Print *, "POISSON VERTICAL = ", NUXX
C  Print *, "POISSON HORIZONTAL = ", NUXY
C  Print *, "K1 = ", MK1
C  Print *, "K2 = ", MK2
C  Print *, "K3 = ", MK3
C  Print *, "K4 = ", MK4

C  Print *, "STRAN= ", STRAN
C  Print *, "DSTRAN= ", DSTRAN

  TOT_STRAN(1:NDI) = STRAN(1:NDI) + DSTRAN(1:NDI)
C  Print *, "TOT_STRAN1= ", TOT_STRAN

C  TOT_STRAN(NDI+1:) = (STRAN(NDI+1:) + DSTRAN(NDI+1:))/2.DO

  TOT_STRAN(NDI+1:) = (STRAN(NDI+1:) + DSTRAN(NDI+1:))

CONTADOR1 = 0
c  Print *, "NÚMERO DE ELEMENTO NOEL= ", NOEL
c  Print *, "PONTO DE INTEGRAÇÃO NPT= ", NPT
c  Print *, "VALOR DO CONTADOR1: ", CONTADOR1

c  Print *, "TOT_STRAN2= ", TOT_STRAN

C  DEFINE VALOR INICIAL DO MODULO DO MATERIAL

  IF (CONTADOR1.EQ.0.) THEN
  IF (NMOD.EQ.1.) THEN
c    Print *, "VALOR INICIAL USANDO MODELO MR=K1*S3^K2"
    ENAOLINEAR = MK1 * ((1000.)**MK2)
  END IF

  IF (NMOD.EQ.2.) THEN
c    Print *, "VALOR INICIAL USANDO MODELO MR=K1*
c    1(S_DESV)^K3"

```

```

        ENAOLINEAR = MK1 * ((2000.)**MK3)
    END IF

    IF (NMOD.EQ.3.) THEN
c      Print *, "VALOR INICIAL USANDO MODELO MR=K1*(THETA)^K4"
c      ENAOLINEAR = MK1 * ((1000.)**MK4)
    END IF

    IF (NMOD.EQ.4.) THEN
c      Print *, "VALOR INICIAL USANDO MODELO MR=K1*S3^K2*
c      1(S_DESV)^K3"
        ENAOLINEAR = MK1 * ((1000.)**MK2)
1      *((2000.)**MK3)
    END IF

    IF (NMOD.EQ.5.) THEN
c      Print *, "VALOR INICIAL USANDO MODELO MR=K1*S3^K2*
c      1(S_DESV3)^K3*(THETA)^K4"
        ENAOLINEAR = MK1 * ((1000.)**MK2)
1      *((2000.)**MK3)*((1000.)**MK4)
    END IF

    IF (NMOD.EQ.6.) THEN
c      Print *, "VALOR INICIAL USANDO MODELO MR=K1*(THETA)
c      1^K2*(TAU_OCT)^K3"
        ENAOLINEAR = MK1 * ((1000.)**MK2)
1      *(2000.)**MK3
    END IF

c  Print *, "VALOR INICIAL E NÃO LINEAR= ", ENAOLINEAR
    END IF

    CONTADOR2 = 1

C  Print *, "INICIANDO AS ITERAÇÕES"

C  *****
C  *****

99 CONTINUE

C  DEFINIENDO ENAOLINEAR COMO MODULO RESILIENTE

    ENAOLINEAR_OLD(NOEL, NPT, 1) = ENAOLINEAR

C  *****
C  *****

C  DEFINE OS PARAMETROS DA MATRIZ DE ELASTICIDADE
C
    E_INIC = ENAOLINEAR
    EHOR = RN * E_INIC

    C11 = (EHOR*(1.D0-RN*NUXY**2.D0))/(1.D0
1  -2.D0*RN*NUXX*NUXY**2.D0-2.D0*RN*NUXY**2.D0-NUXX**2.D0)

```

```
C12 = (EHOR*NUXY*(1.D0+NUXX))/(1.D0
1 -2.D0*RN*NUXX*NUXY**2.D0-2.D0*RN*NUXY**2.D0-NUXX**2.D0)
```

```
C13 = (EHOR*(RN*NUXY**2+NUXX))/(1.D0
1 -2.D0*RN*NUXX*NUXY**2.D0-2.D0*RN*NUXY**2.D0-NUXX**2.D0)
```

```
C22 = (E_INIC*(1.D0-NUXX**2))/(1.D0
1 -2.D0*RN*NUXX*NUXY**2.D0-2.D0*RN*NUXY**2.D0-NUXX**2.D0)
```

```
C44 = E_INIC/(2.D0*(1+NUXY))
```

```
C
c Print *, "EVERT COMEÇO = ", E_INIC
c Print *, "EHOR = ", EHOR
C Print *, "C11 = ", C11
C Print *, "C12 = ", C12
C Print *, "C13 = ", C13
C Print *, "C22 = ", C22
C Print *, "C44 = ", C44
```

```
PSTRESS(1) = C11 * TOT_STRAN(1)+C12*TOT_STRAN(2)+C13*TOT_STRAN(3)
PSTRESS(2) = C12*TOT_STRAN(1)+C22*TOT_STRAN(2)+C12*TOT_STRAN(3)
PSTRESS(3) = C13*TOT_STRAN(1)+C12*TOT_STRAN(2)+C11*TOT_STRAN(3)
PSTRESS(4) = C44*TOT_STRAN(4)
```

```
c Print *, "PSTRESS = ", PSTRESS
```

```
C ELIMINANDO TENSÕES DE TRAÇÃO NO MATERIAL GRANULAR
```

```
PSTRESS(1)= ABS(STRESS(1))
PSTRESS(2)= ABS(STRESS(2))
PSTRESS(3)= ABS(STRESS(3))
```

```
c Print *, "ANTES IF STRESS(1) = ", STRESS(1)
c Print *, "ANTES IF STRESS(2) = ", STRESS(2)
c Print *, "ANTES IF STRESS(3) = ", STRESS(3)
```

```
IF(STRESS(1).GT.0.0) THEN
  PSTRESS(1)=0.0
  END IF
IF(STRESS(2).GT.0.0) THEN
  PSTRESS(2)=0.0
  END IF
IF(STRESS(3).GT.0.0) THEN
  PSTRESS(3)=0.0
  END IF
```

```
c CALCULANDO TENSÕES PRINCIPAIS
```

```
CC= (STRESS(1) + STRESS(2))/2.0
BB= (STRESS(1) - STRESS(2))/2.0
CR= SQRT(BB**2 + STRESS(4)**2)
```

```
S5= CC+CR
S6= CC-CR
```

```
THETA = ABS (STRESS(1) + STRESS(2) + STRESS(3))
```

```
TAU_OCT = ABS(SQRT(((STRESS(3)-S5)**2) + ((S5-S6)**2)
1 + ((S6-STRESS(3))**2)))/3.0
```

```
C  TAU_OCT = SQRT((STRESS(1)-STRESS(2))**TWO + (STRESS(1)
C  1 - STRESS(3))**TWO + (STRESS(2)-STRESS(3))**TWO + 6.D0
C  2 * STRESS(4)**TWO)/3.D0
```

```
C  Print *, "STRESS(1) = ", STRESS(1)
C  Print *, "STRESS(2) = ", STRESS(2)
C  Print *, "STRESS(3) = ", STRESS(3)
c  Print *, "ANTES IF SIG(5) = ", S5
c  Print *, "ANTES IF SIG(6) = ", S6
c  Print *, "ANTES IF SIGMA3 = ", SIGMA3
```

```
C  CALCULO DE TENSÕES PRINCIPAIS MAIOR E MENOR
```

```
IF (STRESS(3).GT.S5) S5=STRESS(3)
IF (STRESS(3).LT.S6) S6=STRESS(3)
```

```
SIGMA3 = ABS (S5)
TEN_DESVIO = ABS (S6-S5)
SIGMA1 = SIGMA3 + TEN_DESVIO
```

```
c  Print *, "SIG(5) = ", S5
c  Print *, "SIG(6) = ", S6
c  Print *, "SIGMA3 = ", SIGMA3
c  Print *, "SIG DESV = ", TEN_DESVIO
c  Print *, "THETA = ", THETA
c  Print *, "TAU_OCT = ", TAU_OCT
```

```
C  VERIFICANDO VALORES MINIMOS DE TAU_OCT, THETA, SIGMA3 E SDESV
```

```
IF (TAU_OCT.LT.2000.) THEN
  TAU_OCT = 2000.
```

```
END IF
```

```
IF (THETA.LT.1000.0) THEN
```

```
  THETA = 1000.
```

```
END IF
```

```
IF (SIGMA3.LT.1000.0) THEN
```

```
  SIGMA3 = 1000.
```

```
END IF
```

```
IF (TEN_DESVIO.LT.2000.0) THEN
```

```
  TEN_DESVIO = 2000
```

```
END IF
```

```
c  Print *, "VALORES MÍNIMOS A USAR"
```

```

C   Print *, "SIGMA3 UTILIZADO = ", SIGMA3
C   Print *, "SIGMA1 UTILIZADO = ", SIGMA1
C   Print *, "TEN_DESVIO UTILIZADO = ", TEN_DESVIO
C   Print *, "TAU_OCT UTILIZADO = ", TAU_OCT
C   Print *, "THETA UTILIZADO = ", THETA

C   CÁLCULOS DE MÓDULOS NÃO LINEARES DO MATERIAL

C   MODELO UNIVERSAL: MR=K1*(I1/PA)**K2*(TOCT/PA)**K3
C   ENAOLINEAR = MK1 * ((THETA/101300)**MK2)
C   1           *(TAU_OCT/101300)**MK3
C   Print *, "E NÃO LINEAR 1 = ", ENAOLINEAR

IF (NMOD.EQ.1.) THEN
c   Print *, "USANDO MODELO MR=K1*S3^K2"
      ENAOLINEAR = MK1 * ((SIGMA3)**MK2)
END IF

IF (NMOD.EQ.2.) THEN
c   Print *, "USANDO MODELO MR=K1*(S_DESV3)^K3"
      ENAOLINEAR = MK1 * ((TEN_DESVIO)**MK3)
END IF

IF (NMOD.EQ.3.) THEN
c   Print *, "USANDO MODELO MR=K1*(THETA)^K4"
      ENAOLINEAR = MK1 * ((THETA)**MK4)
END IF

IF (NMOD.EQ.4.) THEN
c   Print *, "USANDO MODELO MR=K1*S3^K2*(S_DESV3)^K3"
      ENAOLINEAR = MK1 * ((SIGMA3)**MK2)
1     *((TEN_DESVIO)**MK3)
END IF

IF (NMOD.EQ.5.) THEN
c   Print *, "USANDO MODELO MR=K1*S3^K2*(S_DESV3)^K3*(
c   1THETA)^K4"
      ENAOLINEAR = MK1 * ((SIGMA3)**MK2)
1     *((TEN_DESVIO)**MK3)*((THETA)**MK4)
END IF

IF (NMOD.EQ.6.) THEN
c   Print *, "USANDO MODELO MR=K1*(THETA)^K2*(TAU_OCT)
c   1^K3"
      ENAOLINEAR = MK1 * ((THETA)**MK2)
1     *(TAU_OCT)**MK3
END IF

c   Print *, "E NÃO LINEAR CALCULADO = ", ENAOLINEAR

CONTADOR1 = CONTADOR1 + 1

```

```

c Print *, "CONTADOR1 ANTES DE CALCULO DA MATRIZ ELASTICIDADE: ",
c 1CONTADOR1

C *****
C *****

C CRITERIO DE CONVERGÊNCIA

c Print *, "E NÃO LINEAR CALCULADO = ", ENAOLINEAR
c Print *, "E NÃO LINEAR OLD = ", ENAOLINEAR_OLD(NOEL,NPT,1)

ENUMER = (ENAOLINEAR - ENAOLINEAR_OLD(NOEL,NPT,1))**2
EDENOMI = ENAOLINEAR**2
ERROACUMULADO = ABS(ENUMER / EDENOMI)
ERROINDIV = ABS((ENAOLINEAR - ENAOLINEAR_OLD(NOEL,NPT,1))
1 /ENAOLINEAR)

c Print *, "ERRO_INDIVIDUAL = ", ERROINDIV
c Print *, "ERRO_ACUMULADO = ", ERROACUMULADO

C COMO CRITERIO DE CONVERGÊNCIA FOI ADOTADO LAMDA = 0.95 SENDO QUE
C TUTUMLUER (1995) REPORTOU QUE UN VALOR DE 0.8 É ADEQUADO.
C SEGUNDO O MÉTODO DIRECT SECANT STIFFNESS APPROACH PODEM SER USADOS VALORES
C DE LAMDA ENTRE 0-1. O VALOR ADOTADO PODE SER MODIFICADO

DAMP = 0.95
ENAOLINEAR = DAMP*ENAOLINEAR_OLD(NOEL,NPT,1)
1 +(1.D0-DAMP)*ENAOLINEAR

CONTADOR2 = CONTADOR2 + 1
C Print *, "ITERAÇÕES FEITAS: ", CONTADOR2

IF (ERROINDIV.GT.0.02.AND.ERROINDIV.NE.0
1 .AND.ERROACUMULADO.NE.0.AND.ERROACUMULADO.GT.0.005) GOTO 99

C *****
C *****

C MATRIZ DE ELASTICIDADE

EVERT = ENAOLINEAR*1.1
C Print *, "ENAOLINEAR1 = ", ENAOLINEAR1

C Print *, "EVERT FINAL = ", EVERT
C
EHOR = RN * EVERT

C11 = (EHOR*(1.D0-RN*NUXY**2.D0))/(1.D0
1 -2.D0*RN*NUXX*NUXY**2.D0-2.D0*RN*NUXY**2.D0-NUXX**2.D0)

C12 = (EHOR*NUXY*(1.D0+NUXX))/(1.D0

```

```

1 -2.D0*RN*NUXX*NUXY**2.D0-2.D0*RN*NUXY**2.D0-NUXX**2.D0)

C13 = (EHOR*(RN*NUXY**2+NUXX))/(1.D0
1 -2.D0*RN*NUXX*NUXY**2.D0-2.D0*RN*NUXY**2.D0-NUXX**2.D0)

C22 = (EVERT*(1.D0-NUXX**2))/(1.D0
1 -2.D0*RN*NUXX*NUXY**2.D0-2.D0*RN*NUXY**2.D0-NUXX**2.D0)

C44 = EVERT/(2.D0*(1+NUXY))

C Print *, "NOVO C11 = ", C11
C Print *, "NOVO C12 = ", C12
C Print *, "NOVO C13 = ", C13
C Print *, "NOVO C22 = ", C22
C Print *, "NOVO C44 = ", C44

C Print *, "MATRIZ DE DEFORMAÇÃO (STRAN INI)= ", STRAN
  DO J=1, NTENS
    STRESS(J)=ZERO
C      STRAN(J)=ZERO
  END DO

C
  DO I=1, NTENS
    DO J=1, NTENS
      DDSDE(I,J)=ZERO
    END DO
  END DO

C
C Print *, "DDSDE (ZERO) = ", DDSDE

DDSDE(1,1)= C11
DDSDE(2,2)= C22
DDSDE(3,3)= C11
DDSDE(4,4)= C44
DDSDE(1,2)= C12
DDSDE(1,3)= C13
DDSDE(2,1)= C12
DDSDE(2,3)= C12
DDSDE(3,1)= C13
DDSDE(3,2)= C12

C Print *, "MATRIZ DE ELASTICIDADE = ", DDSDE

  DO I=1, NTENS
    DO J=1, NTENS
      STRESS(I)=STRESS(I)+DDSDE(I,J)*DSTRAN(J)
    END DO
  END DO

c Print *, "MATRIZ DE ELASTICIDADE (NOVA) = ", DDSDE
C Print *, "MATRIZ DE STRESS = ", STRESS

C Print *, "SIGMA3 FINAL UTILIZADO = ", SIGMA3

```



```

C   Print *, "TEN_DESVIO FINAL UTILIZADO = ", TEN_DESVIO
C   Print *, "TAU_OCT FINAL UTILIZADO = ", TAU_OCT
C   Print *, "THETA FINAL UTILIZADO = ", THETA
C   Print *, "MR UTILIZADO = ", EVERT

```

```

STRAN = STRAN + DSTRAN

```

```

MRFINAL = EVERT
EFXX = -DSTRAN(1)
EFYY = -DSTRAN(2)

```

```

C   Print *, "MRFINAL= ", MRFINAL
C   Print *, "Exx = ", EFXX
C   Print *, "Eyy = ", EFYY

```

```

STATEV(1)= NMOD
STATEV(2)= NOEL
STATEV(3)= NPT
STATEV(4)= MRFINAL
STATEV(5)= CONTADOR1
STATEV(6)= DSTRAN(1)
STATEV(7)= DSTRAN(2)
STATEV(8)= DSTRAN(3)
STATEV(9)= DSTRAN(4)
STATEV(10)= STRESS(1)
STATEV(11)= STRESS(2)
STATEV(12)= STRESS(3)
STATEV(13)= STRESS(4)
STATEV(14)= STRAN(1)
STATEV(15)= STRAN(2)
STATEV(16)= STRAN(3)
STATEV(17)= STRAN(4)
STATEV(18)= DSTRAN(1)/STRAN(1)
STATEV(19)= DSTRAN(2)/STRAN(2)
STATEV(20)= COORDS(1)
STATEV(21)= COORDS(2)

```

```

C   Print *, "STATEV FINAL = ", STATEV

```

```

C *****
C *****

```

```

C   IMPRIMINDO TABELA DE RESULTADOS FINAIS
C   MODELO #ELEMENTO #PTO_INT MR_vert EXX EYY EZZ EXY SXX SYX SZZ TXY
C

```

```

c   IF (NOEL.EQ.300.) THEN

```

```

c   Write (*, '(X,F4.1,X,F8.1,X,F4.1,X,F15.1,X,F6.1,X,ES13.5,
c 1 X,ES13.5,X,ES13.5,X,ES13.5,X,F15.2,X,F15.2,X,F15.2,
c 1 X,F15.2,X,ES13.5,X,ES13.5,X,ES13.5,X,ES13.5,X,F12.6,X,F12.6,
c 1 X,F10.5,X,F10.5)')

```

```
c 1 STATEV(1), STATEV(2), STATEV(3), STATEV(4), STATEV(5),  
c 1 STATEV(6), STATEV(7), STATEV(8), STATEV(9), STATEV(10),  
c 1 STATEV(11), STATEV(12), STATEV(13), STATEV(14), STATEV(15),  
c 1 STATEV(16), STATEV(17), STATEV(18), STATEV(19), STATEV(20),  
c 1 STATEV(21)  
  
c END IF  
  
RETURN  
END
```

Anexo B - Procedimento de simulação de problemas acoplados considerando: saturação, anisotropia transversal e comportamento não linear

B.1 Generalidades do ABAQUS

O ABAQUS é um *software* da *Dassault Systemes Simulia* que utiliza o método dos elementos finitos para a análise de tensões e deformações. dispõe de um pré-processador com interface gráfica chamado de CAE (*Computer Aided Engineering* ou Engenharia Assistida por Computador) que permite definir a geometria do problema, gerar a malha de elementos finitos, atribuir propriedades aos materiais, estabelecer o tipo de contato entre os diferentes elementos, entre outros atributos.

A Figura B.1 ilustra a janela principal do ABAQUS, onde são mostrados os principais módulos que são usados na definição de qualquer modelo no programa e que requerem que o usuário forneça informações sobre os seguintes itens:

1. *Part*: Módulo onde é definida a geometria das partes que compõem o modelo. Nesta seção, são desenhados cada um dos elementos do modelo.
2. *Property*: Módulo onde são definidas as propriedades dos diferentes materiais que compõem o modelo. Aqui, também é feita a atribuição dos materiais a cada uma das partes do modelo.
3. *Assembly*: Módulo onde é feita a montagem de todas partes do modelo.
4. *Step*: Módulo onde é definida a sequência de passos ou etapas da análise, incluindo a duração de cada um dos passos e o intervalo ou frequência dos incrementos aplicados.
5. *Interaction*: Módulo onde são definidos os tipos de interações que podem ocorrer entre cada uma das partes do modelo. Em alguns tipos de modelos, esse módulo pode ser desconsiderado.
6. *Load*: Módulo onde são definidos os tipos e magnitudes dos carregamentos impostos. Também podem ser definidas as condições de contorno e as condições iniciais para cada uma das etapas ou passos da simulação.

7. *Mesh*: Módulo onde estão as ferramentas para a geração da malha e a seleção dos tipos ou classes dos elementos finitos que serão utilizados no modelo.
8. *Job*: Módulo onde é feita a submissão dos modelos para a simulação ou o processamento da análise *STANDARD* (métodos implícitos) e *EXPLICIT* (métodos explícitos). Os métodos implícitos fazem uso de termos calculados no mesmo instante da simulação e normalmente são usados em problemas com não linearidades pequenas, utilizando maior tempo e resultando em melhor estabilidade numérica e precisão. Já os métodos explícitos permitem resolver os sistemas de equações altamente não lineares, com muitos contatos complexos ou sob cargas transitórias. Em geral, os métodos explícitos utilizam termos calculados em instantes anteriores ao estágio atual da simulação, dentro de um curto espaço de tempo.
9. *Visualization*: Módulo de pós-processamento, que permite gerar os gráficos e animações para facilitar a interpretação dos resultados numéricos.

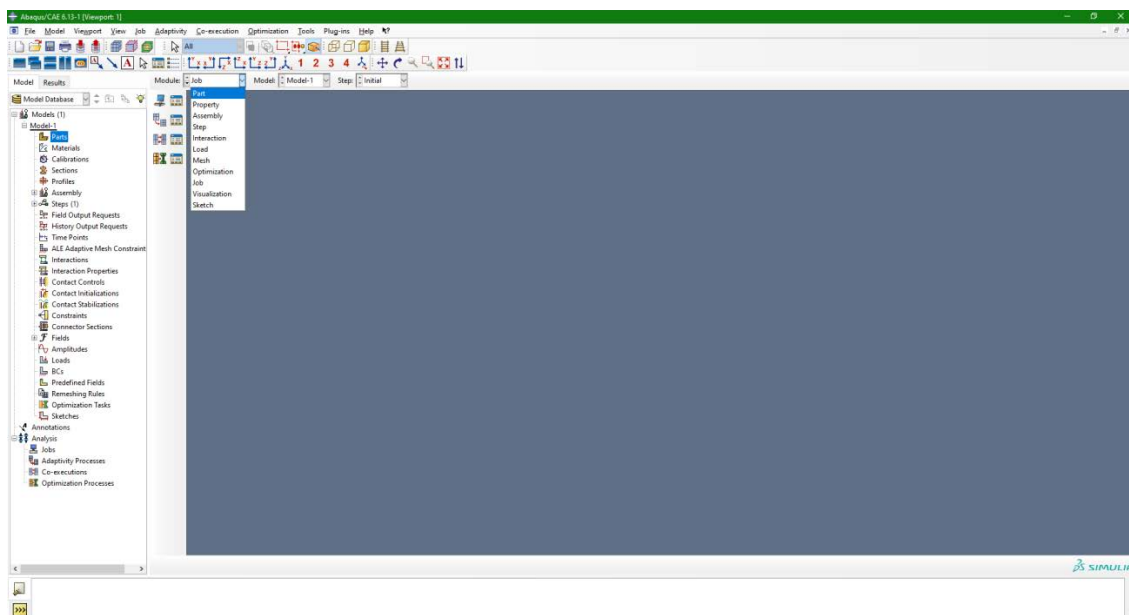


Figura B.1. Janela principal do ABAQUS/CAE

B.2 Desenvolvimento do modelo

Para analisar o comportamento mecânico de um pavimento asfáltico instrumentado submetido a diferentes condições de saturação, foi desenvolvido um modelo axissimétrico no programa computacional ABAQUS. Todos os parâmetros usados na modelagem foram selecionados para obter resultados das simulações próximos aos resultados obtidos em condições reais.

A modelagem proposta é uma adaptação dos exemplos:

- 1.9.3 Wicking in a partially saturated porous medium, SIMULIA (2013).
- 9.12 Finite element method to solve the flow through a homogeneous embankment dam, HELWANY (2007).

B2.1 Módulo Part

Inicialmente na modelagem da presente pesquisa, foram desenhadas as partes que compõem o modelo, ou seja, as camadas de: revestimento CBUQ, base, sub-base e subleito. Os desenhos foram feitos no módulo *Part*, usando o ícone *Create Part* do menu secundário. Cada camada foi nomeada e os itens *axisymmetric*, *deformable* e *shell* foram marcados, como mostra a Figura B.2.

No ABAQUS, o usuário deve determinar as unidades de medida que serão adotadas para todo o modelo, de forma que as unidades devem ser consistentes entre si para evitar erros nos resultados. Para o caso dos modelos desenvolvidos nesta tese, foram utilizadas as unidades do Sistema Internacional (SI) mostrados na Figura B.3., que podem ser encontradas nos manuais de usuário que acompanham o ABAQUS.

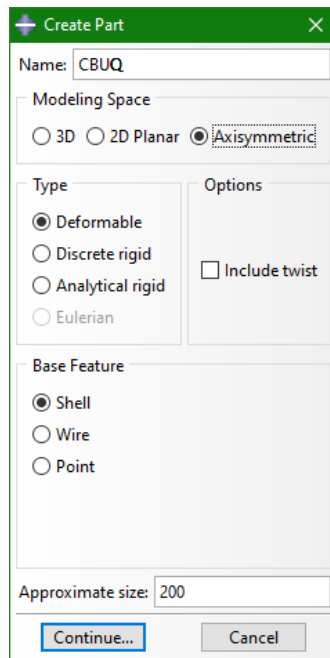


Figura B.2. Dados de entrada no módulo *Part*

Property or Load	Unit System as classified by the ANSYS command /UNITS				
	SI	CGS	MPA	BFT	BIN
Mass	[kg]	[g]	[tonne]	[slug]	$\frac{[\text{lbf}][\text{sec}]^2}{[\text{in}]}$
Length	[m]	[cm]	[mm]	[ft]	[in]
Time	[s]	[s]	[s]	[sec]	[sec]
Temperature	[K]	[K]	[K]	[°R]	[°R]
Velocity	$\frac{[\text{m}]}{[\text{s}]}$	$\frac{[\text{cm}]}{[\text{s}]}$	$\frac{[\text{mm}]}{[\text{s}]}$	$\frac{[\text{ft}]}{[\text{sec}]}$	$\frac{[\text{in}]}{[\text{sec}]}$
Acceleration	$\frac{[\text{m}]}{[\text{s}]^2}$	$\frac{[\text{cm}]}{[\text{s}]^2}$	$\frac{[\text{mm}]}{[\text{s}]^2}$	$\frac{[\text{ft}]}{[\text{sec}]^2}$	$\frac{[\text{in}]}{[\text{sec}]^2}$
Force	[N]	[dyn]	[N]	[lbf]	[lbf]
Moment	[N][m]	[dyn][cm]	[N][mm]	[ft][lbf]	[in][lbf]
Pressure	[Pa]	[Ba]	[MPa]	$\frac{[\text{lbf}]}{[\text{ft}]^2}$	[psi]
Density	$\frac{[\text{kg}]}{[\text{m}]^3}$	$\frac{[\text{g}]}{[\text{cm}]^3}$	$\frac{[\text{tonne}]}{[\text{mm}]^3}$	$\frac{[\text{slug}]}{[\text{ft}]^3}$	$\frac{[\text{lbf}][\text{sec}]^2 / [\text{in}]}{[\text{in}]^3}$

1 [cP] = 0.001 [Pa][s]
 1 [lbf] = 32.2 [ft] / [sec]² * 1 [lbm] = 386.4 [in] / [sec]² * 1 [lbm]
 1 [BTU] = 777.65 [ft][lbf] = 9331.8 [in][lbf]

Figura B.3. Sistema de unidades consistentes do ABAQUS

Na superfície da estrutura do pavimento e em todas as camadas, foram desenhadas as áreas de carregamento do pneu que atuam sobre a estrutura de camadas, usando o ícone *Partition Edge: Enter parameter*. Isto é importante para facilitar a geração das superfícies de carregamento e a geração dos elementos das malhas de elementos finitos. A Figura B.4. mostra estas partições e a área de carregamento.

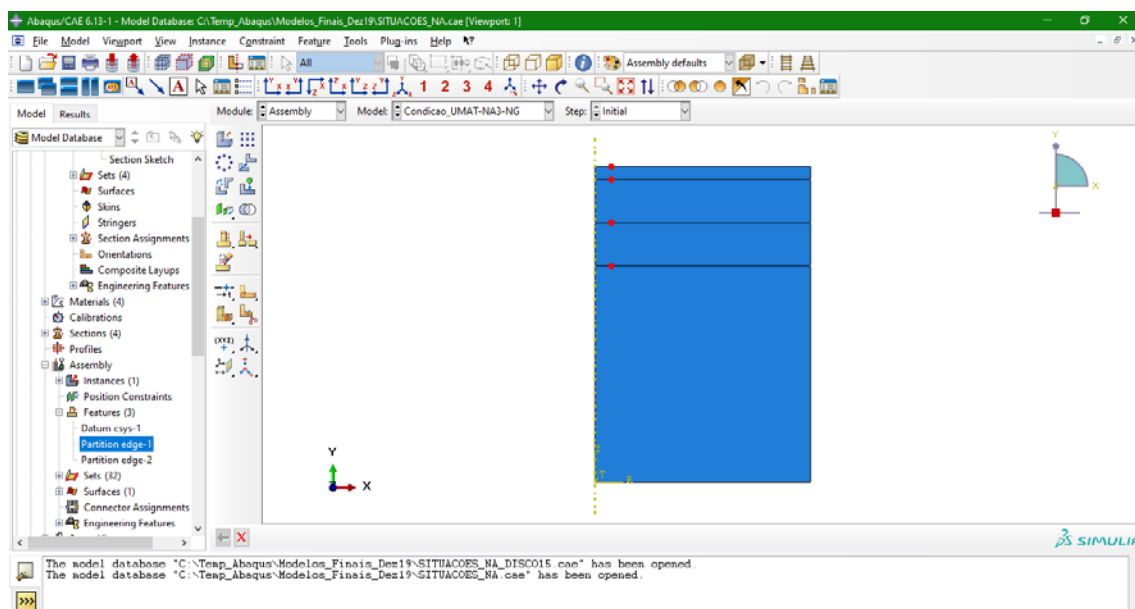


Figura B.4. Exemplo de desenho na estrutura com partições

B2.2 Módulo Property

A seguir, foram atribuídas as propriedades para cada material que compõem a estrutura do pavimento. Para isso, foi selecionado o módulo *Property* e o ícone *Create Material*, onde foram inseridas as propriedades para cada um dos materiais, como descrito a seguir.

No caso das camadas de CBUQ e Base (ver Tabela B.1), não foram consideradas propriedades que fossem influenciadas pelos processos de sucção e percolação. Por isso, as propriedades inseridas corresponderam à densidade (*General/Density*) e às variáveis associadas à UMAT implementada. Para o caso da UMAT, são necessárias as propriedades mecânicas (*General/User material*) (ver tabelas 3.2 e 3.3 da secção 3.3.2) e outra variável *General/Depvar*, a qual está associada às variáveis de saída SDV da UMAT. Por sua vez, estas variáveis *Depvar* correspondem às variáveis *STATE()* mostradas ao final do código apresentado no Anexo A e descritas na Tabela B.3.

Tabela B.1. Propriedades inseridas para as camadas de CBUQ e Base

Material Behavior	CBUQ	Base
Density	2378	2130
Depvar	21	21
	4	4
	1	1
	0,35	0,35
	0,35	0,35
User Material	4575000000	1143724
	0	0,5
	0	-0,009
	0	0

Tabela B.2. Propriedades inseridas para as camadas de Sub-base e Subleito

Material Behavior	Sub-base		Subleito		
Density	2050		1970		
Depvar	21		21		
Permeability	-Specific weight of wetting liquid	1000	1000		
	-K	0,000111	7,32x10 ⁻⁸		
	-Void Ratio	0,42	0,43		
Porous Bulk Moduli	-Bulk mod of grains	0	0		
	-Bulk mod of fluids	2x10 ⁹	2x10 ⁹		
Sorption		-9547,41	0,37	-9241,32	0,20
		-43,116	0,66	-588,986	0,45
		-14,394	0,71	-25,272	0,65
		-5,686	0,74	-4,959	0,83
		-5,533	0,77	-4,195	0,89
		0	1	0	1
User Material		4		4	
		1		1	
		0,35		0,35	
		0,35		0,35	
		13939174		3395753	
		0,64		0,47	
		-0,3		-0,12	
	0		0		

No caso das camadas de Sub-base e Subleito, a Tabela B.2. mostra as propriedades inseridas no modelo. No caso destes materiais, foram adicionadas outras variáveis que são influenciadas pelos processos de sucção e percolação. Por isso, as propriedades inseridas corresponderam à densidade (*General/Density*) e às variáveis associadas à

UMAT implementada, tais como as propriedades mecânicas (*General/User material*) (ver tabelas 3.2 e 3.3 da secção 3.3.2) e a variável *General/Depvar*. Adicionalmente, é necessária a introdução das seguintes propriedades: permeabilidade (*Other/Pore Fluid/Permeability*), módulo de elasticidade do líquido que está percolando nos poros (*Other/Pore Fluid/Porous Bulk Moduli*) e dados correspondentes à curva característica de retenção de água de cada material (*Other/Pore Fluid/Sorption*).

Tabela B.3. Significado das variáveis de saída *Depvar/ STATE()* da UMAT implementada

Fortran	Variável		Significado
	Fortran	Saída ABAQUS	
STATE(1)	SDV1	NMOD	Modelo de comportamento (Tabela 3.3)
STATE(2)	SDV2	NOEL	Número de elemento finito
STATE(3)	SDV3	NPT	Número de ponto de integração
STATE(4)	SDV4	MRFINAL	Módulo de Resiliência
STATE(5)	SDV5	CONTADOR	Contador de iterações feitas no UMAT
STATE(6)	SDV6	E11	Deformação no plano 1-1 ou plano horizontal
STATE(7)	SDV7	E22	Deformação no plano 2-2 ou plano vertical
STATE(8)	SDV8	E33	Deformação no plano 3-3 ou plano horizontal
STATE(9)	SDV9	E12	Deformação no plano 1-2
STATE(10)	SDV10	S11	Tensão no plano 1-1 ou plano horizontal
STATE(11)	SDV11	S22	Tensão no plano 2-2 ou plano vertical
STATE(12)	SDV12	S33	Tensão no plano 3-3 ou plano horizontal
STATE(13)	SDV13	S12	Tensão no plano 1-2
STATE(14)	SDV14	dE11	Incremento da deformação no plano 1-1 ou plano horizontal
STATE(15)	SDV15	dE22	Incremento da deformação no plano 2-2 ou plano vertical
STATE(16)	SDV16	dE33	Incremento da deformação no plano 3-3 ou plano horizontal
STATE(17)	SDV17	dE12	Incremento da deformação no plano 1-2
STATE(18)	SDV18	U1	Fator no sentido horizontal
STATE(19)	SDV19	U2	Fator no sentido vertical
STATE(20)	SDV20	COORDS(1)	Coordenada no eixo 1 (horizontal)
STATE(21)	SDV21	COORDS(2)	Coordenada no eixo 1 (vertical)

As Figuras B.5 e B.6 mostram exemplos das janelas dos parâmetros de entrada no ABAQUS.

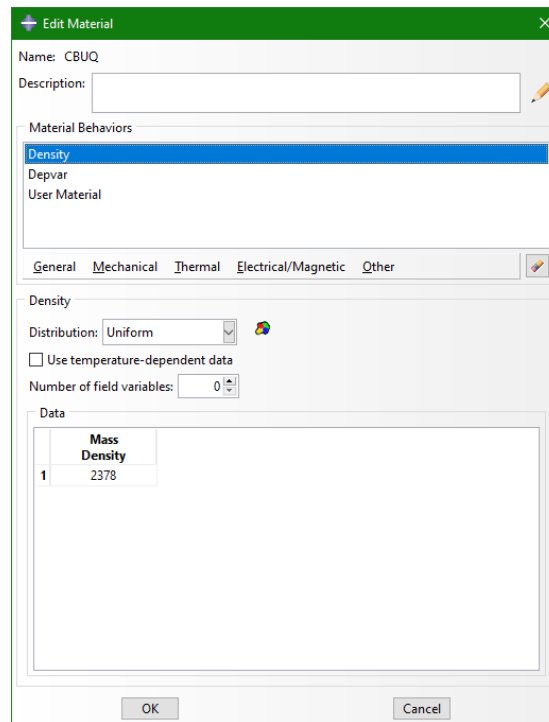


Figura B.5. Exemplo das propriedades inseridas para a camada de CBUQ

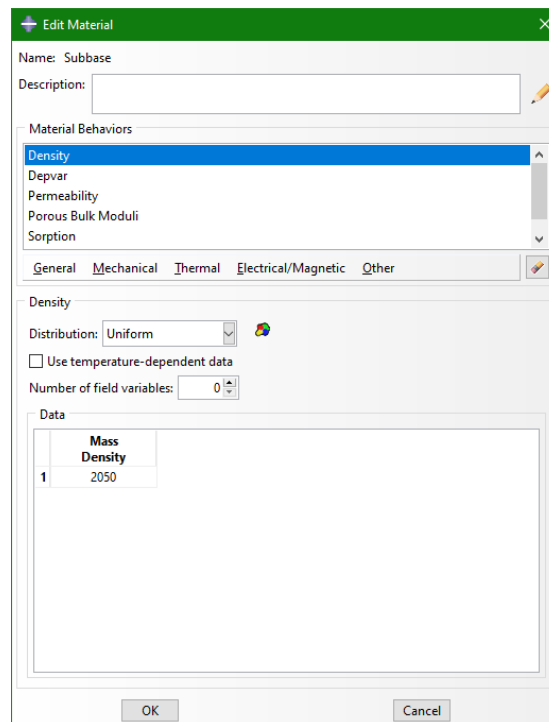


Figura B.6. Exemplo das propriedades inseridas para a camada de Sub-base

Em seguida, foram criadas as seções para cada tipo de material, usando o ícone *Create Section* no menu secundário. Usando o ícone *Assign Section*, também localizado no menu secundário, as seções foram atribuídas ao CBUQ, base, sub-base e subleito, atribuindo, assim, propriedades a essas partes que compõem o modelo desenvolvido e implementado no ABAQUS.

B2.3 Módulo Assembly

Com as seções criadas e as propriedades definidas, a próxima etapa foi montar a estrutura do modelo utilizando o módulo *Assembly*, no ícone *Create Instance* do menu secundário. Na tela ilustrada pela Figura B.7., foi selecionada a opção de *Independent (mesh on instance)*, para poder gerar a malha posteriormente.

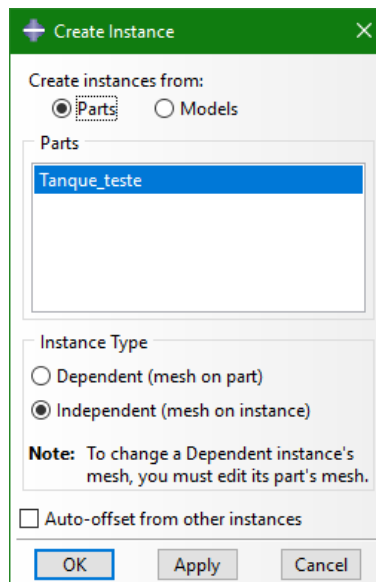
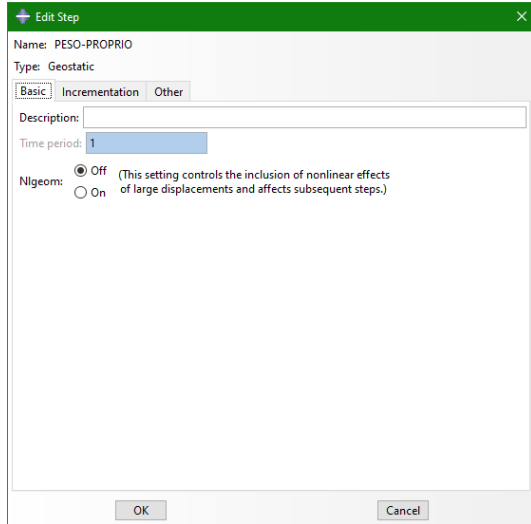


Figura B.7. Exemplo da janela para criar *instance* no ABAQUS

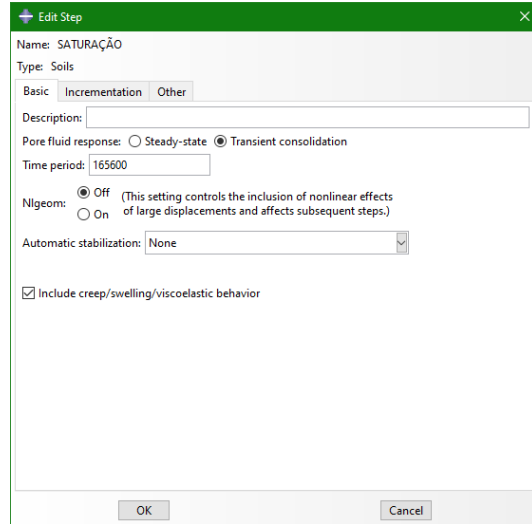
B2.4 Módulo Step

Depois de montar a estrutura do pavimento no módulo *Assembly*, foi criada a sequência de passos ou etapas que fazem parte da análise, incluindo a duração de cada um dos passos e o intervalo ou frequência dos incrementos aplicados no módulo *Step*. O ABAQUS já determina um *step* ou fase inicial, que representa o modelo antes de qualquer carregamento ou acondicionamento. Para criar os *steps* ou etapas do modelo, foi usado o ícone *Create Step*, no menu secundário. Foram consideradas três etapas para os modelos:

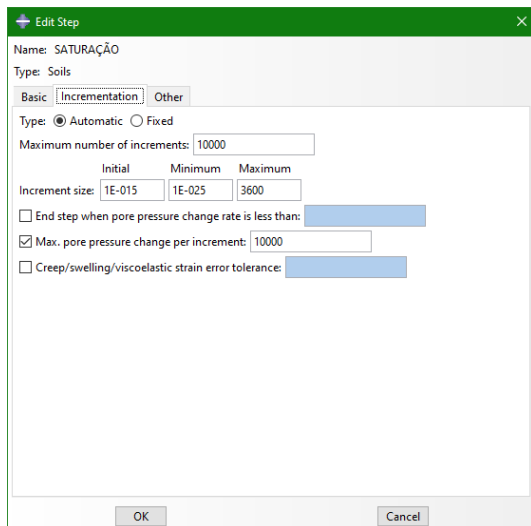
- **Peso próprio:** primeira etapa da simulação relacionada com uma análise Geostática (*Geostatic*) da estrutura do pavimento. Para qualquer análise que considera saturação, é necessário incluir essa etapa para fornecer ao modelo as condições iniciais (ver Figura B.8a);
- **Saturação:** segunda etapa da simulação relacionada a uma análise transiente do solo (*Soils/Transient*) para representar adequadamente o processo de saturação na estrutura do pavimento. Nesta etapa, foi definido o tempo, em segundos, da etapa de saturação (ver Figura B.8b) e a tolerância dos incrementos que permitisse uma convergência na análise. Foram realizados testes variando a quantidade e o tamanho desses incrementos. Com isso, verificou-se a necessidade de usar um número máximo de incrementos de 10000, com valor inicial de 1×10^{-15} , aplicando valores mínimo e máximo de incremento de 1×10^{-25} e 3600 segundos, respectivamente. Também foi necessário limitar a magnitude da variação da poro-pressão para cada incremento (ver Figura B.8c);
- **Carregamento:** terceira etapa da simulação relacionada com a análise do carregamento imposto. Neste modelo, foi adotado um carregamento estático, selecionando a análise *Static, General* (ver Figuras B.8d e B.8e). O ABAQUS pode aplicar o carregamento aos poucos, por incrementos, dividindo a carga pelo tempo total de aplicação. Verificou-se a necessidade de usar um número máximo de incrementos de 10000, com valor inicial de 0,1, porém, com valor mínimo de 1×10^{-5} e valor máximo de tempo de 0,1 segundos (ver Figura B.8e).



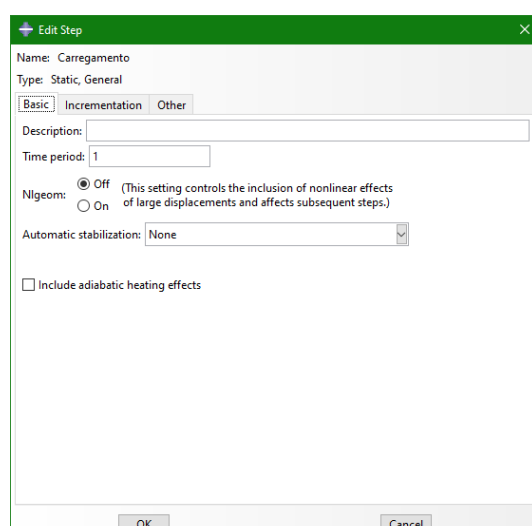
(a)



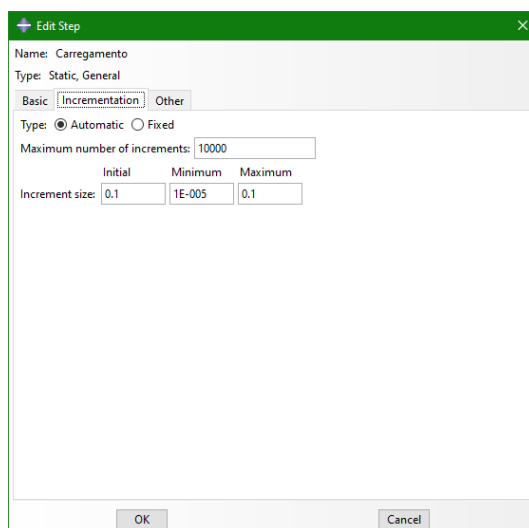
(b)



(c)



(d)

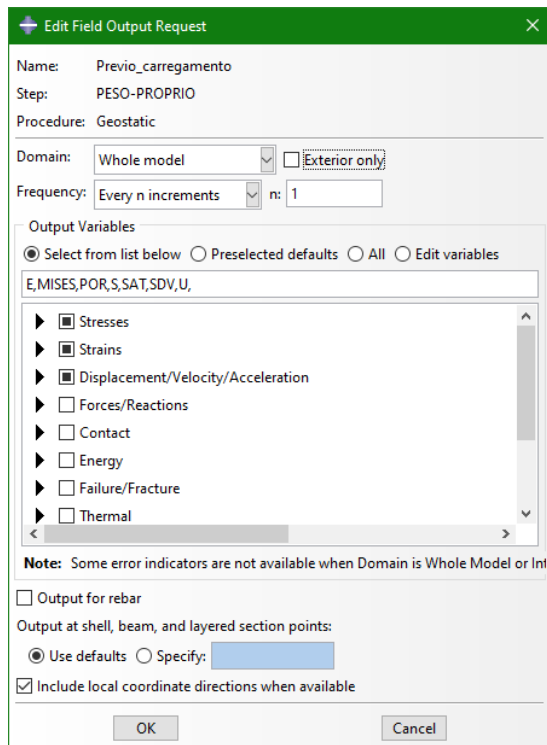


(e)

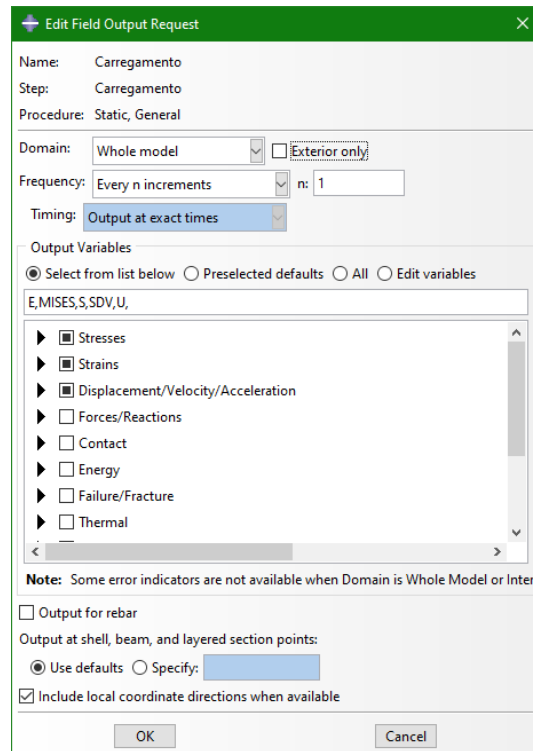
Figura B.8. Exemplos das janelas no módulo *Steps* para as etapas de: (a) “Peso próprio”; (b) e (c) “Saturação”; (d) e (e) “Carregamento”

No menu secundário, nos ícones *Create Field Output* e *Create History Output*, é possível determinar quais parâmetros serão armazenados durante a análise. Os dados armazenados também estão associados a um *step* específico, ou seja, dependendo do tipo de análise feito em cada *step*, existem variáveis que podem estar disponíveis (ou não) para serem armazenadas. Por exemplo, as variáveis associadas à poro-pressão e à saturação (POR e SAT no ABAQUS) só estão disponíveis no *step* de “Saturação”. Já no *step* de “Carregamento”, não é possível selecionar essas variáveis. Por isso, foi necessária a criação de dois relatórios de *Field Output* para ambas etapas.

Por outro lado, como neste estudo foi utilizada uma sub-rotina UMAT, foi necessário incluir também as variáveis *General/Depvar*, as quais permitem que as variáveis de saída (SDV) possam ser selecionadas entre os dados que podem ser salvos no *Field Output*. Desta forma, foram determinadas as tensões, as deformações, as variáveis SDVs (ver Tabela B.3), as saturações e as poro-pressões (ver Figura B.9).



(a)



(b)

Figura B.9. Exemplos das janelas do *Field Output* para as variáveis a serem armazenadas: (a) durante os *steps* de “Peso próprio” e “Saturação”; (b) durante o *step* de “Carregamento”

B2.5 Módulo *Mesh*

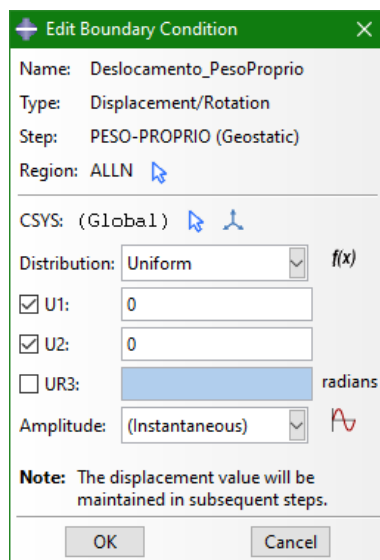
Antes do módulo de carregamento *Load*, foi necessário determinar a malha de elementos a partir de uma análise de convergência para definir a dimensão apropriada dos elementos. Na seção 3.3.1 são descritos os detalhes deste processo que otimiza o tempo de processamento, mantendo a confiabilidade das respostas. Optou-se pelo uso de elementos de quatro nós axissimétricos sem integração reduzida (CAX4P) do ABAQUS para os elementos finitos das camadas de subleito e sub-base, pois esse tipo de elemento permite avaliar as respostas de saturação, poro-pressão, tensão e deformação necessários para essa tese. Para os elementos finitos das camadas de base e CBUQ, foram selecionados elementos do ABAQUS de quatro nós axissimétricos, sem integração reduzida (CAX4), que permitem avaliar tensão e deformação.

Para aplicar a malha de elementos finitos no módulo *Mesh*, foi selecionada a opção de *Element Type*, para determinar o tipo de elemento, sendo estabelecido: a) o uso do

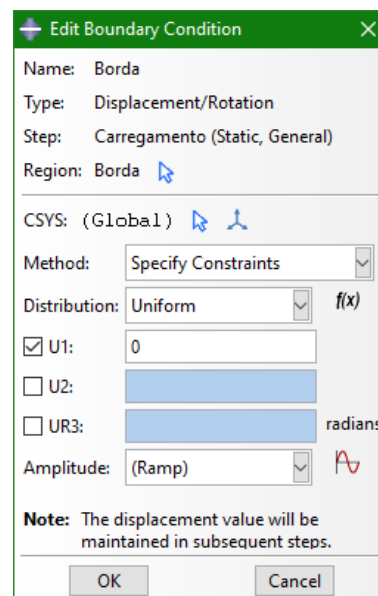
Standard, *Pore Fluid/Stress* e *Linear*, para os elementos CAX4P; b) o uso do *Standard*, *Axysymmetric Stress* e *Linear*, para os elementos CAX4. Usando o ícone *Seed Edges*, foram adicionadas as dimensões desejadas para a malha em cada uma das camadas. Depois de adicionadas, clicou-se em *Mesh Part* para gerar a malha.

B2.6 Módulo Load

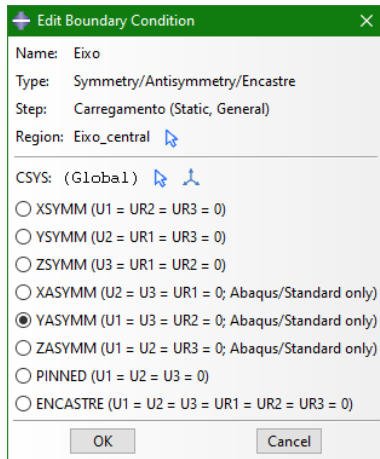
A próxima etapa foi criar as condições de contorno (de carregamento e de restrição ao movimento) e as condições iniciais no módulo *Load*. Inicialmente, foram definidas as condições de contorno de restrição ao movimento para o modelo proposto: a base da camada de subleito engastada; as laterais das camadas de subleito, sub-base, base e revestimento de CBUQ impedidas de se moverem na direção horizontal; e, no eixo de axissimetria, os deslocamentos nas direções X e Z e as rotações no eixo Y impedidos. No item *Create Boundary Conditions*, do menu secundário, constam estas opções. É importante destacar que as condições de contorno podem mudar de um *step* para outro, dependendo do fenômeno a ser simulado. A Figura B.10 mostra algumas das condições de contorno impostas no modelo.



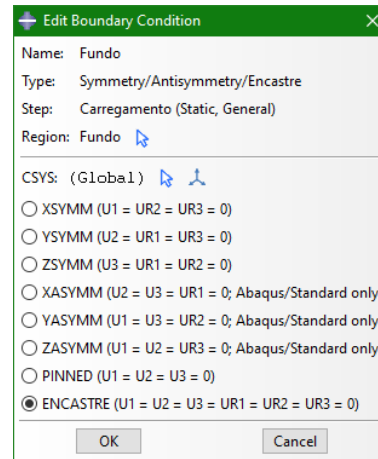
(a)



(b)



(c)



(d)

Figura B.10. Exemplos das condições de contorno relacionadas às restrições de deslocamentos e rotações: (a) deslocamentos na etapa de “Peso próprio”; (b), (c), (d) deslocamentos e rotações na etapa de “Carregamento”

Adicionalmente, foram adotados valores de poro-pressões específicos para representar as condições de equilíbrio do nível de água a ser simulado que afetam as condições de contorno (*Boundary Conditions*) e as condições iniciais (*Predefined Fields*). Para cada uma das condições de equilíbrio do lençol freático, NA, simuladas, foram determinadas as condições iniciais, para o estado de tensão efetiva, calculadas a partir da densidade dos materiais secos e do nível da água correspondente à saturação inicial, ao índice de vazios e das poro-pressões iniciais, usando condições de equilíbrio e o princípio da tensão efetiva. É importante mencionar que é necessário especificar as condições iniciais adequadamente para esse tipo de problema. Caso contrário, o sistema pode estar tão desequilibrado inicialmente que pode falhar no começo porque não podem ser encontradas soluções convergentes.

Desta maneira, foram feitos os cálculos mostrados nas Tabelas B.4, B.5 e B.6, os quais foram baseados na Figura B.11 para o cálculo das condições iniciais. Este cálculo foi utilizado nas simulações apresentadas na secção 4.3.

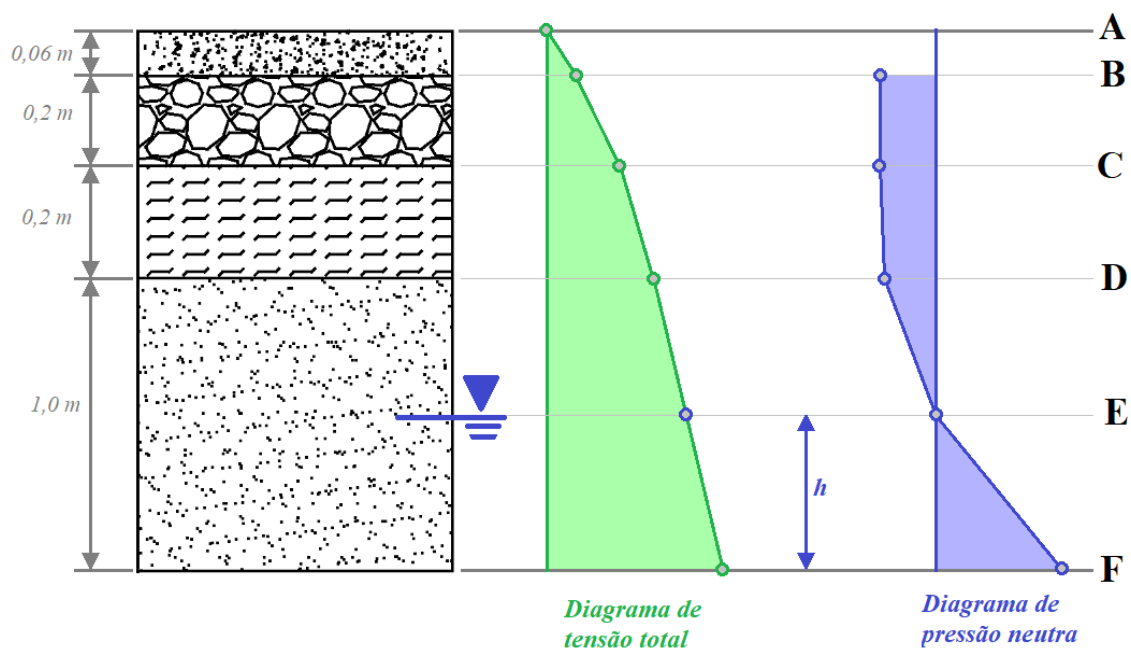


Figura B.11. Diagrama de tensões totais e pressão neutra para a determinação das condições iniciais dos modelos de equilíbrio do nível de água NA

Tabela B.4. Exemplo de cálculo das condições iniciais para as condições de equilíbrio do nível de água NA1 e NA2

			Condição NA1		Condição NA2		
			Altura NA, h (m)	0	Altura NA, h (m)	0	
			Tensão total	Pressão neutra	Tensão total	Pressão neutra	
Revestimento	Propriedade		Ponto A	0,00	0,00	0,00	-6445,37
	δ (kg/m ³)	2378	[Pa]	$2378)(0,06)(9,81)=$	-	$2378)(0,06)(9,81)=$	-6445,37
	Espessura (m)	0,06	Ponto B	1399,69	0,00	1399,69	-6445,37
Base	δ (kg/m ³)	2130	[Pa]	$1399,69 +$ $(2130)(0,2)(9,81)$ $=$	-	$1399,69 +$ $(2130)(0,2)(9,81)$ $=$	-6445,37
	Espessura (m)	0,2	Ponto C	5578,75	0,00	5578,75	-6445,37
Sub-base	δ (kg/m ³)	2050	[Pa]	$5578,75 +$ $(2050)(0,2)(9,81)$ $=$	-	$5578,75 +$ $(2050)(0,2)(9,81)$ $=$	-5018,8 - $(0,7271)(0,2)(9,81)$ $=$ $1)(1000)=$
	Espessura (m)	0,2	Ponto D	9600,85	0,00	9600,85	-5018,80
Subleito	δ (kg/m ³)	1970	[Pa]	-	-	-	$(0,5116)(1)(9,81)$ $(1000)=$
	Espessura (m)	1	Ponto E	-	-	-	-
	% Saturação*	0,5116	[Pa]	$9600,85 +$ $(1970)(1)(9,81)=$	-	$9600,85 +$ $(1970)(1)(9,81)=$	-
			Ponto F	28926,55	0,00	28926,55	0,00

Tabela B.5. Exemplo de cálculo das condições iniciais para as condições de equilíbrio do nível de água NA3 e NA4

		Condição NA3		Condição NA4		
		Altura NA, h (m)	0,5	Altura NA, h (m)	1	
		<i>Tensão total</i>	<i>Pressão neutra</i>	<i>Tensão total</i>	<i>Pressão neutra</i>	
Revestimento	Propriedade	Ponto A	0,00	-3935,97	0,00	-1426,57
	δ (kg/m ³) 2378	[Pa]	$2378(0,06)(9,81)=$	-3935,97	$2378(0,06)(9,81)=$	-1426,57
	Espessura (m) 0,06	Ponto B	1399,69	-3935,97	1399,69	-1426,57
Base	δ (kg/m ³) 2130	[Pa]	$1399,69 +$ $(2130)(0,2)(9,81)$ $=$	-3935,97	$1399,69 +$ $(2130)(0,2)(9,81)$ $=$	-1426,57
	Espessura (m) 0,2	Ponto C	5578,75	-3935,97	5578,75	-1426,57
Sub-base	δ (kg/m ³) 2050	[Pa]	$5578,75 +$ $(2050)(0,2)(9,81)$ $=$	$-2509,4 -$ $(0,7271)(0,2)(9,8$ $1)(1000)=$	$5578,75 +$ $(2050)(0,2)(9,81)$ $=$	$0 -$ $(0,7271)(0,2)(9,8$ $1)(1000)=$
	Espessura (m) 0,2					
	% Saturação* 0,7271	Ponto D	9600,85	-2509,40	9600,85	0,00
Subleito	δ (kg/m ³) 1970	[Pa]	$9600,85 +$ $(1970)(0,5)(9,81)$ $=$	$0 -$ $(0,5116)(0,5)(9,8$ $1)(1000)=$	-	$9810 -$ $(1)(9,81)(1000)=$
	Espessura (m) 1	Ponto E	19263,70	0,00	-	-
	% Saturação* 0,5116	[Pa]	$19263,7 +$ $(1970)(0,5)(9,81)$ $=$	$4905 -$ $(0,5)(9,81)(1000)$ $=$	$9600,85 + (1970 -$ $1000)(1)(9,81)=$	-
		Ponto F	28926,55	4905,00	19116,55	9810,00

Tabela B.6. Exemplo de cálculo das condições iniciais para as condições de equilíbrio do nível de água NA5 e NA6

		Condição NA5		Condição NA6		
		Altura NA, h (m)	0,5	Altura NA, h (m)	0	
		<i>Tensão total</i>	<i>Pressão neutra</i>	<i>Tensão total</i>	<i>Pressão neutra</i>	
Revestimento	δ (kg/m ³) 2378	Ponto A	0,00	-3935,97	0,00	-6445,37
	Espessura (m) 0,06	[Pa]	$2378(0,06)(9,81)=$	-3935,97	$2378(0,06)(9,81)=$	-6445,37
		Ponto B	1399,69	-3935,97	1399,69	-6445,37
Base	δ (kg/m ³) 2130	[Pa]	$1399,69 +$ $(2130)(0,2)(9,81)$ $=$	-3935,97	$1399,69 +$ $(2130)(0,2)(9,81)$ $=$	-6445,37
	Espessura (m) 0,2	Ponto C	5578,75	-3935,97	5578,75	-6445,37
Sub-base	δ (kg/m ³) 2050	[Pa]	$5578,75 +$ $(2050)(0,2)(9,81)$ $=$	$-2509,4 -$ $(0,7271)(0,2)(9,8$ $1)(1000)=$	$5578,75 +$ $(2050)(0,2)(9,81)$ $=$	$-5018,8 -$ $(0,7271)(0,2)(9,8$ $1)(1000)=$
	Espessura (m) 0,2					
	% Saturação* 0,7271	Ponto D	9600,85	-2509,40	9600,85	-5018,80
Subleito	δ (kg/m ³) 1970	[Pa]	$9600,85 +$ $(1970)(0,5)(9,81)$ $=$	$0 -$ $(0,5116)(0,5)(9,8$ $1)(1000)=$	-	$(0,5116)(1)(9,81)$ $(1000)=$
	Espessura (m) 1	Ponto E	19263,70	0,00	-	-
	% Saturação* 0,5116	[Pa]	$19263,7 + (1970 -$ $1000)(0,5)(9,81)$ $=$	$4905 -$ $(0,5)(9,81)(1000)$ $=$	$9600,85 + (1970 -$ $1000)(1)(9,81)=$	-
		Ponto F	24021,55	4905,00	19116,55	0,00

Como exemplo, na Figura B.12 são apresentadas as janelas das condições iniciais adotadas para o caso da condição de equilíbrio do nível de água NA3, que consideram:

- *Geoestático*: estado de tensões associado ao diagrama de tensão total e às Tabelas B.4, B.5 ou B.6, dependendo da condição NA avaliada.
- *Porosity_Pressure_Subbase*: poro-pressão nos nós da camada de sub-base antes da etapa de saturação. Os valores das poro-pressões devem estar dentro da faixa de sucções da curva característica da sub-base (ver Tabela B.2). Os valores das coordenadas verticais dependem da geometria da estrutura do pavimento.
- *Porosity_Pressure_Subleito_Saturado*: poro-pressão nos nós saturados da camada de subleito antes da etapa de saturação. Os valores das poro-pressões devem ser representativos do diagrama de pressão neutra mostrados nas Tabelas B.4, B.5 ou B.6, dependendo da condição NA avaliada. Os valores das coordenadas verticais dependem da geometria da estrutura do pavimento.
- *Porosity_Pressure_Subleito_Seco*: poro-pressão nos nós secos da camada de subleito antes da etapa de saturação. Os valores das poro-pressões devem estar dentro da faixa de sucções da curva característica do subleito (ver Tabela B.2). Os valores das coordenadas verticais dependem da geometria da estrutura do pavimento.
- *Saturation_Subbase*: grau de saturação na camada de sub-base antes da etapa de saturação. Neste caso, corresponde ao grau de saturação associado à umidade ótima de compactação.
- *Saturation_Subleito_Saturado*: grau de saturação na parte saturada da camada de subleito antes da etapa de saturação.
- *Saturation_Subleito_Seco*: grau de saturação na parte seca da camada de subleito antes da etapa de saturação. Neste caso, corresponde ao grau de saturação associado à umidade ótima de compactação.
- *Void_Ratio_Subbase*: índice de vazios na camada de sub-base (ver Tabela B.2).
- *Void_Ratio_Subleito*: índice de vazios na camada de subleito (ver Tabela B.2).

Edit Predefined Field

Name: Geostatico
 Type: Geostatic stress
 Step: Initial
 Region: Pav_completo

Stress magnitude 1: 0
 Vertical coordinate 1: 1.46
 Stress magnitude 2: 28927
 Vertical coordinate 2: 0
 Lateral coefficient 1: 0
 Lateral coefficient 2
 Use lateral coefficient 1 value
 Specify:

OK Cancel

(a)

Edit Predefined Field

Name: Pore_Pressure_Subbase
 Type: Pore pressure
 Step: Initial
 Region: Nos_Subbase

Point 1 distribution: Uniform $f(x)$
 Elevation distribution: Constant Linear
 Pore pressure 1: -9500
 Vertical coordinate 1: 1.2
 Point 2 distribution: Uniform $f(x)$
 Pore pressure 2: -5
 Vertical coordinate 2: 1

OK Cancel

(b)

Edit Predefined Field

Name: Pore_Pressure_Subleito_Saturado
 Type: Pore pressure
 Step: Initial
 Region: Nos_Subleito_Saturados

Point 1 distribution: Uniform $f(x)$
 Elevation distribution: Constant Linear
 Pore pressure 1: 0
 Vertical coordinate 1: 0.5
 Point 2 distribution: Uniform $f(x)$
 Pore pressure 2: 4905
 Vertical coordinate 2: 0

OK Cancel

(c)

Edit Predefined Field

Name: Pore_Pressure_Subleito_Seco
 Type: Pore pressure
 Step: Initial
 Region: Nos_Subleito_Secos

Point 1 distribution: Uniform $f(x)$
 Elevation distribution: Constant Linear
 Pore pressure 1: -9000
 Vertical coordinate 1: 1
 Point 2 distribution: Uniform $f(x)$
 Pore pressure 2: -25
 Vertical coordinate 2: 0.5

OK Cancel

(d)

Name: Saturation_Subbase
 Type: Saturation
 Step: Initial
 Region: Nos_Subbase
 Distribution: Uniform $f(x)$
 Saturation: 0.7271

(e)

Name: Saturation_Subleito_Saturado
 Type: Saturation
 Step: Initial
 Region: Nos_Subleito_Saturados
 Distribution: Uniform $f(x)$
 Saturation: 1

(f)

Name: Saturation_Subleito_Seco
 Type: Saturation
 Step: Initial
 Region: Nos_Subleito_Secos
 Distribution: Uniform $f(x)$
 Saturation: 0.5116

(g)

Name: Void_Ratio_Subbase
 Type: Void ratio
 Step: Initial
 Region: Nos_Subbase
 Point 1 distribution: Uniform $f(x)$
 Elevation distribution: Constant Linear
 Voids ratio 1: 0.42

(h)

Name: Void_Ratio_Subleito
 Type: Void ratio
 Step: Initial
 Region: Nos_Subleito
 Point 1 distribution: Uniform $f(x)$
 Elevation distribution: Constant Linear
 Voids ratio 1: 0.43

(i)

Figura B.12. Exemplos das janelas com valores das condições iniciais adotados para o modelo de equilíbrio do nível de água NA3

Uma vez calculadas as condições iniciais, foi necessário adicionar outras condições de contorno aplicáveis nos *steps* de “Peso próprio” e, logo depois, “Saturação” relacionadas com as mudanças que sofrem as poro-pressões entre ambas etapas. Para entender como mudaram as condições de contorno de um *step* para outro *step*, pode-se observar, na Figura B.13, que corresponde ao *Boundary Condition Manager* do modelo para a condição de equilíbrio do nível de água NA3, quando começam e terminam as diferentes condições de contorno impostas ao modelo. Por exemplo, a poro-pressão nos nós da camada do subleito seco no *step* “Peso próprio”, que era igual à sucção na umidade ótima de compactação (ver Figura B.14a), não existe mais no *step* “Saturação”. Logo depois, foram impostas novas condições de contorno para representar o Diagrama de pressão neutra esperado ao final do *step* de “Saturação”, o qual varia de forma linear desde o nível 0 m (PP_00) até o nível de 0,5 m (PP_50) (ver Figura B.14b e B.14c).

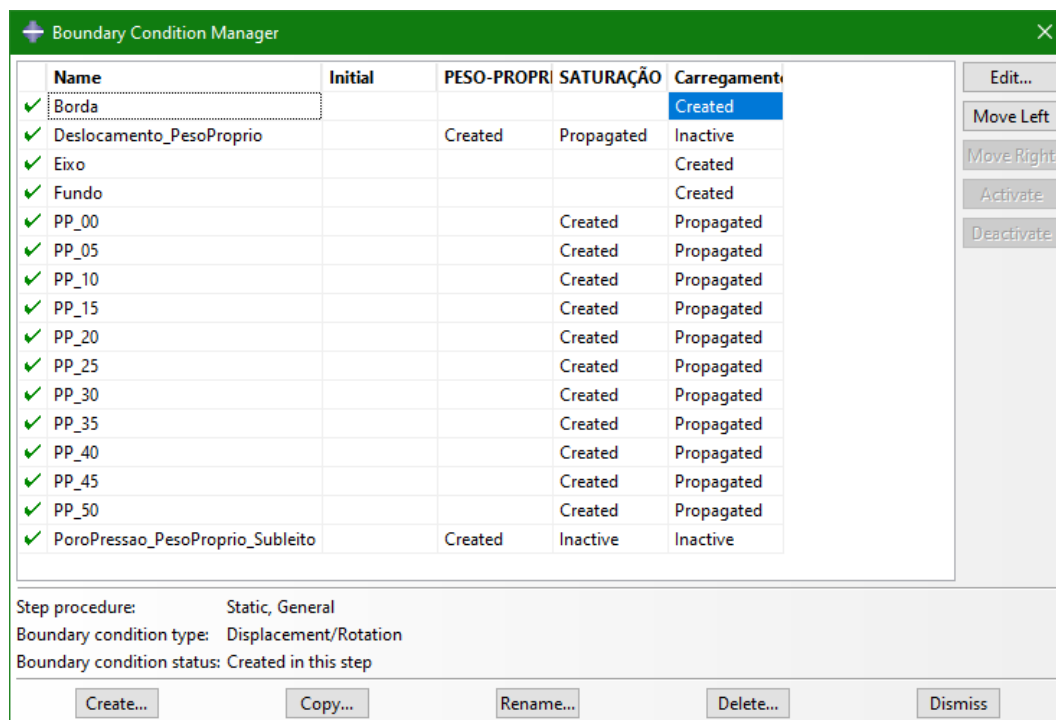
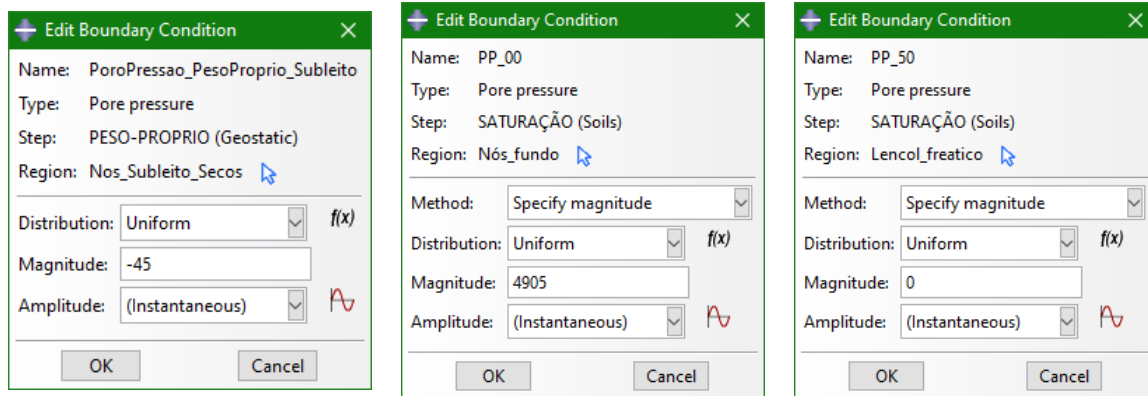


Figura B.13. Exemplos da janela Boundary Condition Manager para condições de contorno adotadas para o modelo de equilíbrio do nível de água NA3



(a)

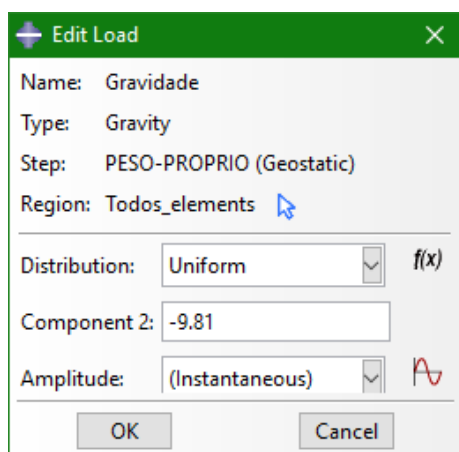
(b)

(c)

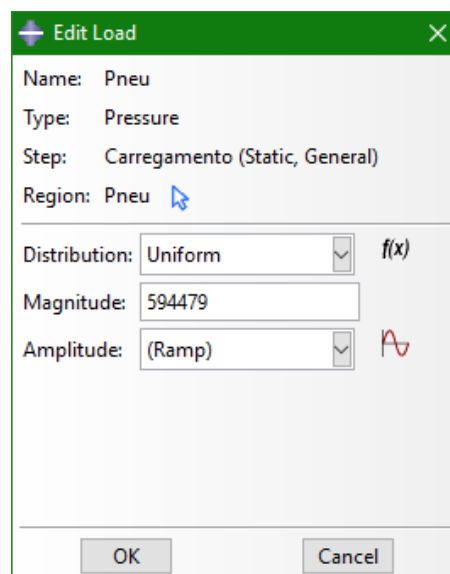
Figura B.14. Exemplos das condições de contorno adotadas para o modelo de equilíbrio do nível de água NA3 da janela

Com as condições iniciais e de contorno relacionadas às restrições de movimento estabelecidas, a próxima etapa foi especificar os carregamentos. Estes podem mudar de um *step* para outro *step*.

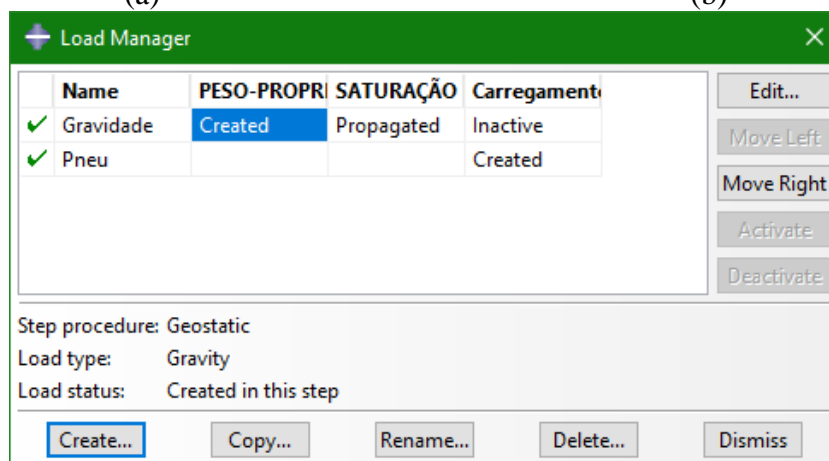
Inicialmente, para os *step* de “Peso próprio” e de “Saturação”, foi aplicado um carregamento de forças gravitacionais. Para simular este carregamento, foi usado o ícone *Create Load*, no menu secundário e foram escolhidos o *Step* “Peso próprio”, a categoria *Mechanical* (mecânico) e o tipo *Gravity* (gravidade). Em seguida, foram selecionados todos os elementos da estrutura do pavimento e foi adotada uma força de 9,81 N. A carga proveniente do tráfego foi representada por um carregamento mecânico estático, do tipo pressão, aplicado na superfície do pavimento localizado no topo da estrutura. Para simular este carregamento, foi usado o ícone *Create Load*, e foram escolhidos o *Step* “Carregamento”, a categoria *Mechanical* (mecânico) e o tipo *Pressure* (pressão). De forma análoga às condições de contorno, pode-se usar o ícone *Load Manager* para administrar os carregamentos entre *steps* ou etapas diferentes da simulação. A Figura B.15 mostra as janelas dos passos descritos.



(a)



(b)



(c)

Figura B.15. Exemplos das condições de carregamento adotadas para o modelo da condição de equilíbrio do nível de água NA3

B2.7 Módulo Job

A última etapa antes do processamento foi criar um *Job*, ou seja, uma tarefa. Uma vez completados todos os módulos anteriores, foi selecionado o ícone *Create Job*, no módulo *Job*. Para que a simulação do modelo utilizasse a UMAT implementada, foi necessário indicar, na aba *General*, o nome e o local onde era possível encontrar o código mostrado no Anexo A (ver Figura B.16). Para as versões do ABAQUS/CAE (6.13-1), do Microsoft Visual Studio (2012) e do Intel Fortran (XE 2013) usadas neste trabalho, a extensão do código deve ser **.for*. Para iniciar a análise, deve-se clicar em *Submit* e, quando a análise for concluída, aparecerá o *status Completed* (concluído). Finalmente, será possível ver os resultados clicando em *Results* para abrir o módulo *Visualization*.

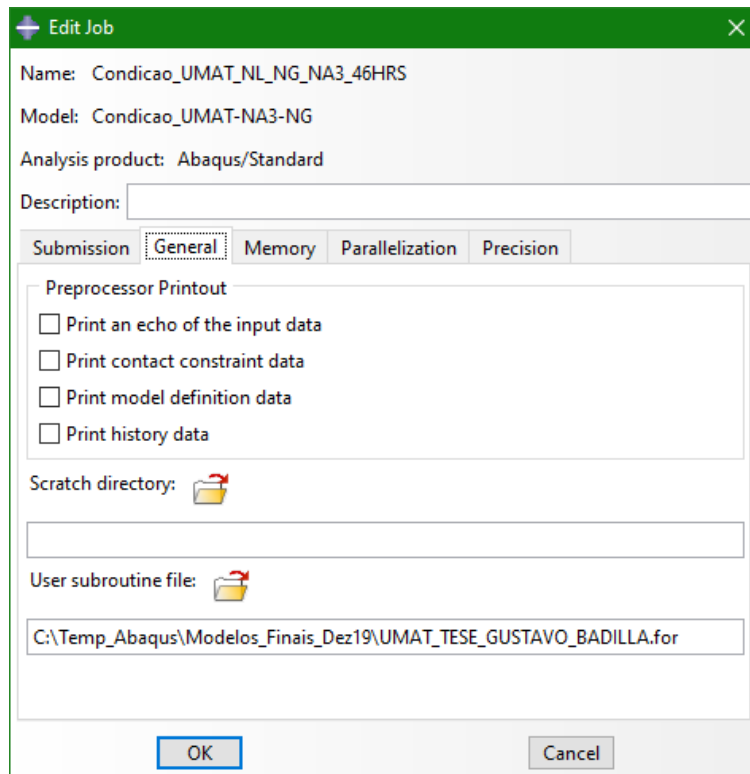


Figura B.16. Exemplo de janela de edição de *Job* para configurar o uso da UMAT implementada

B2.8 Módulo Visualization

No módulo *Visualization*, aparecem os resultados dos gráficos gerados pelo ABAQUS. Ao clicar em *Plot Contours on Deformed Shape*, no menu secundário, aparece a estrutura deformada. No ícone *Contour Options*, pode-se manipular a escala de cores ou dos intervalos. No menu superior, podem ser escolhidas as diferentes variáveis a serem visualizadas.