

UNIVERSIDADE FEDERAL DO CEARÁ
PROGRAMA DE MESTRADO EM ENGENHARIA DE TRANSPORTES

**MODELAGEM DA FORMAÇÃO E PROPAGAÇÃO DE
TRINCAS EM MISTURAS BETUMINOSAS ATRAVÉS DO
MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS**

Felipe Araújo Colares de Freitas

**Dissertação submetida ao Programa de
Mestrado em Engenharia de Transportes da
Universidade Federal do Ceará, como parte dos
requisitos para a obtenção do título de Mestre
em Ciências (M.Sc.) em Engenharia de
Transportes**

ORIENTADOR: Prof. Jorge Barbosa Soares, Ph.D.

Fortaleza
2002

FICHA CATALOGRÁFICA

FREITAS, FELIPE ARAÚJO COLARES DE

Modelagem da Formação e Propagação de Trincas em Misturas Betuminosas Através do Método dos Elementos Finitos. Fortaleza, 2002.

XIV, 76 fl. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Transportes) – Programa de Mestrado em Engenharia de Transportes, Centro de Tecnologia, Universidade Federal do Ceará, Fortaleza, 2002.

1. Transportes – Dissertação

2. Elementos Finitos

3. Elementos de Interface

4. Mecânica da Fratura

5. Mistura Asfáltica

REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

FREITAS, F.A.C. (2002). Modelagem da Formação e Propagação de Trincas em Misturas Betuminosas Através do Método dos Elementos Finitos. Dissertação de Mestrado, Programa de Mestrado em Engenharia de Transportes, Universidade Federal do Ceará, Fortaleza, CE, 76 fl.

CESSÃO DE DIREITOS

NOME DO AUTOR: Felipe Araújo Colares de Freitas

TÍTULO DA DISSERTAÇÃO DE MESTRADO: Modelagem da Formação e Propagação de Trincas em Misturas Betuminosas Através do Método dos Elementos Finitos.

Mestre / 2002

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

Felipe Araújo Colares de Freitas

Rua Israel Bezerra, 886 Apto. 203

60.135-460 – Fortaleza/CE – Brasil

MODELAGEM DA FORMAÇÃO E PROPAGAÇÃO DE TRINCAS EM MISTURAS
BETUMINOSAS ATRAVÉS DO MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

Felipe Araújo Colares de Freitas

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DO PROGRAMA DE
MESTRADO EM ENGENHARIA DE TRANSPORTES DA UNIVERSIDADE FEDERAL
DO CEARÁ COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS À OBTENÇÃO DO
GRAU DE MESTRE EM CIÊNCIAS EM ENGENHARIA DE TRANSPORTES

Aprovada por:

Prof. Jorge Barbosa Soares, Ph.D.
(Orientador)

Prof. Antônio Macário Cartaxo de Melo, D.Sc.
(Examinador Interno)

Prof^ª. Laura Maria Goretti da Motta, D.Sc.
(Examinador Externo)

FORTALEZA, CE – BRASIL
DEZEMBRO DE 2002

DEDICATÓRIA

À minha esposa Dulce e ao meu filho Luca pelo amor, compreensão e dedicação.

Aos meus pais, Luiz César e Elizabete, que sempre estiveram presentes e nunca mediram esforços nem recursos para a minha formação.

Ao meu irmão Raphael e a minha irmã Camilla, pelo apoio.

Ao meu professor, orientador e amigo, Jorge.

DEDICO.

AGRADECIMENTOS

Agradeço a todos aqueles que de alguma forma contribuíram para a realização desse trabalho.

Entretanto, gostaria de agradecer em especial:

Ao Professor orientador Jorge Barbosa Soares por todo apoio e incentivo durante a realização do trabalho.

À equipe (pesquisadores, laboratoristas, alunos de graduação e alunos de mestrado) do Laboratório de Mecânica dos Pavimentos da UFC, pela ajuda na confecção de corpos de prova, realização de ensaios, suporte técnico e companheirismo durante as jornadas de estudos.

Aos professores do Programa de Mestrado em Engenharia de Transportes – PETRAN, pelas aulas ministradas.

À Agência Nacional do Petróleo – ANP, pelo suporte financeiro.

Ao Professor David H. Allen, pelo incentivo no desenvolvimento do trabalho.

À Petrobras / Lubnor (através dos engenheiros João Augusto Paiva e Genésio Ximenes), pelo apoio, incentivo e fornecimento de material.

Ao Grupo de Tecnologia em Computação Gráfica (TeCGraf – PUC-RIO), pela ajuda na utilização do programa de geração de malhas.

Às famílias França e Bizarria por acreditarem num projeto de vida que inclui este trabalho.

Resumo da Dissertação submetida ao PETRAN/UFC como parte dos requisitos para a obtenção do título de Mestre em Ciências (M.Sc.) em Engenharia de Transportes

**MODELAGEM DA FORMAÇÃO E PROPAGAÇÃO DE TRINCAS EM
MISTURAS BETUMINOSAS ATRAVÉS DO MÉTODO DOS ELEMENTOS
FINITOS**

Felipe Araújo Colares de Freitas

Dezembro / 2002

Orientador: Prof. Jorge Barbosa Soares, Ph.D.

O trincamento das camadas asfálticas de revestimento (capa e binder) em pavimentos flexíveis é apontado como o principal defeito das rodovias brasileiras. Estudos experimentais e numéricos sobre este fenômeno vêm sendo realizados considerando o material como homogêneo. Este trabalho apresenta uma abordagem numérica baseada na Teoria da Mecânica da Fratura na qual considera-se a heterogeneidade do material, sendo o ligante e os agregados tratados separadamente. As simulações realizadas são verificadas e calibradas através de ensaios laboratoriais simples e convencionais. O estudo trata da formação e propagação de trincas sob carregamentos monotônicos e aponta para uma nova forma de simulação do fenômeno de fadiga de misturas. É ainda discutida a utilização de uma abordagem multi-escala, na qual o dano observado na forma da propagação de trincas na escala local pode ser considerado numa escala global compatível com o pavimento real.

Abstract of Thesis submitted to PETRAN/UFC as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Master of Science (M.Sc.) in Transportation Engineering

TITLE

Felipe Araújo Colares de Freitas

December / 2002

Advisor: Prof. Jorge Barbosa Soares, Ph.D.

Cracking in the asphaltic layers has been pointed out as the major pavement distress in Brazilian roadways. Typically, no consideration for the material heterogeneity has been given on previous studies. This work presents a numerical method of analysis, based on the theory of fracture mechanics, in which the asphaltic mixture is considered heterogeneous. The binder and the aggregates are treated as separate elements. The simulations performed can be verified and calibrated with simple and conventional laboratory tests. The study investigates crack formation and evolution under monotonic loading. Nevertheless, it also outlines a new method of analysis for fatigue of asphaltic mixtures. It is also discussed the use of a multiscale methodology, in which the damage due to cracking in the local scale can be considered in a global analysis at the actual pavement scale.

SUMÁRIO

CAPÍTULO 1	
INTRODUÇÃO	1
1.1 PROBLEMA DE PESQUISA	2
1.2 OBJETIVOS	3
1.3 ESTRUTURA DO TRABALHO	3
CAPÍTULO 2	
REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	5
2.1 TRINCAMENTO DE MISTURAS BETUMINOSAS EM PAVIMENTOS FLEXÍVEIS	6
2.2 TEORIA DA MECÂNICA DA FRATURA	7
2.3 ESCALAS LOCAL E GLOBAL	11
2.4 MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS	14
2.5 ELEMENTOS DE INTERFACE	17
CAPÍTULO 3	
METODOLOGIA	19
3.1 MISTURA ASFÁLTICA	21
3.2 ENSAIO DE COMPRESSÃO DIAMETRAL À DEFORMAÇÃO CONTROLADA	24
3.3 ANÁLISE COMPUTACIONAL	26
3.3.1 Pré-processamento.....	26
3.3.2 Processamento.....	29
3.3.3 Pós-processamento	31
3.4 CALIBRAÇÃO DO MODELO COMPUTACIONAL	31
3.5 SENSIBILIDADE DA MALHA DE ELEMENTOS FINITOS	33
CAPÍTULO 4	
RESULTADOS	34
4.1 AREIA ASFALTO USINADA A QUENTE	35
4.1.1 AAUQ a 0°C.....	36
4.1.2 AAUQ a 0°C pré-trincado	39
4.1.3 AAUQ a 25°C.....	44

4.1.4 AAUQ a 25°C pré-trincado	45
4.2 CONCRETO BETUMINOSO USINADO A QUENTE.....	48
4.2.1 CBUQ a 0°C.....	50
4.2.2 CBUQ a 0°C pré-trincado	56
4.2.3 CBUQ a 25°C.....	58
4.2.4 CBUQ a 25°C pré-trincado.....	65
CAPÍTULO 5	
CONCLUSÕES.....	68
5.1 SUGESTÕES DE FUTURAS PESQUISAS	69
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	71

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1: Comportamento do material no teste de ruptura a deformação controlada (tensão \times deslocamento); (a) material frágil, (b) material <i>quasi-frágil</i> (SOARES, 1997).....	6
Figura 2.2: Zona coesiva	9
Figura 2.3: Modelos constitutivos para a zona coesiva (SOARES, 1997)	9
Figura 2.4: Análise local e global	13
Figura 2.5: Exemplo de discretização de um objeto em uma malha de elementos finitos.....	14
Figura 2.6: Alguns tipos de elementos finitos	15
Figura 2.7: Exemplo da geração automática da malha de elementos finitos pelo Mtool; (a) quadrática bilinear; (b) triangular bilinear; (c) triangulação; (d) quadrilateral.....	16
Figura 2.8: Geração da deformada da malha de elementos finitos para uma viga bi-apoiada com uma carga no centro	16
Figura 2.9: Representação esquemática do elemento de interface (nós 2 e 3) aplicado a uma malha de uma viga bi-apoiada (nós 1 e 4) com carregamento central (nó 6)	18
Figura 3.1: Corpo de prova de mistura asfáltica tipo CBUQ; (a) corpo de prova padrão (10,16 cm de diâmetro por 6,3 cm de altura); (b) seção transversal do corpo de prova.....	19
Figura 3.2: Corpo de prova de mistura asfáltica tipo CBUQ pré-trincado	20
Figura 3.3: Digitalização do corpo de prova e confecção da malha de elementos finitos; (a) corpo de prova digitalizado; (b) malha de elementos finitos.....	21
Figura 3.4: Curvas granulométricas do AAUQ	22
Figura 3.5: Curvas granulométricas do CBUQ.....	23
Figura 3.6: Molde para a confecção de corpos de prova pré-trincados; (a) base do molde com a haste inserida; (b) cabeça do soquete com a fenda.....	23
Figura 3.7: Dimensões da pré-trinca inserida nos corpos de prova	24
Figura 3.8: Ensaio de módulo de resiliência.....	25

Figura 3.9: Etapas do processo de geração da malha de elementos finitos; (a) digitalização; (b) geometria; (c) sub-regiões; (d) pré-definição da linha de ruptura; (e) sub-divisão; (f) malha	27
Figura 3.10: Malha de elementos finitos para AAUQ	27
Figura 3.11: Tipos de discontinuidades da mistura heterogênea.....	29
Figura 3.12: Modelo esquemático para cálculo da força de reação mediante a aplicação de um deslocamento	30
Figura 3.13: Representação esquemática para cálculo do MR numérico	32
Figura 4.1: Seções transversais das misturas de AAUQ; (a) malha de elementos finitos – A1; (b) corpo de prova real.....	36
Figura 4.2: Seções transversais das misturas de AAUQ pré-trincadas; (a) malha de elementos finitos – A2; (b) corpo de prova real pré-trincado.....	36
Figura 4.3: Resultados experimentais do ensaio de deformação controlada em compressão diametral para o AAUQ a 0 °C.....	37
Figura 4.4: Simulação numérica ´ experimento a 0°C; (a) AAUQ: w_c fixo; (b) AAUQ: s_{max} fixo	38
Figura 4.5: Simulação do ensaio de compressão diametral num corpo de prova homogêneo a 0 °C; (a) $F = 0$ kgf (0 seg); (b) $F = 1.770$ kgf = 68% F_{max} (4 seg); (c) $F = 2.594$ kgf = 100% F_{max} (6 seg)	39
Figura 4.6: Trinca formada na mistura de AAUQ após a realização do ensaio de deformação controlada a 0°C	39
Figura 4.7: Resultados experimentais do ensaio de deformação controlada em compressão diametral para o AAUQ a 0°C pré-trincado	40
Figura 4.8: Simulação do ensaio de compressão diametral num corpo de prova homogêneo pré-trincado 0°C; (a) $F = 0$ kgf (0 seg); (b) $F = 1.283$ kgf = 61% F_{max} (3 seg); (c) $F = 2.134$ kgf = 100% F_{max} (5 seg).....	41
Figura 4.9: Simulação numérica ´ experimento a 0°C pré-trincado; (a) AAUQ: w_c fixo; (b) AAUQ: s_{max} fixo	41
Figura 4.10: Trinca formada na mistura de AAUQ após a realização do ensaio de deformação controlada a 0°C na mistura pré-trincada	42
Figura 4.11: Malhas de elementos finitos; (a) malha A3; (b) malha A4	42
Figura 4.12: Análise de sensibilidade de malhas de elementos finitos a 0°C; (a) malhas A1 e A3; (b) malhas pré-trincadas A2 e A4	43

Figura 4.13: Propagação de trincas; (a) malha A3; (b) malha A4	43
Figura 4.14: Resultados experimentais do ensaio de deformação controlada em compressão diametral para o AAUQ a 25°C.....	44
Figura 4.15: Simulação numérica do experimento a 25°C; (a) AAUQ: w_c fixo; (b) AAUQ: s_{max} fixo	45
Figura 4.16: Simulação do ensaio de compressão diametral num corpo de prova homogêneo a 25°C; (a) $F = 0$ kgf (0 seg); (b) $F = 546$ kgf = 76% F_{max} (3 seg); (c) $F = 723$ kgf = 100% F_{max} (4 seg)	45
Figura 4.17: Resultados experimentais do ensaio de deformação controlada em compressão diametral para o AAUQ a 25°C pré-trincado	46
Figura 4.18: Simulação do ensaio de compressão diametral num corpo de prova homogêneo pré-trincado a 25°C; (a) $F = 0$ kgf (0 seg); (b) $F = 531$ kgf = 75% F_{max} (3 seg); (c) $F = 705$ kgf = 100% F_{max} (4 seg).....	47
Figura 4.19: Simulação numérica do experimento a 25°C pré-trincado; (a) AAUQ: w_c fixo; (b) AAUQ: s_{max} fixo	47
Figura 4.20: Análise de sensibilidade de malhas de elementos finitos a 25°C; (a) malhas A1 e A3; (b) malhas pré-trincadas A2 e A4	48
Figura 4.21: Seções transversais das misturas de CBUQ; (a) malha de elementos finitos – C1; (b) corpo de prova real.....	49
Figura 4.22: Seções transversais das misturas de CBUQ pré-trincadas; (a) malha de elementos finitos – C2; (b) corpo de prova real pré-trincado.....	50
Figura 4.23: Resultados experimentais do ensaio de compressão diametral a deformação controlada para misturas de CBUQ a 0°C.....	51
Figura 4.24: Simulação numérica do experimento do CBUQ a 0°C; (a) s_{max} do agregado fixo; (b) s_{max} do ligante fixo	52
Figura 4.25: Simulação do ensaio de compressão diametral num corpo de prova heterogêneo a 0°C; (a) $F = 0$ kgf (0 seg); (b) $F = 3.303$ kgf = 77% F_{max} (5 seg); (c) $F = 3.917$ kgf = 100% F_{max} (6 seg)	52
Figura 4.26: Trinca formada na mistura de CBUQ a 0°C após o rompimento	53
Figura 4.27: Rotações no sentido anti-horário da malha C1; (a) 70 graus; (b) 115 graus	53
Figura 4.28: Seções transversais da mistura de CBUQ; (a) malha de elementos finitos – C3; (b) corpo de prova real.....	54

Figura 4.29: Sensibilidade de malhas para as rotações	54
Figura 4.30: Malhas C1 rotacionadas, após o simulação numérica; (a) C1-70; (b) C1-115	55
Figura 4.31: Sensibilidade entre as malhas C1 e C3.....	55
Figura 4.32: Malha C3 após a simulação numérica	56
Figura 4.33: Resultados experimentais do ensaio de compressão diametral a deformação controlada para misturas de CBUQ a 0°C.....	57
Figura 4.34: Simulação numérica ´ experimento do CBUQ a 0°C pré-trincado; (a) s_{max} do agregado fixo; (b) s_{max} do ligante fixo	58
Figura 4.35: Trinca formada na mistura de CBUQ a 0°C pré-trincado; (a) corpo de prova; (b) malha de elementos finitos.....	58
Figura 4.36: Resultados experimentais do ensaio de deformação controlada em compressão diametral para o CBUQ a 25°C	59
Figura 4.37: Simulação numérica ´ experimento do CBUQ a 25°C; (a) s_{max} do agregado fixo; (b) s_{max} do ligante fixo	60
Figura 4.38: Corpo de prova de CBUQ após o ensaio de deformação controlada em compressão diametral a 25°C	61
Figura 4.39: Análises de sensibilidades; (a) rotações da malha C1; (b) malha C3	61
Figura 4.40: Malha de elementos finitos C1-AG.....	62
Figura 4.41: Simulação numérica ´ experimento do CBUQ a 25°C; (a) s_{max} do agregado fixo; (b) s_{max} do ligante fixo	63
Figura 4.42: Malha C1-AG após a simulação numérica	63
Figura 4.43: Rotações no sentido anti-horário da malha C1-AG; (a) 70 graus – C1- AG70; (b) 115 graus – C1-AG115	64
Figura 4.44: Curvas força \times deslocamento obtidos para as rotações da malha C1-AG .	64
Figura 4.45: Malhas de elementos finitos após a simulação numérica; (a) C1-AG70; (b) C1-AG115	65
Figura 4.46: Resultados experimentais do ensaio de deformação controlada em compressão diametral para o CBUQ a 25°C pré-trincado.....	66
Figura 4.47: Simulação numérica ´ experimento do CBUQ a 25°C pré-trincado; (a) s_{max} do agregado fixo; (b) s_{max} do ligante fixo	67

Figura 4.48: Trinca formada na mistura de CBUQ a 25°C pré-trincado; (a) corpo de prova; (b) malha de elementos finitos..... 67

LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1: Limites de V_v e RBV para a Faixa C (DNER).....	22
Tabela 3.2: Parâmetros utilizados nas misturas	28
Tabela 4.1: Valores de RT obtidos através das análises experimentais e numéricas	34
Tabela 4.2: Valores de MR obtidos através das análises experimentais e numéricas	34
Tabela 4.3: Valores de s_{max} utilizados para a análise de sensibilidade das malhas de elementos finitos com a linha de ruptura ao longo do diâmetro solicitado.....	61
Tabela 4.4: Valores de s_{max} utilizados para a análise de sensibilidade das malhas de elementos finitos com a linha de ruptura ao redor dos agregados	65

LISTA DE SÍMBOLOS, NOMENCLATURA E ABREVIACÕES

SÍMBOLOS

ν – Parâmetro adimensional que acopla os deslocamentos normal e tangenciais

ν – Coeficiente de Poisson

s – Tensão de coesão máxima

s_{max} – Tensão de coesão máxima

s_{t1} e s_{t2} – Tensões de tração horizontais no centro do corpo de prova

NOMECLATURA

D – Diâmetro do corpo de prova

De_1 e De_2 – Deslocamentos horizontais

$Diam$ – Diâmetro do corpo de prova

E – Módulo de Elasticidade

Esp – Espessura do corpo de prova

F – Força aplicada

{F} – Vetor de forças

[K] – Matriz de rigidez

K_I – Fator de intensidade de tensão

K_{Ic} – Fator de Intensidade de tensão crítico

K_n e K_t – Rigidezes normal e tangencial do elemento de interface nodal tangencial

T_n e T_t – Tensões coesivas normal e tangencial

{u} – Vetor de incógnitas

u_n – Deslocamento normal

u_t e u_s – Deslocamentos tangenciais

w – Distância de separação

w_c – Máxima distância de separação

ABREVIACÕES

AAUQ – Areia Asfalto Usinada à Quente

ANP – Agência Nacional do Petróleo

CAP – Cimento Asfáltico de Petróleo
CBUQ – Concreto Betuminoso Usinado à Quente
DNER – Departamento Nacional de Estradas e Rodagem
DRF – Distrito Rodoviário Federal
LEFM – *Linear Elastic Fracture Mechanics*
MEF – Método dos Elementos Finitos
Mtool – *Mesh Tool* (programa computacional de geração de malhas de elementos finitos)
MR – Módulo de Resiliência
MZC – Modelo de Zona Coesiva
RBV – Relação Betume Vazios
RT – Resistência à Tração Estática
TeCGraf – Grupo de Tecnologia em Computação Gráfica da PUC-Rio
TMF – Teoria da Mecânica da Fratura
Vv – Volume de Vazios
ZC – Zona Coesiva

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

Os principais tipos de deterioração de pavimentos flexíveis são o trincamento e o afundamento na trilha de roda das camadas betuminosas de revestimento (capa e binder). Além disso, avaliações de pavimentos realizadas por MOTTA (1991) e PINTO (1991) indicam o trincamento da camada betuminosa como o principal defeito das rodovias brasileiras.

O trincamento das camadas betuminosas podem ser classificados em três tipos: (1) trincamento por fadiga, devido à ação repetitiva do tráfego; (2) trincamento por reflexão, proveniente de possíveis defeitos de camadas subjacentes ao revestimento; e (3) trincamento à baixa temperatura, devido à queda brusca de temperatura. Em virtude das condições climáticas brasileiras, apenas os dois primeiros tipos de trincamento ocorrem no Brasil com frequência, e, por esse motivo, despertam mais interesse nas investigações no país.

Como os investimentos em restauração de estradas são grandes, é importante uma reavaliação das causas fundamentais dos trincamentos por fadiga e por reflexão. É, portanto, justificável um trabalho que busque melhor compreensão do mecanismo de trincamento em pavimentos flexíveis.

Com o objetivo de contribuir para um melhor entendimento do mecanismo de trincamento de misturas betuminosas, o presente estudo apresenta uma abordagem baseada na Teoria da Mecânica da Fratura – TMF, levando-se em consideração a heterogeneidade do material. Trata-se de uma abordagem numérica através do Método dos Elementos Finitos – MEF, que foi verificada e calibrada por meio de ensaios laboratoriais simples e convencionais.

As misturas betuminosas podem ser tratadas como materiais compósitos, onde o ligante e os agregados são considerados como materiais de diferentes propriedades. Na metodologia desenvolvida, enquanto os agregados possuem um comportamento

elástico, o ligante poderia ser considerado como viscoelástico. As interfaces entre os diferentes materiais, ao longo da linha de ruptura pré-determinada, são modeladas através de elementos específicos consolidados na literatura (NEEDLEMAN, 1987; TVERGAARD, 1990; COSTANZO e ALLEN, 1996; SOARES, 1997).

O trabalho aponta ainda na direção da utilização de um esquema multi-escala para problemas encontrados em pavimentação. A formação e a propagação de trincas no revestimento de pavimentos têm sido estudadas na escala real do pavimento, aqui chamada escala global, ou então na escala da mistura, aqui denominada escala local. Enquanto a primeira envolve modelagens computacionais para determinação de tensões e deformações do sistema de camadas e a subsequente tentativa de associação destes parâmetros estruturais a observações em campo (SILVA, 1995; BENEVIDES, 2000), a segunda está associada a ensaios de fadiga em laboratório para obtenção de parâmetros obtidos a partir de um modelo fenomenológico (MONISMITH *et al.*, 1985; PINTO, 1991; SOARES *et al.*, 2000). A associação entre estas duas escalas, que traz ainda embutida as diferenças entre campo e laboratório, tem sido um dos aspectos menos desenvolvidos na abordagem mecanística de pavimentos.

A complexidade da formação e propagação de trincas em um material compósito (a mistura asfáltica, por exemplo) pode ser minimizada com o uso de técnicas de homogeneização (ALLEN, 2001) onde os resultados da análise local podem ser utilizados na análise global. A idéia é que o dano na escala local possa ser avaliado a partir da formação e propagação de trincas, sendo a informação passada em forma de mudança na rigidez para a análise na escala global. No presente estudo é discutida e apresentada a análise da formação e propagação de trincas em misturas asfálticas na escala local.

1.1 PROBLEMA DE PESQUISA

O problema da formação e propagação de trincas em misturas betuminosas vem sendo abordado basicamente através de investigações experimentais em corpos de prova de 10,16 cm de diâmetro extraídos de campo ou fabricados em laboratório. Um dos principais ensaios que vem sendo realizado no Brasil para inferir-se a resistência de misturas asfálticas ao trincamento é chamado “vida de fadiga”, que é um teste de carga

repetida podendo ser realizado tanto à compressão diametral em corpos de prova cilíndricos como em corpos de prova prismáticos biapoiados com uma carga central.

O problema a ser investigado nesta pesquisa é, através da TMF e do MEF, inferir-se computacionalmente a propensão de uma mistura asfáltica quanto à formação e propagação de trincas considerando a heterogeneidade do material.

1.2 OBJETIVOS

Dada a importância de uma avaliação mais completa da principal causa de deterioração de pavimentos brasileiros, o trincamento, o presente estudo tem como objetivo geral um melhor entendimento da formação e propagação de trincas nos revestimentos de pavimentos flexíveis através da utilização da TMF e do MEF.

A pesquisa apresenta os seguintes objetivos específicos:

- a) Utilização de elementos de interface para modelagem da descontinuidade entre os componentes da mistura betuminosa;*
- b) Uso do Modelo de Zona Coesiva – MZC na modelagem constitutiva destes elementos, e*
- c) Apontar caminhos para consideração do dano na modelagem de pavimentos na escala global.*

1.3 ESTRUTURA DO TRABALHO

O presente trabalho está organizado da seguinte forma:

O Capítulo 1, como já foi visto, apresentou uma introdução, os objetivos geral e específicos e a forma como este trabalho está estruturado.

No Capítulo 2, é apresentada uma revisão bibliográfica do mecanismo de trincamento em misturas asfálticas, da teoria da mecânica da fratura (modelo de zona coesiva) aplicada a pavimentos, da análise de pavimentos em diferentes escalas, do método dos elementos finitos e dos elementos de interface.

O Capítulo 3 apresenta a metodologia utilizada para a realização da pesquisa. São apresentadas as características dos agregados selecionados, o processo de dosagem e confecção dos corpos de prova, a digitalização e discretização (geração da malha de elementos finitos) das seções transversais dos corpos de prova confeccionados, a realização dos ensaios de laboratório (deformação controlada) e a análise computacional.

No Capítulo 4, os resultados obtidos experimentalmente são confrontados com os resultados numéricos. É feita, também, uma análise de sensibilidade tanto para a malha de elementos finitos como para os valores dos parâmetros do modelo computacional adotado.

Finalmente, o Capítulo 5, é composto pelas conclusões do trabalho sendo expostos os pontos fundamentais da pesquisa e sugestões de pesquisa para trabalhos futuros.

CAPÍTULO 2

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

O uso de métodos empíricos no projeto de misturas, de modelos de comportamento dos materiais de pavimentação e de modelos de falha de pavimentos ajudaram no passado pesquisadores e engenheiros a entender melhor os fatores que influenciam o comportamento dos pavimentos (HAAS *et al.*, 1994). Porém, existe uma tendência cada vez maior de utilizar-se métodos mecanísticos nas atividades envolvidas no dimensionamento de pavimentos (SILVA, 1995; MEDINA, 1997; BENEVIDES, 2000).

O método mecanístico estruturado por MOTTA (1991) previne a formação e propagação de trincas, limitando-se às tensões solicitantes na fibra inferior do revestimento através da utilização de parâmetros obtidos em laboratório, em geral, por ensaios de compressão diametral. Neste caso, a mistura asfáltica é tratada como um material homogêneo e nenhuma consideração é feita quanto ao mecanismo de trincamento nos diferentes constituintes da mistura. O trincamento diferencial dos materiais que compõem a mistura gera uma redefinição do estado de tensões no revestimento e conseqüentemente no pavimento como um todo. Essa deterioração que ocorre na escala da mistura (escala local), ou em escalas inferiores, deve ser de alguma forma computada na análise global do pavimento.

O trincamento em campo é um dos principais itens na avaliação da condição do pavimento para um diagnóstico dos problemas existentes. Através de métodos mecanísticos, pesquisadores vêm utilizando conhecimentos da TMF para explicar o fenômeno da fadiga do material e o respectivo trincamento (RODRIGUES, 1991; PINTO, 1991; MEDINA, 1997).

A TMF tem sido usada como uma base racional para a consideração da formação e propagação de trincas nos materiais asfálticos, embora sempre considerando o material como homogêneo (JAYAWICKRAMA e LYTTON, 1987; PERNG, 1989; ERKENS *et al.*, 1997; OWUSU-ANTWI *et al.*, 1998). No Brasil, o trabalho de

RODRIGUES (1991) contribuiu para disseminar a TMF em problemas de pavimentação. O referido trabalho fez uso da Lei de Paris (PARIS e ERDOGAN, 1963) para a determinação de parâmetros de fratura de misturas asfálticas a partir de ensaios de fadiga, considerando, entretanto, o material como homogêneo.

2.1 TRINCAMENTO DE MISTURAS BETUMINOSAS EM PAVIMENTOS FLEXÍVEIS

A repetição das cargas de tráfego, associada à flexibilidade das camadas granulares, resulta no trincamento, por fadiga, da camada asfáltica. O trincamento é o início de um tipo de deterioração estrutural que modifica o estado de tensões do sistema de camadas do pavimento. A fim de se prever corretamente a propagação de trincas em misturas betuminosas empregadas em pavimentos, é preciso determinar propriedades das misturas que governem a resistência ao trincamento.

PLANAS e ELICES (1989) dividiram os modelos de fratura em dois grupos: (1) modelos elástico-lineares modificados e (2) modelos de amolecimento progressivo (*progressive softening models*). As diferenças entre os grupos 1 e 2 definidos por Planas e Elices estão relacionadas ao comportamento do material em questão. No caso de materiais frágeis (vidro, por exemplo) a ruptura ocorre de forma drástica (Figura 2.1a). Já para materiais *quasi-frágeis*, é observada uma certa resistência mesmo após a ruptura (Figura 2.1b). Relações entre esses modelos podem ser encontradas na literatura (PLANAS e ELICES, 1989, 1990; SHAH *et al.*, 1995).

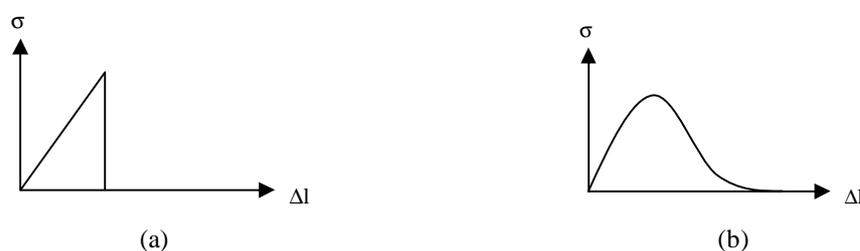


Figura 2.1: Comportamento do material no teste de ruptura a deformação controlada (tensão \times deslocamento): (a) material frágil, (b) material *quasi-frágil* (SOARES, 1997)

Ensaios de laboratório têm comprovado que misturas asfálticas se tornam frágeis com o envelhecimento e oxidação, ficando mais suscetíveis ao trincamento

(MOAVENZADEH, 1970). No caso de misturas betuminosas, que possuem um comportamento visco-elasto-plástico, foi verificado experimentalmente o comportamento frágil para temperaturas de 10 °C (MOAVENZADEH, 1970). Nestas situações, é apropriada a utilização da Mecânica da Fratura Elástica Linear (*Linear Elastic Fracture Mechanics* - LEFM) para análise, o que implica na determinação de um único parâmetro de fratura para caracterizar o material. Para temperaturas mais elevadas, um escoamento plástico ocorre e a análise torna-se mais complexa (SCHAPERLY, 1973, 1981, 1984, 1986). Modelos alternativos de fratura têm sido desenvolvidos para se considerar os efeitos da zona plástica (PERNG, 1989; ALLEN *et al.*, 1994; SOARES, 1997).

2.2 TEORIA DA MECÂNICA DA FRATURA

A determinação de um critério de ruptura que possa ser usado para se estimar a resistência de uma estrutura em campo é um importante aspecto do projeto estrutural. Os métodos de projeto tradicionais não levam em consideração a existência de falhas e defeitos inerentes aos materiais. Porém, sabe-se que a nível microscópico os materiais possuem defeitos e imperfeições que causam uma redefinição do estado de tensões e conseqüentemente uma concentração de tensões em partes descontínuas (microfissuras) dos materiais. Como resultado, a ruptura obtida em laboratório usando critérios de resistência convencional pode não expressar a realidade de campo, superestimando a resistência real da estrutura. Para levar em conta a existências de falhas em um material, a TMF tem sido usada como uma base racional para consideração da redução de resistência devido a presença de trincas (HILLERBORG *et al.*, 1976; BAZANT, 1984; JENQ e SHAH, 1985; NALLATHAMBI e KARIHALOO, 1986; SWARTZ e REFAI, 1988; TANG *et al.*, 1996; SOARES e ZOLLINGER, 1997).

A primeira abordagem da TMF foi proposta por GRIFFITH (1921). Ele propôs que um corpo frágil rompe devido à existência de trincas internas que produzem concentração de tensões em certos locais. A instabilidade da fratura ocorre quando o crescimento da energia de superfície (*surface energy*), causada pela propagação da trinca, é balanceada pelo desprendimento de energia de deformação elástica (*elastic strain energy*) no volume em torno da trinca. O critério da energia de Griffith assume que não há deformação plástica no material, ou esta é desprezível (LEFM). No modo de

falha I (abertura das faces da trinca), a propagação instável da trinca ocorre quando o fator de intensidade de tensões K_I atinge um valor crítico K_{Ic} chamado tenacidade à fratura (*fracture toughness*). Esse parâmetro expressa a capacidade de um material perfeitamente frágil de resistir à propagação de uma trinca na presença de uma trinca inicial.

Sem uma modificação, a LEFM não deve ser utilizada para descrever o comportamento de um material real, nos casos em que a zona onde se processa a fratura na ponta da trinca (*fracture process zone*) não é desprezível quando comparada ao tamanho da trinca. Essa zona está sempre presente em materiais reais, resultado do escoamento do material no caso de metais, ou da formação de microfissuras para materiais frágeis heterogêneos. DUGDALE (1960) e BARENBLATT (1962) desenvolveram modelos que levam em consideração a existência da referida zona. Esses modelos são considerados coesivos, uma vez que assumem a existência de forças coesivas agindo ao longo da zona de processamento da fratura. SOARES (1997) desenvolveu um modelo coesivo de previsão da propagação de trincas em pavimentos de concreto de cimento Portland.

A abordagem usada no presente trabalho se baseia no modelo de zona coesiva (MZC) desenvolvido por DUGDALE (1960) e BARENBLATT (1962). A opção pelo MZC deve-se ao fato de o mesmo possibilitar a análise da formação e propagação de trincas a partir de trincas pré-existentes ou de uma superfície plena. Esse modelo vem sendo usado na modelagem de diversos materiais, inclusive misturas asfálticas (JENQ e PERNG, 1991).

A Figura 2.2 ilustra uma zona coesiva (ZC) no modo I de falha (abertura das faces). A separação das faces começa na tensão de tração s_{max} , definida originalmente por BARENBLATT (1962) como uma resistência teórica geralmente várias ordens de magnitude acima da resistência real do material, e a propagação da trinca é modelada considerando a transferência de tensões ao longo da ZC como dependente do deslocamento relativo das faces. No modo I, a relação constitutiva entre a tensão de coesão s e a distância de separação w tem sido considerada uma propriedade do material. Alguns exemplos de relações $s(w)$, chamadas curvas de amolecimento, são ilustrados nas Figuras 2.3a-2.3c. A área sob a curva $s(w)$ é a energia absorvida por

unidade de área da trinca quando a ZC se abre de zero até o máximo deslocamento de abertura, w_c . Os parâmetros s_{max} , a abertura máxima w_c e a forma de $s(w)$ são as propriedades do material neste modelo. A obtenção de curvas $s(w)$, bem como uma discussão mais aprofundada do modelo e sua respectiva formulação em elementos finitos, podem ser encontradas em SOARES (1997).

É importante neste momento desenvolver a relação constitutiva de uma ZC. NEEDLEMAN (1987), em investigação em metais, foi o primeiro a mostrar um MZC que especificava as tensões coesivas como dependentes dos deslocamentos. Tal qual o modelo original de BARENBLATT (1962), no modelo de Needleman, à medida que as faces da ZC se separam, as tensões aumentam, atingem um máximo, e decrescem a zero quando a separação completa ocorre. Conforme pode ser visto nas Figuras 2.3a e 2.3b, a diferença entre estes modelos está no fato de que no modelo original desenvolvido para cristais, a intensidade das tensões de coesão é zero para distâncias intermoleculares regulares (b). Com o crescimento da distância de abertura para aproximadamente $1,5b$, as tensões coesivas atingem um valor máximo após o qual decrescem rapidamente com o aumento progressivo da abertura.

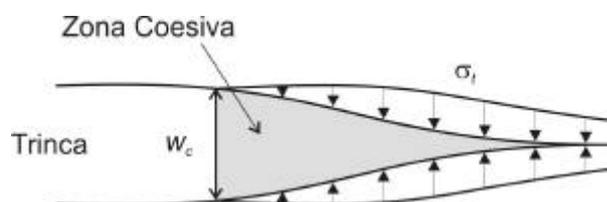


Figura 2.2: Zona coesiva

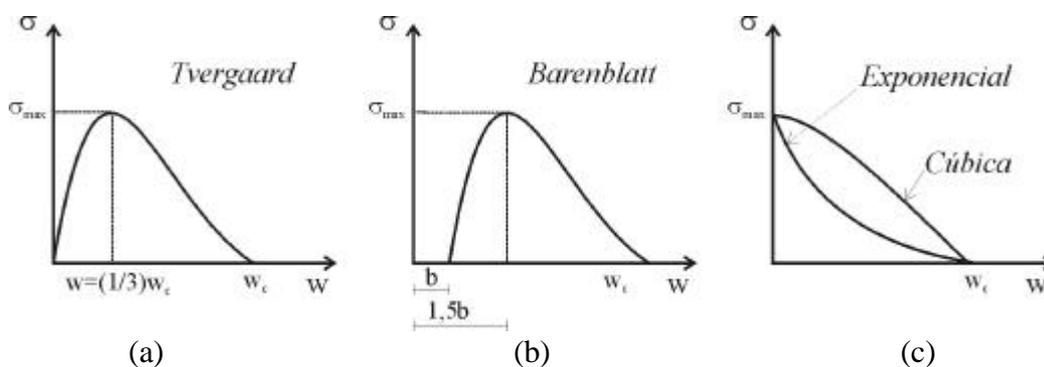


Figura 2.3: Modelos constitutivos para a zona coesiva (SOARES, 1997)

TVERGAARD (1990) ampliou o modelo considerando separação normal e tangencial, sendo as tensões acopladas a deslocamentos normais $[u_n = w]$ e tangenciais, $[u_t]$ e $[u_s]$. Em análises bidimensionais, além do deslocamento normal $[u_n]$, apenas um deslocamento tangencial precisa ser considerado $[u_t]$. A extensão para o caso de três dimensões é dada em FOULK (1997). TVERGAARD descreve um parâmetro adimensional, α , que é usado para acoplar o comportamento normal e tangencial (Equação 2.1):

$$\mathbf{I} = \left[\left(\frac{u_n}{w_n} \right)^2 + \left(\frac{u_t}{w_t} \right)^2 \right]^{1/2} \quad (2.1)$$

Onde,

α : parâmetro adimensional para acoplamento dos deslocamentos normal e tangencial

u_n : deslocamento normal

u_t : deslocamento tangencial

w_n : valores máximos de $u_n = w_c$

w_t : valores máximos de u_t

Quando $\alpha \geq 1$, a separação ocorre, ou seja, as tensões de coesão desaparecem. Estas tensões são definidas como funções dos deslocamentos (Equação 2.2):

$$T_n = \frac{u_n}{w_n} F(\mathbf{I}); \quad T_t = \alpha \frac{u_t}{w_t} F(\mathbf{I}) \quad (2.2)$$

Onde,

T_n : tensão coesiva normal

T_t : tensão coesiva tangencial

α : propriedade do material

A propriedade do material (\mathbf{a}) relaciona a resistência normal e a resistência ao cisalhamento. T ao invés de s é usado para representar as tensões de coesão no modo misto de fratura (modo II). O modelo é suficientemente genérico de modo que qualquer relação constitutiva $T = T(\mathbf{I})$ pode ser usada. TVERGAARD (1990), por exemplo, assumiu um modelo cúbico, $T = 27/4 s_{max} (\sigma - 2\sigma^2 + \sigma^3)$.

Uma vez que o problema de trincas em materiais compósitos não tem solução analítica, ele pode ser resolvido computacionalmente usando o MEF (ALLEN *et al.*, 1994; ZOCHER *et al.*, 1997; FOULK *et al.*, 1999). Na análise numérica de um material, pode-se aproximar as propriedades usadas no modelo numérico, $T = T(\mathbf{I})$, s_{max} e w_c , a partir de ensaios de deformação controlada em que se obtêm uma curva força \times deslocamento. Ou seja, os parâmetros do modelo são calibrados de modo a reproduzir a curva obtida em laboratório. Este procedimento foi adotado em SOARES (1997), obtendo-se excelentes aproximações do comportamento de concreto-cimento tratado como um material homogêneo, tanto para o modo I como para o modo II. PHILLIPS *et al.* (1999) usaram esta abordagem em materiais compósitos. No presente estudo, esta abordagem é usada em misturas asfálticas, considerando ligante e agregados como materiais distintos.

2.3 ESCALAS LOCAL E GLOBAL

A modelagem de materiais submetidos a dano por fadiga pode ser feita de duas maneiras (KIM *et al.*, 1997): (1) abordagem contínua; e (2) abordagem micromecânica. A primeira abordagem inclui parâmetros de dano que evoluem com o tempo, são os denominados modelos de dano contínuo (*continuum damage models*). A denominação provavelmente vem do fato de esses modelos basearem-se nos fundamentos da mecânica do contínuo. O dano é quantificado pelas chamadas variáveis internas de estado e o seu avanço é governado por uma lei de evolução observada em laboratório ou em campo. Uma vantagem deste tipo de modelo é a economia em tempo computacional. Uma desvantagem é que as leis constitutivas são determinadas fenomenologicamente. Os principais trabalhos utilizando esta abordagem têm sido realizados na *North Carolina State University* por Kim e associados, utilizando as teorias de Schapery (KIM

e LITTLE, 1990; LEE e KIM, 1998; PARK *et al.*, 1996; DANIEL e KIM, 2002; CHEBAD *et al.*, 2002).

Na abordagem micromecânica, os defeitos que constituem o dano, no caso as trincas, são tratados através de modelos como o da zona coesiva. A análise é então feita num volume representativo para determinar o efeito da distribuição de microfissuras nos parâmetros macroscópicos. Como apontado por KIM *et al.* (1997), essa abordagem é de difícil utilização devido à complexidade da microestrutura e às interações entre as diversas trincas no material.

Com base no trabalho de ALLEN (2001), o presente trabalho utiliza a abordagem micromecânica realizando a análise em escalas diferentes. Analisa-se uma escala de dimensão menor do que a escala de interesse, sendo o dano nessa escala inferior verificado através da TMF. Assumindo homogeneidade estatística na escala menor, pode-se, através de princípios de homogeneização, analisar a escala maior a partir do dano gerado na escala menor. Princípios de homogeneização têm sido usados em grande número de aplicações de materiais compósitos (ALLEN *et al.*, 1987a, 1987b; LEE *et al.*, 1989, 1991; PHILLIPS *et al.*, 1999). A grande vantagem dessa abordagem é que os detalhes físicos que ocorrem na escala menor não são perdidos, enquanto estes não estão presentes quando do uso de modelos fenomenológicos da abordagem contínua.

Aplicando a abordagem micromecânica ao problema de formação e propagação de trincas em pavimentos, pode-se utilizar três escalas de análise conforme indica a Figura 2.4: (i) micro-escala onde há dissipação devido a microfissuras no ligante; (ii) meso-escala onde há interação entre o ligante e o agregado; e (iii) macro-escala que corresponde a escala do pavimento onde se observa deformação permanente e trincamento. Essas escalas devem ser conectadas com teoremas de homogeneização a fim de levar a um modelo capaz de prever a vida útil de pavimentos em função de cargas mecânicas, geometria, propriedades dos materiais e efeitos do meio ambiente.

O ligante asfáltico dissipa energia através de microfissuras que se desenvolvem e crescem ao longo do tempo (PARK e SCHAPERLY, 1997). Em observações microscópicas, há evidências de que essas microfissuras, em misturas novas, têm um comportamento dúctil (ALLEN e SEARCY, 2001). Os mesmos autores obtiveram a

solução analítica para a propagação gradual de trincas em meios viscoelásticos, sendo os fundamentos do modelo desenvolvido em COSTANZO e ALLEN (1996) e YOON e ALLEN (1999).

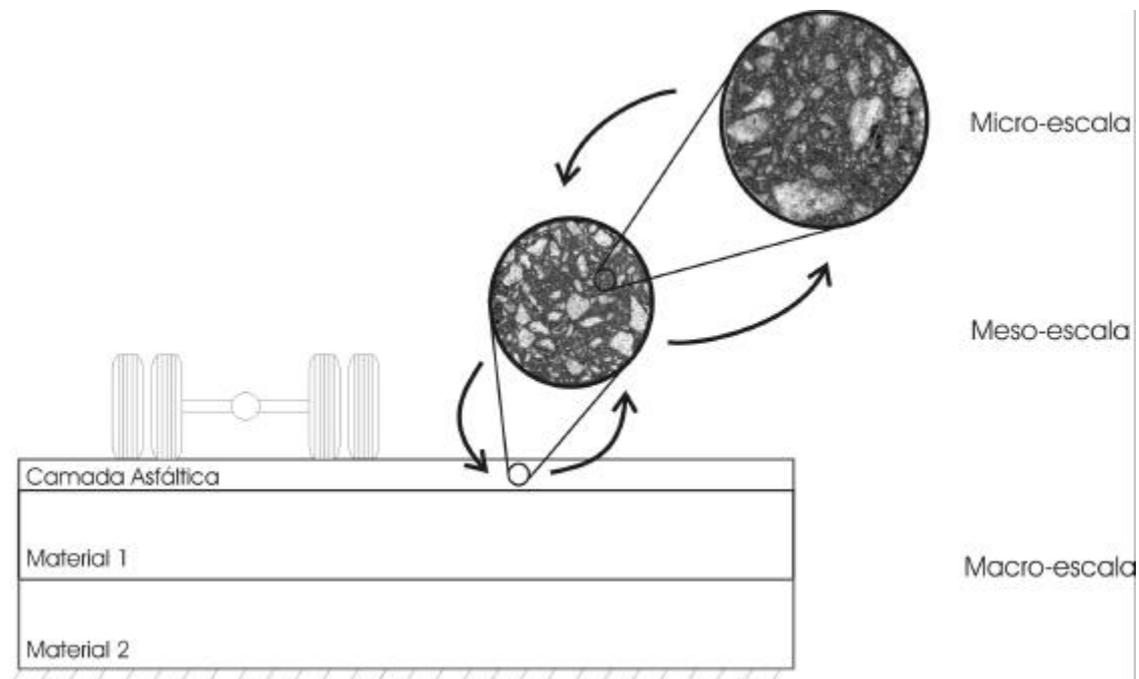


Figura 2.4: Análise local e global

A investigação da formação e propagação de trincas em misturas asfálticas na mesoescala, objeto do presente estudo, é tratada considerando essas misturas como um compósito com dois materiais distintos: um agregado de comportamento elástico e um ligante, que embora possa ser tratado com comportamento viscoelástico, será considerado como elástico para simplicidade de análise. Considera-se o ligante neste caso o mastique formado pelo cimento asfáltico impregnado por finos e agregados cuja pequena dimensão torna seu tratamento numérico impraticável. Essa dimensão do agregado é limitada pelo gerador de malha de elementos finitos utilizado e pelo tempo computacional da análise. A interface entre o mastique e os agregados é simulada através de zonas coesivas (SOARES, 1997). SOUZA e SOARES (2002) apresentam a obtenção de propriedades viscoelásticas do mastique e de concretos betuminosos convencionais.

2.4 MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

A teoria do Método dos Elementos Finitos – MEF foi desenvolvida na década de 50 com o objetivo de simplificar a solução de diversos problemas complexos não só no ramo da engenharia. O MEF baseia-se na transformação de equações diferenciais em equações algébricas, o que além de facilitar a solução, diminui o esforço computacional.

O MEF é aplicado em diversos ramos da engenharia (estruturas, pavimentação, barragens, hidráulica, engenharia aeroespacial, termodinâmica, etc.), todos com pontos em comum. Qualquer que seja a aplicação do MEF é preciso que o problema real seja governado por uma equação diferencial, possua um campo fundamental (por exemplo, deslocamentos) e tenha condições de restrições.

Para a utilização do método é necessário que o objeto em análise seja dividido em sub-regiões (transformação do contínuo em discreto), denominadas elementos finitos, obedecendo a regras de divisão de acordo com a forma geométrica (triangular ou quadrática, por exemplo) do elemento finito escolhido. O processo de divisão do objeto de análise em elementos finitos é chamado de discretização. A Figura 2.5 apresenta um exemplo de discretização de um objeto trapezoidal.

O modelo a ser desenvolvido pelo MEF pode ser unidimensional (barra), bidimensional ou tridimensional. Devido a limitações de programas de análises e geradores de malhas em 3D, a maioria dos problemas que utiliza o MEF são em duas dimensões (2D).

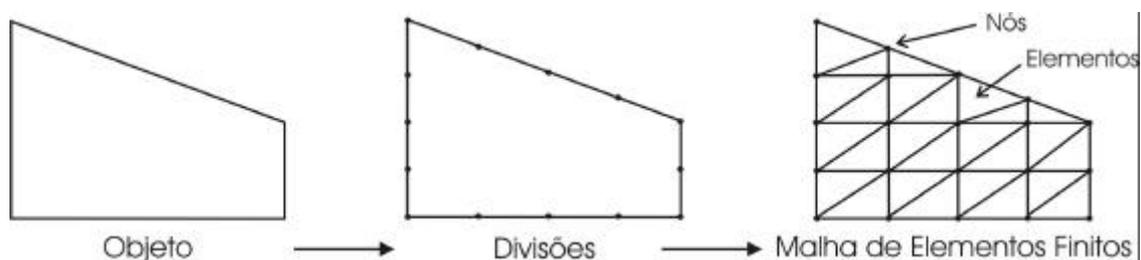


Figura 2.5: Exemplo de discretização de um objeto em uma malha de elementos finitos

Existem vários tipos de elementos finitos, que se diferenciam de acordo com a geometria e com as funções polinomiais associadas a eles (Figura 2.6). A escolha do

tipo de elemento está relacionada com a geometria do problema que se deseja solucionar.

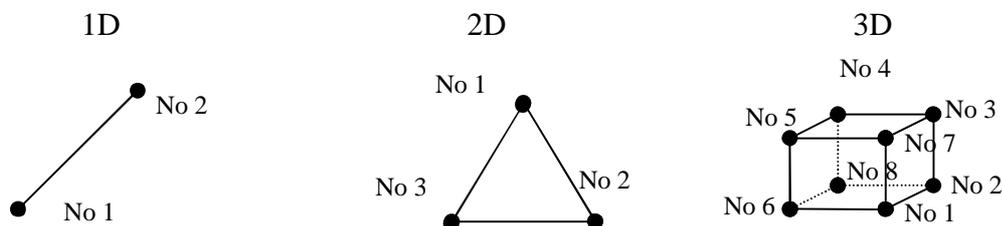


Figura 2.6: Alguns tipos de elementos finitos

Na década de 60, a discretização, ou geração de malha era feita manualmente através da atribuição de um par ordenado (x,y) para cada nó. Hoje em dia, com o avanço da computação gráfica existem programas de geração automática da malha, como é o caso do *Mesh Tool* - Mtool, desenvolvido pelo Grupo de Tecnologia em Computação Gráfica - TeCGraf - PUC-Rio (TECGRAF5, 1997), que além de um pré-processador, é também um pós-processador.

Como pré-processador o Mtool oferece vários algoritmos para geração de diferentes tipos de malha. As Figuras 2.7a-2.7d mostram um exemplo da utilização de diferentes tipos de malhas geradas para a mesma região retangular.

Além disso, o Mtool pode ser utilizado pela maioria dos processadores, pois ele gera um arquivo de texto (arquivo neutro) que contém não só informações da geometria da malha de elementos finitos, mas também todas as informações necessárias para a análise numérica (número de nós, número de elementos, tipo de elemento, quantidade de materiais utilizados, propriedades dos materiais, restrições, carregamento e elementos de interface). Esse arquivo pode ser adaptado e servir de entrada de dados para o processador.

A utilização desse programa facilita bastante o trabalho de análise numérica, pois rapidamente é possível gerar diferentes malhas bem como mudar parâmetros numéricos sem precisar utilizar longos arquivos de texto.

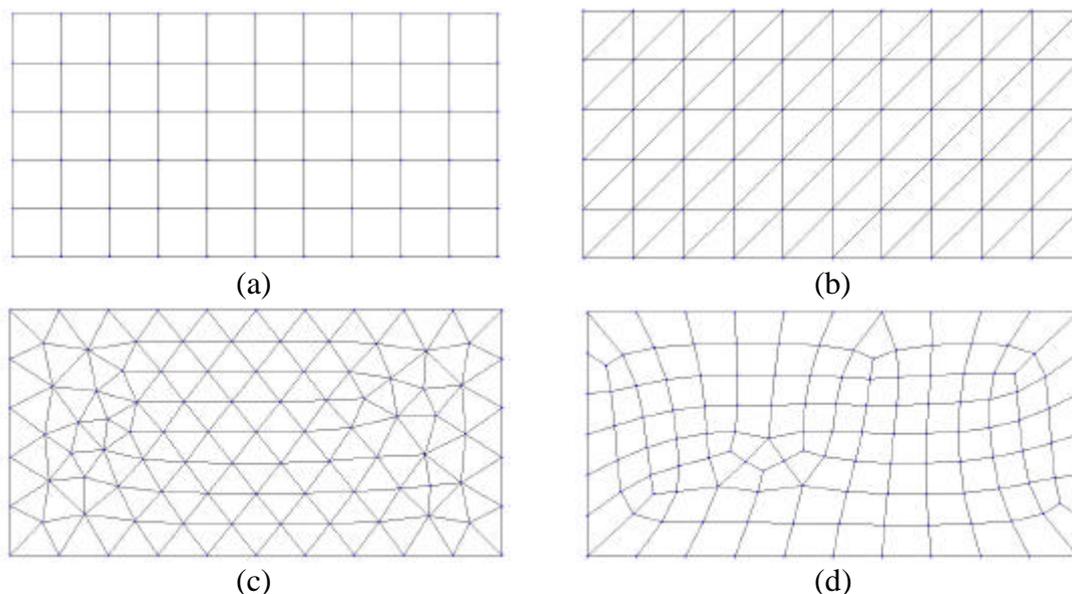


Figura 2.7: Exemplo da geração automática da malha de elementos finitos pelo Mtool; (a) quadrática bilinear; (b) triangular bilinear; (c) triangulação; (d) quadrilateral

Como pós-processador o programa Mtool também desempenha um importante papel. Através dele é possível representar graficamente os resultados da análise numérica. Ao adaptar o arquivo de saída de dados do processador aos padrões do Mtool é possível a geração da deformada da malha analisada, bem como as curvas de isotensões (Figura 2.8), gráficos e animações gráficas da deformação da malha.

Outro importante avanço na área de elementos finitos foi a sofisticação de programas de análise numérica. Atualmente é possível encontrar programas que incorporam vários modelos matemáticos e diferentes comportamentos físicos, como é o caso do SADISTIC (ALLEN *et al.*, 1994). O referido programa vem sendo desenvolvido a mais de duas décadas e hoje é possível utilizá-lo para análises 2D e 3D nos regimes elástico, plástico e viscoelástico.

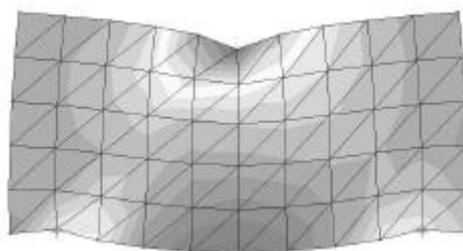


Figura 2.8: Geração da deformada da malha de elementos finitos para uma viga bi-apoiada com uma carga no centro

2.5 ELEMENTOS DE INTERFACE

Com o avanço da computação tornou-se mais fácil a implementação de elementos especiais na malha de elementos finitos, como é o caso dos elementos de interface. Essas entidades matemáticas permitem a simulação da descontinuidade de um material na malha de elementos finitos.

Os elementos de interface podem ser utilizados onde houver contato entre diferentes materiais ou para simular a descontinuidade em um meio homogêneo. Ele vem sendo largamente utilizado em análise estrutural e de geotecnia, como por exemplo: modelagem de camada intermediária entre rocha e concreto (HOHBERG e BACHMANN, 1989; WEBER *et al.*, 1990; ALONSO e CAROL, 1985), aderência entre concreto e armadura de aço (MEHLHORN e KOLLEGER, 1985; SCHÄFER, 1975) e modelagem de juntas em alvenaria estrutural (LOURENÇO, 1996).

Os elementos de interface podem ser divididos em dois grupos: nodais e contínuos. Os elementos nodais são aplicados a nós da malha de elementos finitos que permitem a separação entre eles. Esses elementos possuem apenas características mecânicas, não possuindo dimensões físicas. NGO e SCORDELIS (1967) desenvolveram um trabalho pioneiro com a utilização de elementos de interface nodal. Nesse trabalho era investigada a aderência de uma barra de aço a uma viga de concreto submetida à aplicação de uma carga.

Os elementos nodais, também são conhecidos como elementos de mola, pois conceitualmente podem ser definidos com duas molas lineares, paralelas a um sistema de eixos ortogonais n e t (AZEREDO, 1997). O elemento de interface não possui dimensão física, possuindo apenas características mecânicas (rigidezes do elemento de interface nodal - K_n normal e K_t tangencial) e pode ser orientado em qualquer direção θ em relação ao sistema de eixos global (Figura 2.9).

Elementos de interface contínuos são divididos em três grupos: elementos de linha, elementos planos e elementos de casca. A formulação dos elementos de interface nodais e contínuos em elementos finitos pode ser encontrada em AZEREDO (1997).

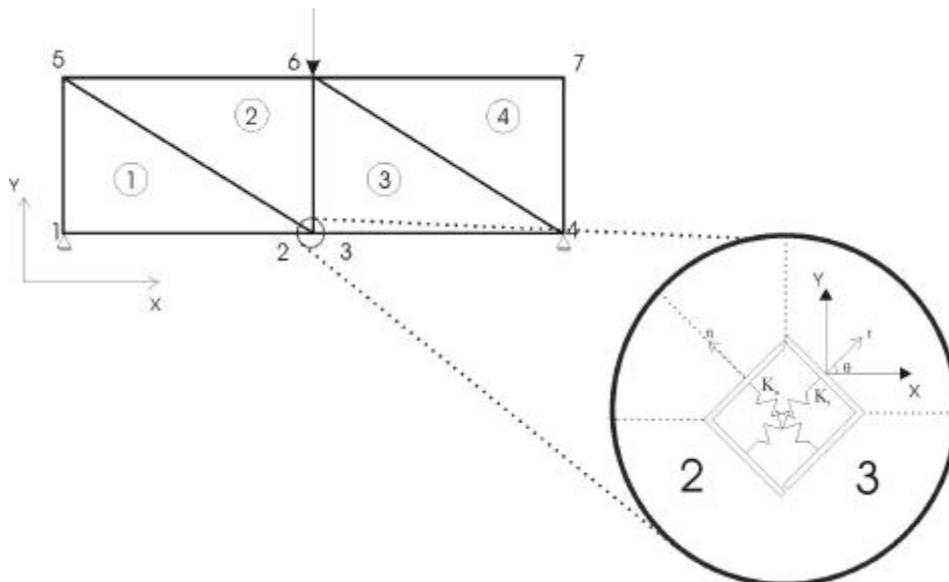


Figura 2.9: Representação esquemática do elemento de interface (nós 2 e 3) aplicado a uma malha de uma viga bi-apoiada (nós 1 e 4) com carregamento central (nó 6)

A utilização de elementos de interface juntamente com uma abordagem micromecânica (ZC) para simulação de descontinuidade implica numa abordagem completamente diferente da abordagem contínua. Na primeira, o elemento de interface possuirá apenas duas características: s_{max} (máxima tensão de coesão) e o w_c (máxima distância de separação entre os nós). Quando o carregamento produz tensões que ultrapassem o s_{max} e o w_c , acontecerá a descontinuidade do material em forma de aparecimento de uma ou mais trincas. Numa abordagem contínua, seria necessária a determinação das leis constitutivas de forma fenomenológica. A abordagem contínua não faz parte do escopo desse trabalho.

CAPÍTULO 3

METODOLOGIA

A metodologia utilizada neste estudo foi, através de malhas de elementos finitos em duas dimensões (2D), representar seções transversais de corpos de prova cilíndricos (Figura 3.1), para a partir daí, simular o comportamento mecânico do material diante da aplicação de uma carga a compressão diametral (deformação controlada).

Para calibração e validação do modelo computacional, foram realizados ensaios de deformação controlada nas misturas confeccionadas em laboratório. Foram realizados ainda ensaios de resistência à tração estática – RT e módulo de resiliência – MR.



Figura 3.1: Corpo de prova de mistura asfáltica tipo CBUQ; (a) corpo de prova padrão (10 cm de diâmetro por 6,3 cm de altura); (b) seção transversal do corpo de prova

Foram utilizados dois tipos diferentes de mistura asfáltica: (1) areia asfalto usinada a quente – AAUQ; (2) concreto betuminoso usinado a quente – CBUQ. A mistura de AAUQ foi considerada, para efeito de análise numérica, como sendo um material homogêneo possuindo propriedade (módulo de elasticidade – E e coeficiente de Poisson – ν) para apenas um material. Já o CBUQ foi considerado como um material heterogêneo composto de dois materiais distintos: um correspondente aos agregados

graúdos e o outro ao ligante (cimento asfáltico de petróleo – CAP) + finos (agregados miúdos).

Com o objetivo de variar a geometria dos corpos de prova analisados foram confeccionados também corpos de prova pré-trincados. A pré-trinca foi disposta no centro do corpo de prova e na forma de losango (Figura 3.2). A forma de obtenção dessa pré-trinca é detalhada mais adiante.



Figura 3.2: Corpo de prova de mistura asfáltica tipo CBUQ pré-trincado

A dificuldade da análise do CBUQ deveu-se ao fato dessa mistura ser um material compósito, sendo que as zonas de contato entre os agregados e o ligante foram modeladas através de elementos de interface. A discretização do corpo de prova em uma malha de elementos finitos exigiu a serragem e a digitalização dos mesmos (Figura 3.3). Os corpos de prova foram serrados a 1/3 de sua altura. A geometria da malha foi desenhada a partir das figuras digitalizadas e a malha de elementos finitos foi gerada de forma automática através do *software* Mtool (TECGRAF5, 1997). Os elementos finitos utilizados foram elementos triangulares lineares por serem facilmente adaptáveis à geometria em questão. Teve-se o cuidado de diferenciar elementos relativos aos agregados (graúdos) e ao ligante + finos (Figura 3.3b).

O modelo de análise numérica adotado considerou a mistura asfáltica como um material de comportamento elástico linear. A malha foi implementada no programa de elementos finitos SADISTIC (ALLEN *et al.*, 1994), que pode trabalhar no regime elástico linear, plástico, viscoelástico e viscoplástico para duas e três dimensões.

A calibração do modelo numérico foi possível devido à realização de ensaios de compressão diametral a deformação controlada em corpos de prova cilíndricos. Através desse ensaio, pode-se confeccionar gráficos (força \times deslocamento) mostrando o histórico de carregamento dos corpos de prova. Com isso, foi possível ajustar as propriedades dos materiais na malha de elementos finitos de forma a obter curvas semelhantes. Os experimentos foram realizados a duas temperaturas distintas: 25°C e 0°C.

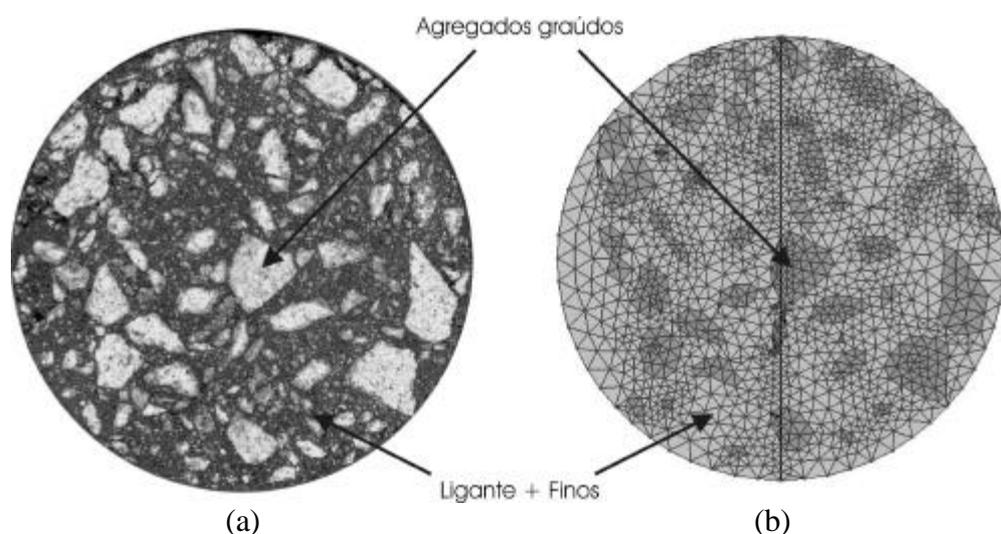


Figura 3.3: Digitalização do corpo de prova e confecção da malha de elementos finitos; (a) corpo de prova digitalizado; (b) malha de elementos finitos

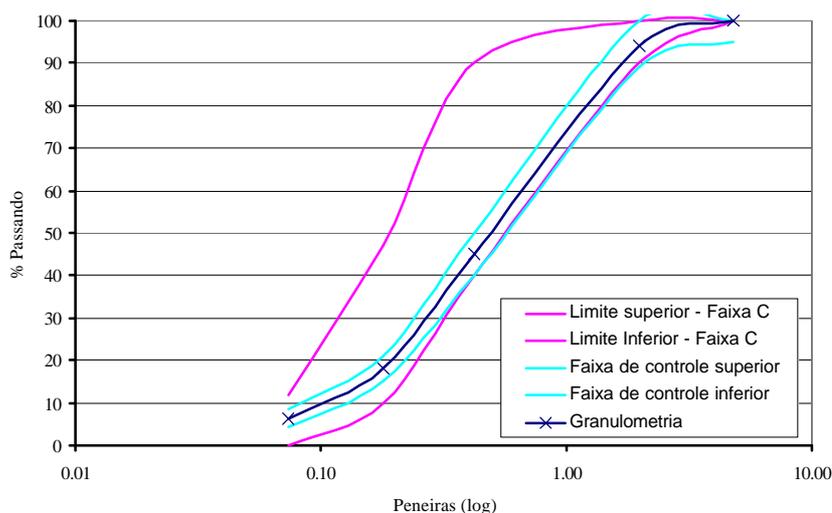
3.1 MISTURA ASFÁLTICA

Como mencionado anteriormente foram utilizadas duas misturas asfálticas distintas (AAUQ e CBUQ). A dosagem de ambas as misturas foi feita seguindo o método de dosagem Marshall. Os critérios de determinação do teor de ligante utilizado foi o adotado pelo 3º Distrito Rodoviário Federal (3º DRF) do Departamento Nacional de Estradas e Rodagem - DNER. De acordo como 3º DRF os parâmetros volumétricos para a dosagem (volume de vazios - V_v e relação betume vazios - RBV) devem obedecer aos limites apresentados na Tabela 3.1.

A mistura de AAUQ foi enquadrada na Faixa C do DNER (Figura 3.4). O teor de ligante usado foi de 10,0% e os parâmetros volumétricos obtidos foram: $V_v = 5,5\%$ e $RBV = 79,1\%$.

Tabela 3.1: Limites de Vv e RBV para a Faixa C (DNER)

Mistura	Vv (%)		RBV (%)	
	mín.	máx.	mín.	máx.
AAUQ	3	8	65	82
CBUQ	3	5	75	82

**Figura 3.4:** Curvas granulométricas do AAUQ

A mistura de CBUQ também foi enquadrada na Faixa C do DNER (Figura 3.5) com a seguinte composição granulométrica: brita 3/4" (16%); brita 3/8" (26%), areia de campo (22%), pó de pedra (35%) e filer (1%). O teor de ligante adotado foi de 7,0%, Vv = 3,5% e RBV = 81,2%. Todos os agregados atenderam às especificações do DNER (ES 313/97) quanto a abrasão, durabilidade, índice de forma (agregado graúdo) e equivalente de areia (agregado miúdo). O CAP utilizado nas misturas foi o 50/60, fornecido pela Petrobras/Lubnor, oriundo do petróleo venezuelano Bachaquero. O CAP atendeu às especificações brasileiras regulamentadas pela Agência Nacional de Petróleo (ANP, 1993).

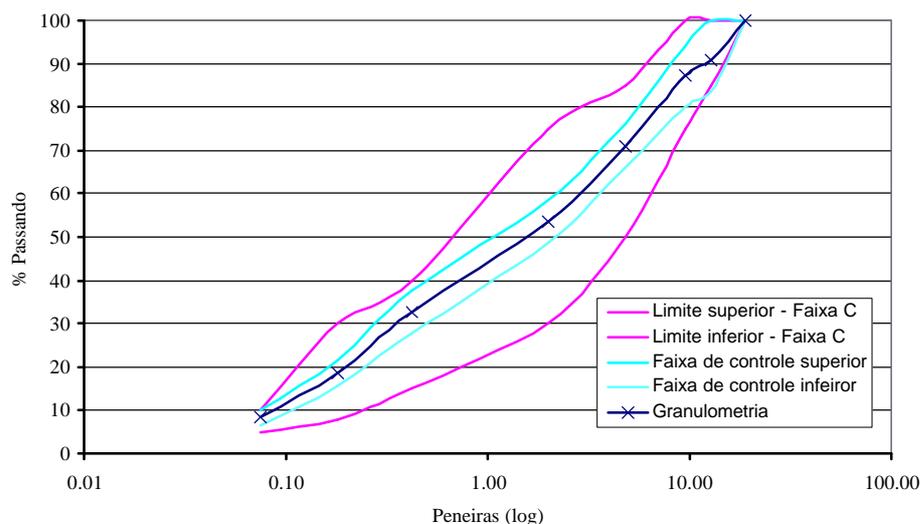
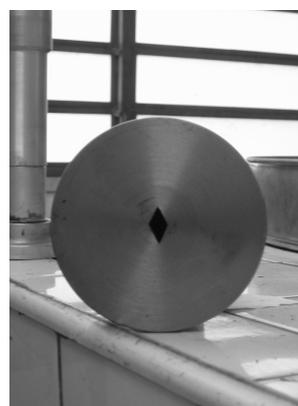


Figura 3.5: Curvas granulométricas do CBUQ

Para a confecção dos corpos de prova pré-trincados foi realizada uma modificação na base do molde e na cabeça do soquete Marshall (Figura 3.6). Na base foi inserida uma haste (no formato da trinca) e na cabeça do soquete foi feita uma fenda para que a haste passasse livremente durante a compactação. A pré-trinca possui as medidas apresentadas na Figura 3.7. Não foi realizada nenhuma modificação na altura de queda e nem no peso do soquete. Para as misturas de AAUQ e CBUQ pré-trincadas foram utilizadas as mesmas curvas granulométricas das misturas convencionais. Os valores dos parâmetros volumétricos obtidos foram os seguintes: AAUQ – teor de ligante = 10,0%, $V_v = 6,2\%$ e $RBV = 77,1\%$; CBUQ – teor de ligante = 7,0%, $V_v = 4,2\%$ e $RBV = 78,9\%$.



(a)



(b)

Figura 3.6: Molde para a confecção de corpos de prova pré-trincados; (a) base do molde com a haste inserida; (b) cabeça do soquete com a fenda

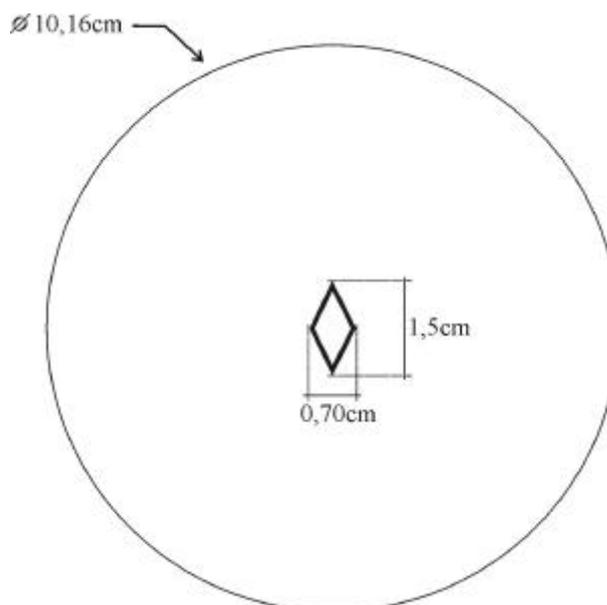


Figura 3.7: Dimensões da pré-trinca inserida nos corpos de prova

3.2 ENSAIO DE COMPRESSÃO DIAMETRAL À DEFORMAÇÃO CONTROLADA

Foram realizados ensaios de compressão diametral à deformação controlada em corpos de prova de CBUQ e AAUQ nas temperaturas de 25 °C e 0 °C. Para a obtenção dessas temperaturas os corpos de prova foram mantidos em uma câmara de temperatura controlada nas respectivas temperaturas durante 4 horas.

Foi utilizada uma prensa Marshall com capacidade de 5.000 kg e velocidade de 0,8 mm/s. A partir desse ensaio obteve-se a curva força × deslocamento, a qual foi utilizada para calibragem e validação do modelo numérico.

Para os corpos de prova pré-trincados o ensaio foi realizado posicionando-se a diagonal maior (1,50 cm) da trinca perpendicular ao prato da base da prensa.

A obtenção dos resultados para os corpos de prova ensaiados a 0 °C foi possível através do uso de uma câmera filmadora. Os ensaios foram filmados e através do vídeo em câmera lenta foi possível fazer a leitura do relógio da prensa. Vale a pena ressaltar que esses ensaios foram realizados protegidos por um cilindro de aço, pois o rompimento a essa temperatura é abrupto.

De posse da curva força \times deslocamento, obtida no ensaio de compressão diametral a deformação controlada para cada mistura, foi possível determinar a força máxima de ruptura (F_{max}) e conseqüentemente calcular os RTs das respectivas misturas (Equação 3.1).

$$RT = \frac{2 \times F_{max}}{Esp \times Diam \times p} \quad (3.1)$$

Onde,

RT : resistência à tração

F_{max} : força máxima (força de ruptura)

Esp : espessura do corpo de prova

$Diam$: diâmetro do corpo de prova

Os MRs experimentais foram obtidos através do ensaio de módulo resiliente (DNER, 1997) (Figura 3.8) utilizando um carregamento de 15% dos valores dos RTs calculados para cada mistura.

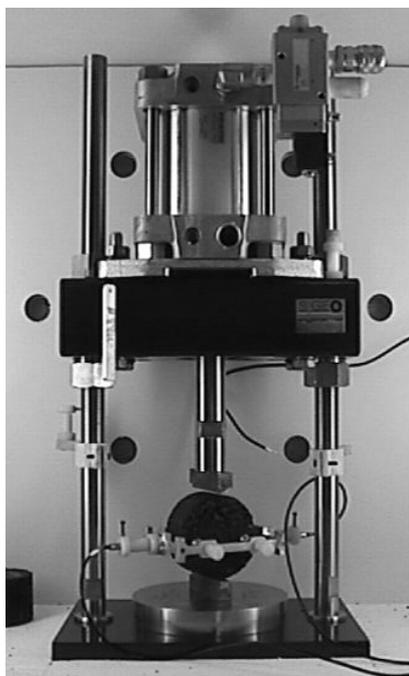


Figura 3.8: Ensaio de módulo de resiliência

3.3 ANÁLISE COMPUTACIONAL

O processo de análise computacional através do MEF foi dividido em três etapas: (1) pré-processamento; (2) processamento; e (3) pós-processamento. Cada uma dessas etapas possui características que são discutidas a seguir.

3.3.1 Pré-processamento

No pré-processamento se formula o problema para possibilitar o envio de dados para a análise (processamento). Essa fase envolve a discretização do problema a ser analisado, incluindo as restrições e a definição das propriedades dos materiais.

Como já mencionado, as malhas de elementos finitos foram geradas com o auxílio do programa Mtool (TECGRAF5, 1997), utilizando elementos triangulares lineares. A obtenção da malha de elementos finitos para as misturas de CBUQ se deu de acordo com os seguintes passos (Figura 3.9):

- a) Digitalização: obtenção da disposição dos agregados na mistura;*
- b) Geometria: definição da forma e dimensões do objeto em estudo;*
- c) Sub-regiões: definição de sub-regiões internas do objeto (agregados);*
- d) Pré-definição da linha de ruptura: definição e inserção de elementos de interface no local de ruptura;*
- e) Sub-divisão: determinação do número de divisões para cada contorno das regiões;*
- f) Malha: transformação das etapas anteriores em elementos finitos.*

Para a obtenção da malha das misturas de AAUQ (Figura 3.10) não foi necessário serragem ou digitalização dos corpos de prova, pois a mistura foi considerada como homogênea e a malha foi gerada automaticamente para um círculo de 10,16 cm de diâmetro. Os passos para obtenção da malha seguiram apenas os itens (b), (d), (e) e (f) da Figura 3.8.

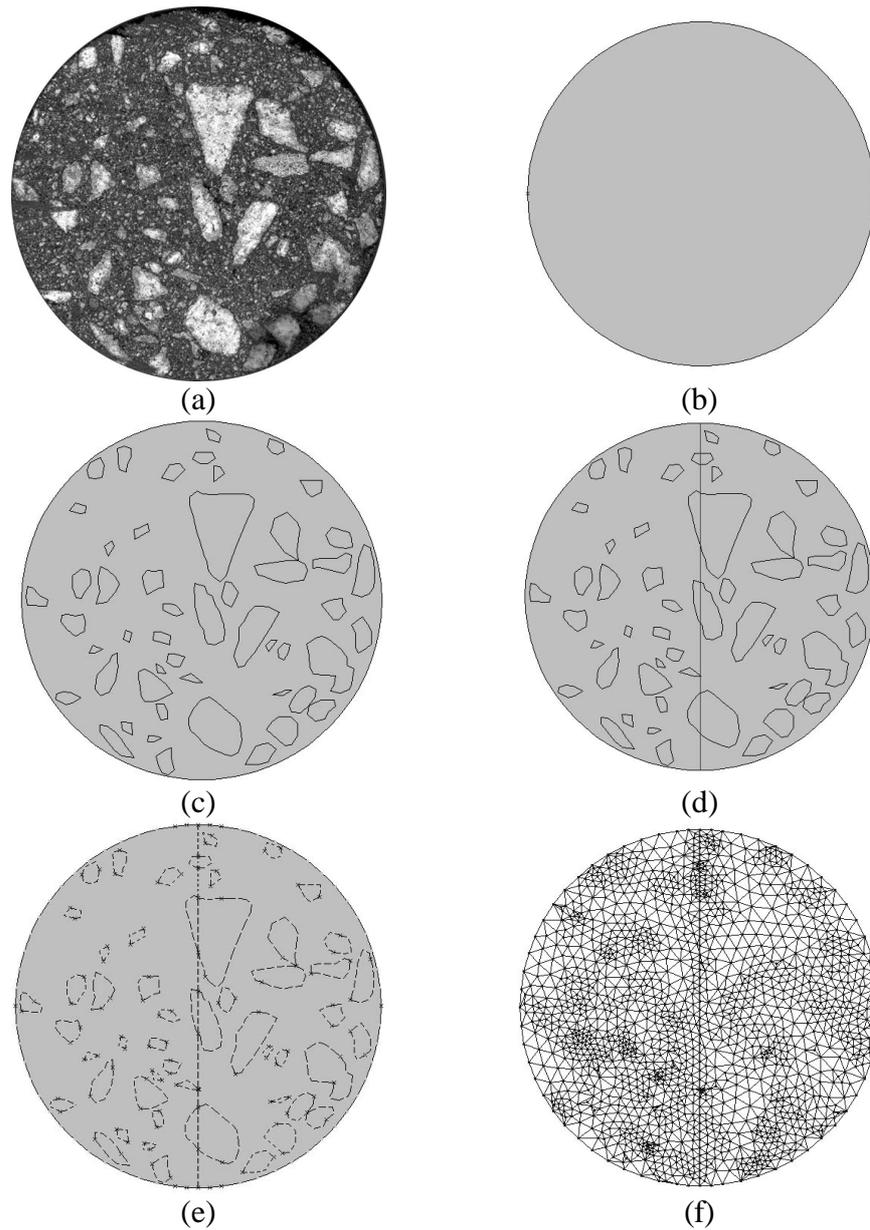


Figura 3.9: Etapas do processo de geração da malha de elementos finitos; (a) digitalização; (b) geometria; (c) sub-regiões; (d) pré-definição da linha de ruptura; (e) sub-divisão; (f) malha

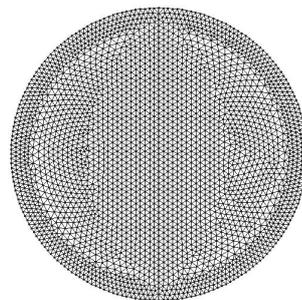


Figura 3.10: Malha de elementos finitos para AAUQ

Após a discretização dos corpos de prova, prosseguiu-se com a definição das características dos materiais para cada mistura. Como a mistura de AAUQ foi considerada homogênea, foi necessária apenas a definição de parâmetros para um único material (ligante + finos). Já para o CBUQ foi necessária a definição de parâmetros tanto para os agregados graúdos quanto para o ligante + finos. Os valores dos parâmetros elásticos para as misturas de AAUQ foram baseados em valores obtidos da literatura a partir de valores de módulo de resiliência (ALDIGUERI, 2001). Para a mistura em CBUQ, os seguintes valores obtidos da literatura foram adotados para os parâmetros elásticos (MEHTA e MONTEIRO, 1993). Os valores elásticos adotados, tanto para a mistura de AAUQ como de CBUQ são apresentados na Tabela 3.2.

Tabela 3.2: Parâmetros utilizados nas misturas

Mistura	Material	Módulo de Elasticidade (E) kgf/cm ²		Coef. de Poisson (ν)
		0°C	25°C	
AAUQ	Ligante + Finos	32.000	13.200	0,2
CBUQ	Agregado Graúdo	415.000	405.000	0,2
	Ligante + Finos	41.950	20.250	0,3

É importante observar que a consideração de comportamento elástico do ligante é uma simplificação. No estudo de SOUZA e SOARES (2002) descreve-se a obtenção de propriedades viscoelásticas de materiais betuminosos.

Para as propriedades dos elementos de interface, diferentes curvas de amolecimento $T = T(I)$ e valores de s_{max} e w_c foram testadas de modo a reproduzir a curva força \times deslocamento obtida em laboratório, para ambas as análises de mistura homogênea (AAUQ) e heterogênea (CBUQ) nas duas temperaturas investigadas.

No caso da mistura homogênea existe apenas um tipo de elemento de interface ao longo da linha de ruptura (descontinuidade do ligante + finos). Trata-se, portanto, de um elemento de interface característico do AAUQ analisado. No caso da mistura heterogênea, existem três situações que podem ocorrer quando se considera o diâmetro solicitado: (i) descontinuidade agregado-agregado; (ii) descontinuidade ligante-ligante; e (iii) descontinuidade da interface ligante-agregado (Figura 3.11). Portanto, há a necessidade de se assumir propriedades do MZC para estas três situações distintas. Em

todos os casos, a curva $T = T(I)$ cúbica de TVERGAARD (1990) e discutida em SOARES (1997) foi assumida. Os valores dos outros dois parâmetros (s_{max} e w_c) do modelo são calibrados para obtenção das curvas determinadas pelo ensaios laboratoriais.

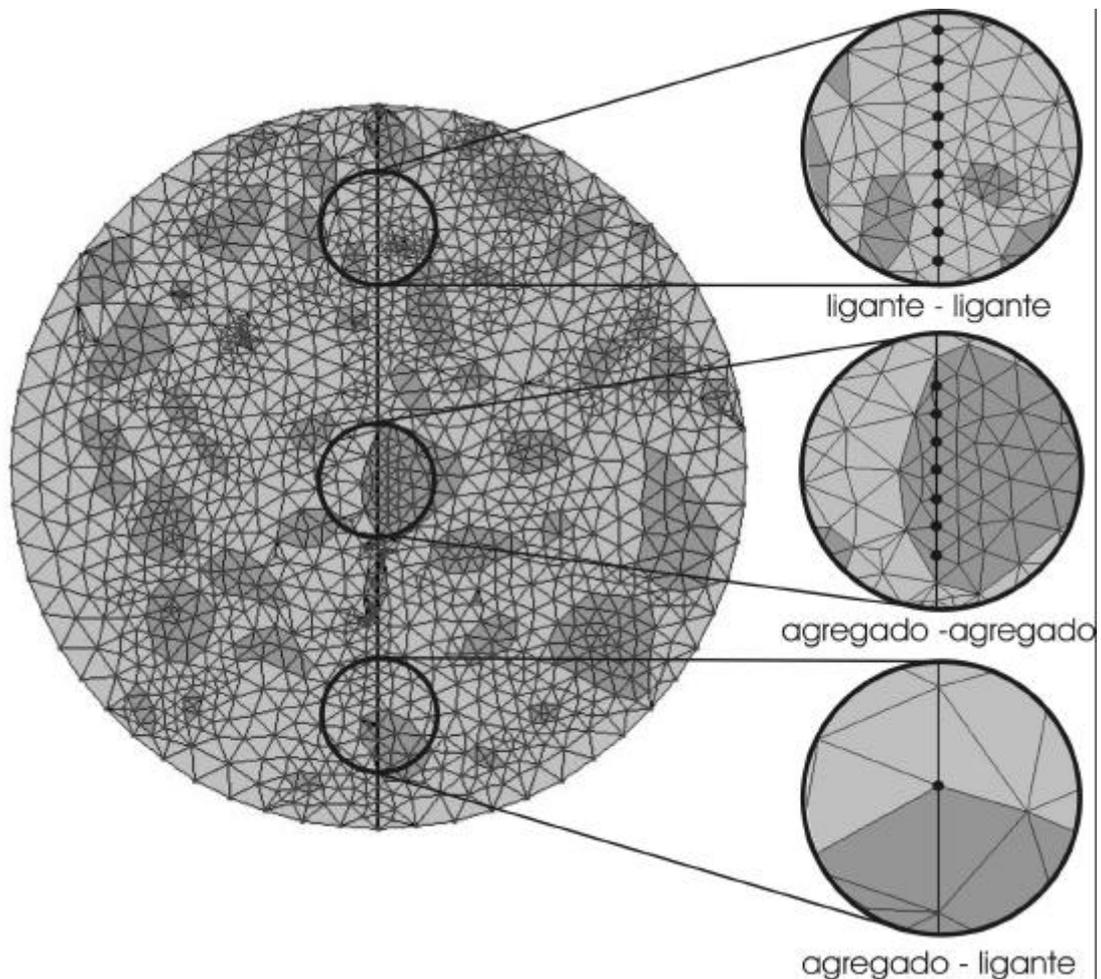


Figura 3.11: Tipos de descontinuidades da mistura heterogênea

3.3.2 Processamento

A etapa do processamento trata da análise computacional propriamente dita. É nela que são executados os cálculos de tensões e deformações. A Equação 3.2 mostra a formulação geral para a solução de um problema de elementos finitos.

$$[K]\{u\} = \{F\} \quad (3.2)$$

Onde,

[K]: matriz de rigidez dos elementos

{u}: vetor de incógnitas

{F}: vetor de forças atuantes

No programa utilizado (SADISTIC), aplicou-se uma série de deslocamentos (0,8 mm) sucessivos no topo da malha e fixou-se a base. A aplicação desses deslocamentos e da fixação da base foi realizada de forma pontual, no ensaio é utilizado um friso de carga. Dessa forma foi possível reproduzir o ensaio de deformação controlada (cada deslocamento imposto à malha de elementos finitos corresponde a 1 segundo de ensaio na prensa Marshall). Para que fosse possível a aplicação sucessiva de deslocamentos durante a simulação computacional, tanto os nós da base quanto os nós do topo foram fixados da direção x . Essa restrição faz com que esse nós não se separem.

Para cada deslocamento foi calculada a força de reação exercida pelos nós da base, sendo assim possível traçar o gráfico da força \times deslocamento. A Figura 3.12 apresenta um detalhe (ampliação) da configuração de uma malha de elementos finitos. A seta representa o local de aplicação do deslocamento e a força de reação seria calculada nos nós 2 e 3 (na ampliação) na direção do eixo y (vertical).

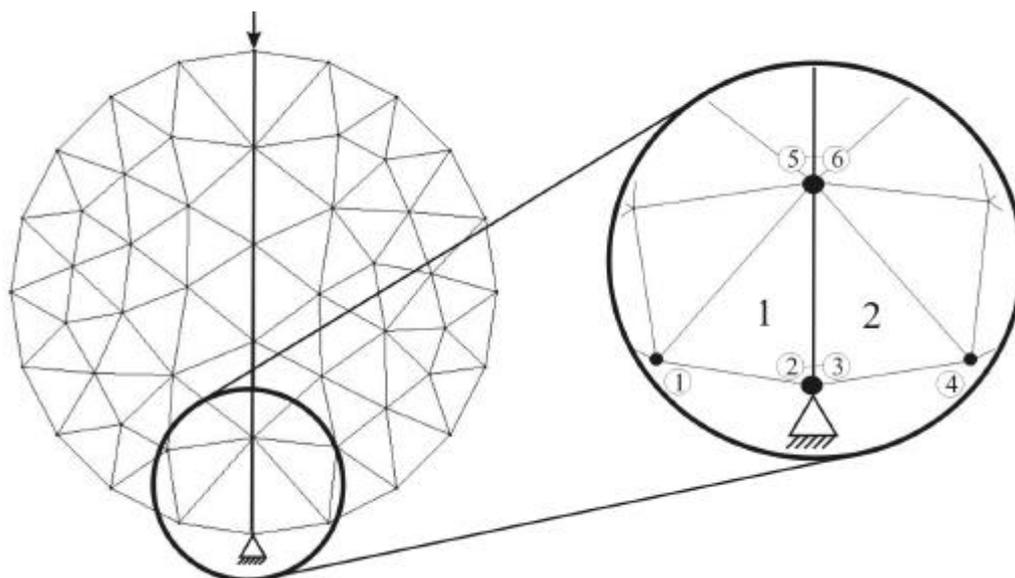


Figura 3.12: Modelo esquemático para cálculo da força de reação mediante a aplicação de um deslocamento

A análise numérica foi realizada no regime elástico linear com a utilização de elementos de interface nodais, modelados de acordo com o modelo cúbico (TVERGAARD, 1990).

3.3.3 Pós-processamento

Após o processamento há a necessidade de se avaliar os resultados obtidos. Uma dessas maneiras, e talvez, a mais completa é a geração gráfica dos resultados. Neste caso, foi utilizado novamente o Mtool (TECGRAF5, 1997).

Os resultados obtidos no SADISTIC foram implementados no Mtool para geração da malha deformada. De posse da malha deformada foi possível visualizar o aparecimento das primeiras trincas e avaliar a propagação das mesmas.

3.4 CALIBRAÇÃO DO MODELO COMPUTACIONAL

A calibração do modelo numérico foi feita através das curvas obtidas nos ensaios a deformação controlada dos corpos de prova confeccionados em laboratório. Conforme anteriormente mencionado, as propriedades dos elementos de interface do modelo numérico foram ajustadas de forma a permitir que a curva força \times deslocamento, determinada computacionalmente, coincidissem com a curva experimental. A partir desta curva é possível se verificar a carga de ruptura, bem como se ter uma indicação da energia necessária para esta ruptura. O estudo realizado possibilita a estimativa de propriedades de fratura associadas ao MZC em misturas asfálticas. Conforme é mostrado na seção seguinte, as simulações foram capazes de reproduzir os resultados experimentais.

O cálculo do RT numérico foi realizado da mesma forma do RT experimental. Porém, o valor da força de ruptura foi obtido a partir das curvas força \times deslocamento obtidas numericamente e calibradas para cada mistura.

Para o cálculo do MR a partir dos resultados da simulação numérica, aqui denominados MR numérico, utilizou-se também o SADISTIC e as mesmas malhas de elementos finitos da simulação do ensaio de compressão diametral a deformação

controlada. Entretanto, essa análise numérica se diferencia pela aplicação de uma força e não de um deslocamento. A força foi aplicada pontualmente no topo da malha de elementos finitos. A Figura 3.13 apresenta um modelo esquemático da obtenção dos valores para o cálculo do MR numérico. O cálculo foi realizado de acordo com a Equação 3.3 para a aplicação de uma carga (F) correspondente a 15% do RT numérico.

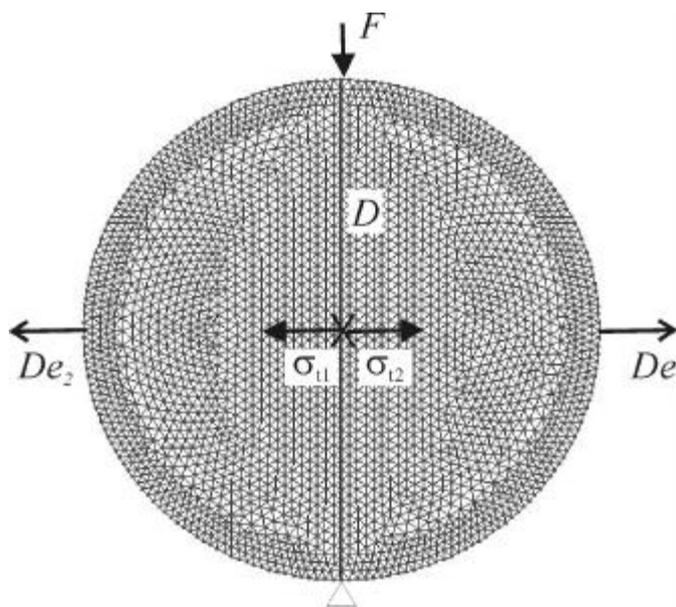


Figura 3.13: Representação esquemática para cálculo do MR numérico

$$MR = \frac{\frac{|s_{t1}| + |s_{t2}|}{2}}{\frac{|De_1| + |De_2|}{D}} \quad (3.3)$$

Onde,

- F : força aplicada
- s_{t1} e s_{t2} : tensões de tração horizontais no centro do corpo de prova
- De_1 e De_2 : deslocamentos horizontais nas extremidades do corpo de prova
- D : diâmetro do corpo de prova

3.5 SENSIBILIDADE DA MALHA DE ELEMENTOS FINITOS

Para a execução dos ensaios de laboratório, os corpos de prova (não trincados) são posicionados de forma aleatória no equipamento. A única imposição existente é que o corpo de prova deve ficar na posição diametral. Já para a malha de elementos finitos, a forma com que ela será posicionada para a simulação influencia na geração dos elementos finitos (mistura heterogênea com a linha de ruptura pré-definida). Em alguns casos é possível que a linha de ruptura pré-definida não passe por nenhum dos agregados graúdos, enquanto que em outros ela corte a maior parte deles.

Com o objetivo de investigar a influência da orientação da malha de elementos finitos no modelo numérico adotado, duas rotações, no sentido anti-horário, foram realizadas para a malha da mistura de CBUQ: 70 graus e 115 graus. Foi realizado, ainda para o CBUQ (heterogêneo), a geração de uma outra malha proveniente de uma nova seção transversal da mesma mistura para investigar, também, a sensibilidade a diferentes malhas provenientes da mesma mistura.

Para a mistura homogênea (AAUQ), a sensibilidade de malha foi verificada de forma diferente. Neste caso, como a mistura é homogênea, a rotação não geraria malhas diferentes. Foram então geradas malhas mais refinadas (maior quantidade de elementos) nas zonas de maior interesse as análises (proximidades da linha de ruptura, nós de aplicação de deslocamento).

CAPÍTULO 4

RESULTADOS

Neste capítulo os resultados experimentais são confrontados com os numéricos para ambas as misturas (AAUQ e CBUQ). O capítulo está dividido em duas partes: a primeira é composta dos resultados para a mistura considerada homogênea (AAUQ) e a segunda com os resultados da mistura heterogênea (CBUQ).

As Tabelas 4.1 e 4.2 apresentam os valores de RT e MR, respectivamente, para os ensaios experimentais e para as simulações numéricas nas duas temperaturas. Os valores de RT numéricos se aproximam dos valores obtidos experimentalmente devido a calibragem do modelo numérico a partir das curvas força \times deslocamento. Foi possível também obter valores de MR numéricos próximos aos experimentais, com exceção do AAUQ a 0°C.

Tabela 4.1: Valores de RT obtidos através das análises experimentais e numéricas

Mistura	Resistência a tração (kgf/cm ²)			
	Experimental		Numérico	
	0°C	25°C	0°C	25°C
AAUQ	25,2	7,4	25,8	7,2
AAUQ pré-trincado	21,8	7,2	21,2	7,0
CBUQ	39,0	10,5	39,0	10,3
CBUQ pré-trincado	28,4	10,4	29,9	9,6

Tabela 4.2: Valores de MR obtidos através das análises experimentais e numéricas

Mistura	Módulo de resiliência (kgf/cm ²)			
	Experimental		Numérico	
	0°C	25°C	0°C	25°C
AAUQ	100.351	17.791	35.910	14.835
AAUQ pré-trincado	NA	NA	NA	NA
CBUQ	155.128	41.512	152.233	39.253
CBUQ pré-trincado	NA	NA	NA	NA

4.1 AREIA ASFALTO USINADA A QUENTE

Os resultados experimentais e numéricos para a mistura de AAUQ foram divididos em quatro partes:

- a) AAUQ a 0°C;
- b) AAUQ a 0°C pré-trincado;
- c) AAUQ a 25°C, e
- d) AAUQ a 25°C pré-trincado.

O modelo numérico adotado para o AAUQ que mais se aproximou dos resultados experimentais foi aquela de se utilizou a curva $T = T(I)$ cúbica. Os valores de w_c e s_{max} variaram para as diferentes temperaturas (0 °C e 25 °C) e configuração geométrica (corpos de prova pré-trincados).

As análises numéricas dos AAUQ foram realizadas a partir de duas malhas de elementos finitos distintas. A primeira, malha A1 (Figura 4.1a) foi desenvolvida para a seção plena do corpo de prova de AAUQ sem a existência da pré-tinca (Figura 4.1b). Nessa malha foram utilizados 2.825 nós, 5.346 elementos e 51 elementos de interface. Conforme mostra a Figura 4.1b, a linha de ruptura foi pré-definida como sendo ao longo do diâmetro vertical (linha preta). Os elementos de interface foram dispostos ao longo desta linha.

A segunda malha, malha A2, (Figura 4.2a) foi gerada de acordo com o corpo de prova pré-trincado (Figura 4.2b). Nela foram utilizados 2.458 nós, 4.700 elementos e 41 elementos de interface. Os elementos de interface também foram dispostos ao longo da linha de ruptura pré-definida.

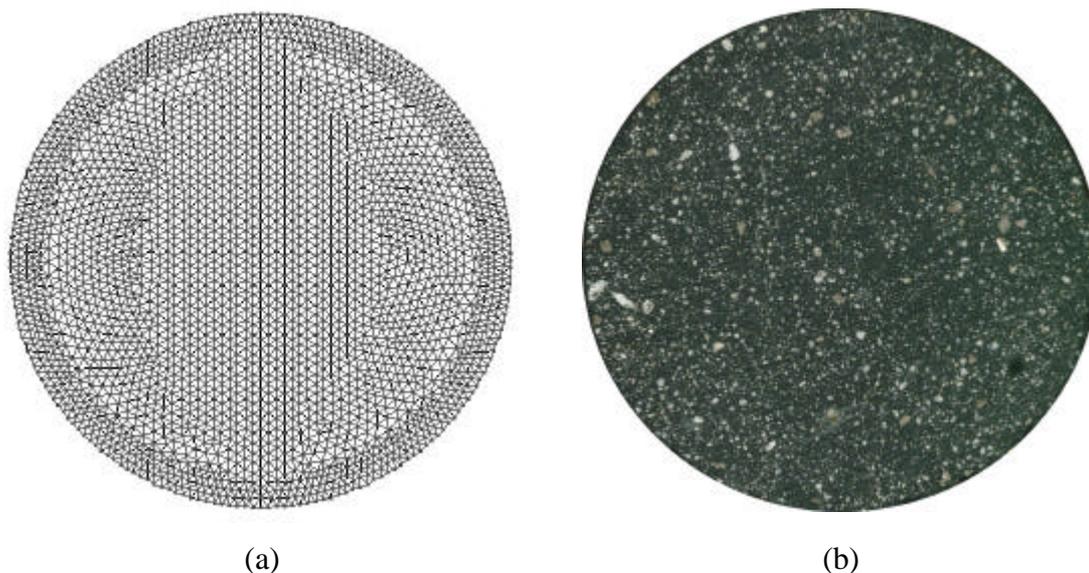


Figura 4.1: Seções transversais das misturas de AAUQ; (a) malha de elementos finitos – A1; (b) corpo de prova real

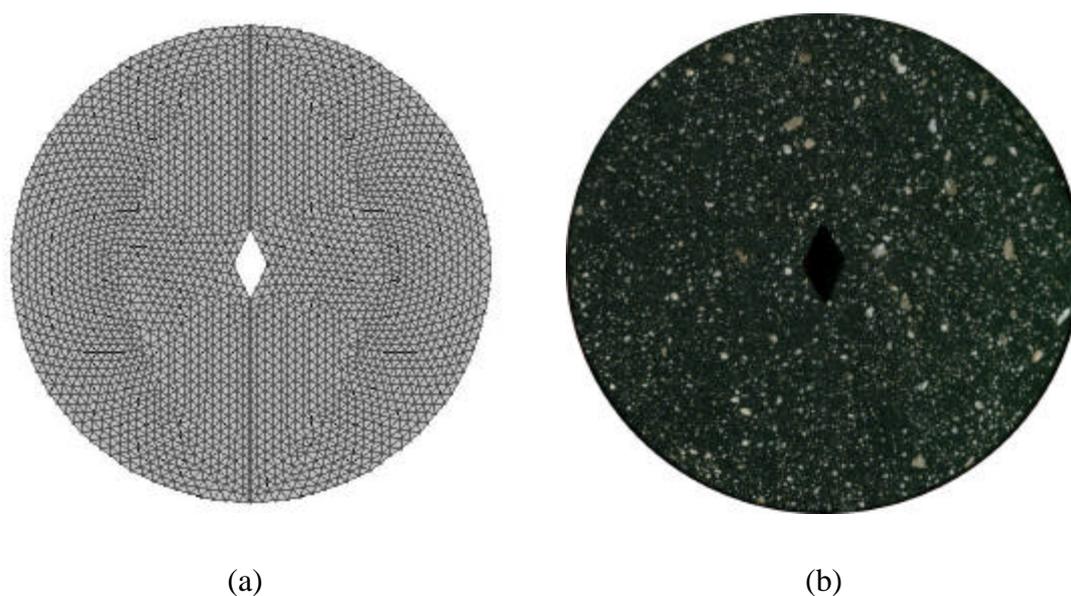


Figura 4.2: Seções transversais das misturas de AAUQ pré-trincadas; (a) malha de elementos finitos – A2; (b) corpo de prova real pré-trincado

4.1.1 AAUQ a 0°C

A Figura 4.3 apresenta curvas (força \times deslocamento) obtidas experimentalmente no ensaio de deformação controlada em compressão diametral para três corpos de prova de AAUQ a 0 °C. A Figura 4.3 apresenta ainda a média dos

resultados obtidos que foi utilizada para validação e calibração do modelo computacional.

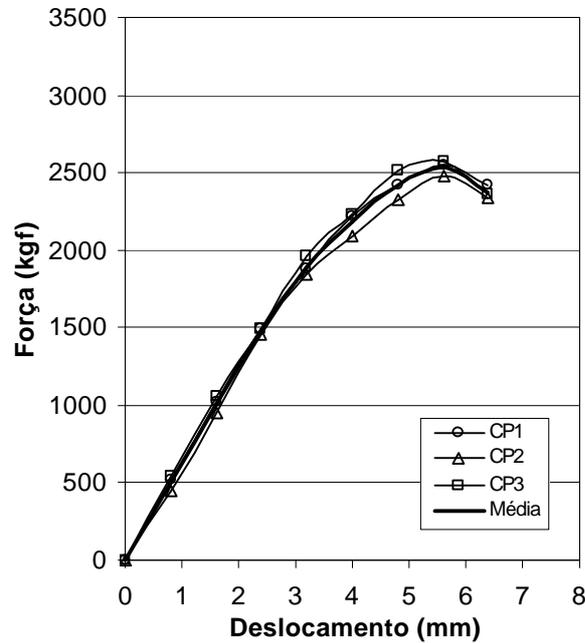


Figura 4.3: Resultados experimentais do ensaio de deformação controlada em compressão diametral para o AAUQ a 0 °C

De posse das curvas (força \times deslocamento) experimentais foi possível calibrar o modelo numérico. O valor de w_c (0,0011 cm) utilizado para este caso é da mesma ordem de grandeza dos valores usados em SOARES (1997) para modelagem da propagação de trincas em concreto-cimento, o que era esperado dado o comportamento do material betuminoso a baixas temperaturas.

A Figura 4.4a mostra a sensibilidade da simulação numérica ao parâmetro s_{max} utilizando $w_c = 0,0011$ cm, enquanto a Figura 4.4b mostra a sensibilidade ao parâmetro w_c utilizando $s_{max} = 230$ kgf/cm².

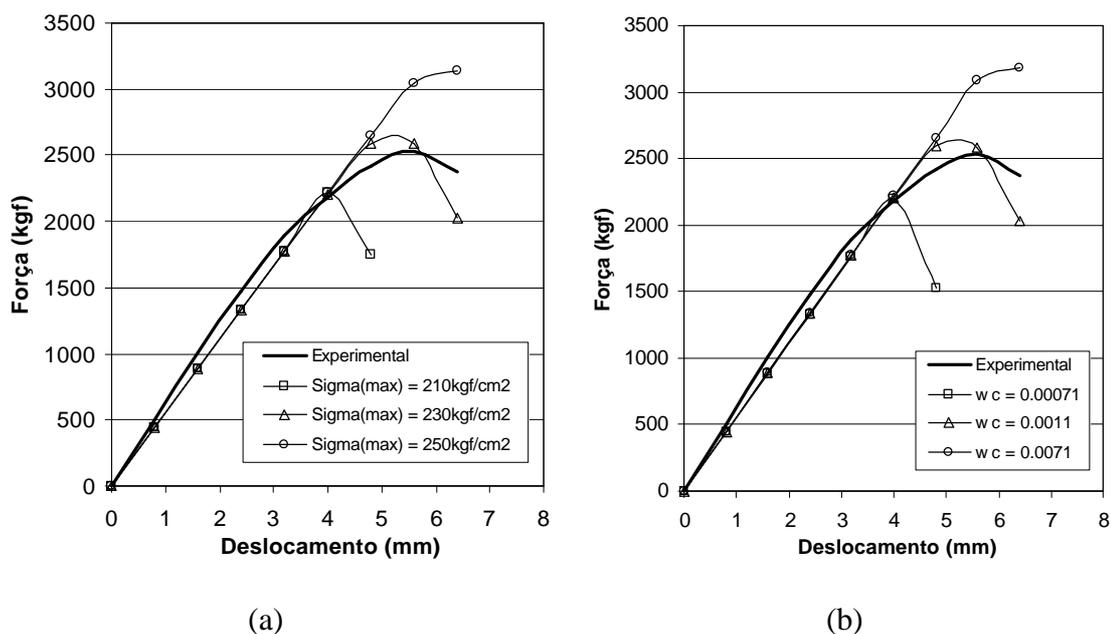


Figura 4.4: Simulação numérica \times experimento a 0°C ; (a) AAUQ: w_c fixo; (b) AAUQ: σ_{max} fixo

As Figuras 4.5a-4.5c apresentam a simulação do processo de formação e propagação da trinca considerando o AAUQ em três tempos (deslocamentos) diferentes ao longo da simulação numérica. É interessante observar na Figura 4.5b que a formação da trinca não se inicia no centro do cilindro como aponta também o estudo de FALCÃO e SOARES (2002) para diferentes materiais de pavimentação considerados homogêneos, e ainda a observação experimental de CASTRO-MONTERO *et al.* (1995) num estudo em argamassa de cimento, utilizando a técnica de interferometria holográfica a laser. Neste último estudo, observou-se que o processo de formação da trinca se inicia a 70% da carga de ruptura na região de deformação máxima. No presente estudo, com os parâmetros usados, observou-se que a primeira separação de nós dos elementos de interface ocorre a 68% da carga máxima. Tal fato pode ser verificado apenas em laboratório através de técnicas precisas como a usada por CASTRO-MONTERO *et al.* (1995). Já na Figura 4.6 é mostrada a trinca formada em um corpo de prova de AAUQ após a realização do ensaio de compressão diametral a deformação controlada.

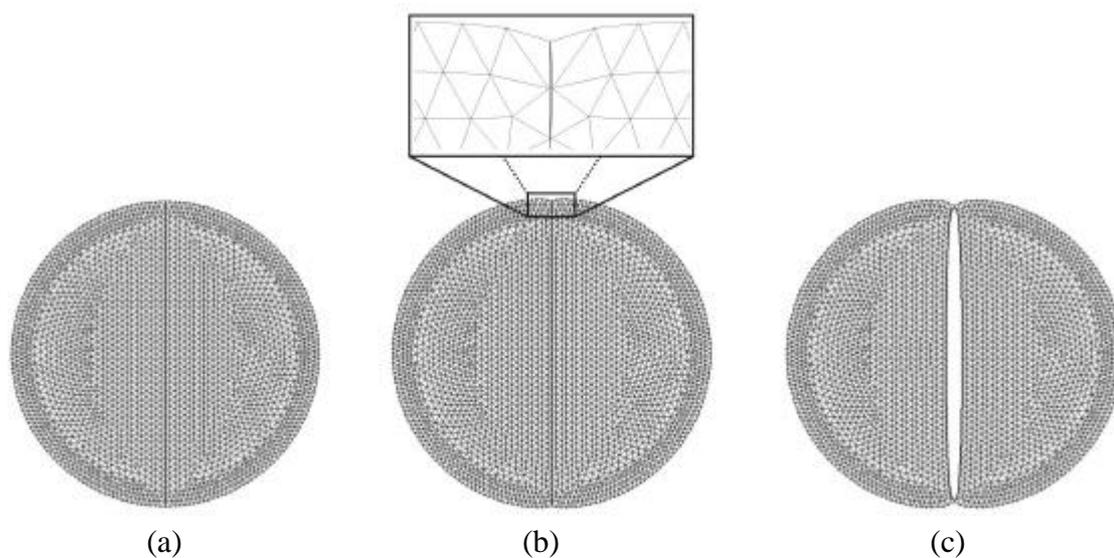


Figura 4.5: Simulação do ensaio de compressão diametral num corpo de prova homogêneo a 0 °C; (a) $F = 0$ kgf (0 seg); (b) $F = 1.770$ kgf = 68% F_{max} (4 seg); (c) $F = 2.594$ kgf = 100% F_{max} (6 seg)



Figura 4.6: Trinca formada na mistura de AAUQ após a realização do ensaio de deformação controlada a 0°C

4.1.2 AAUQ a 0°C pré-trincado

A Figura 4.7 apresenta curvas (força \times deslocamento) obtidas experimentalmente no ensaio de compressão diametral a deformação controlada para três corpos de prova de AAUQ a 0°C pré-trincados.

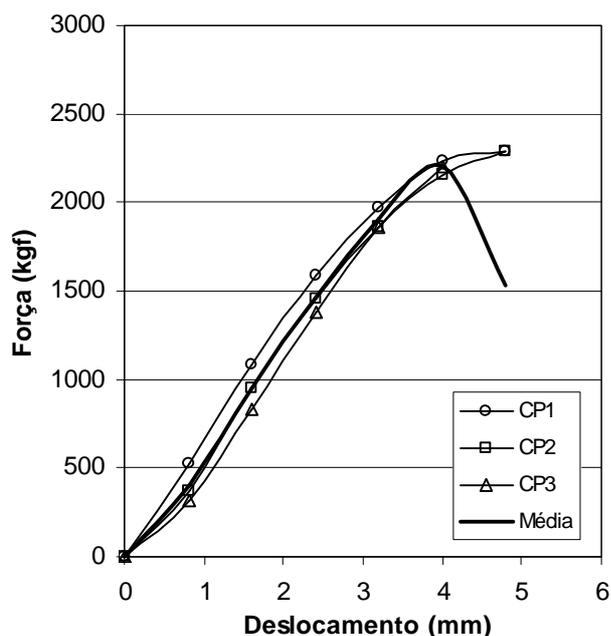


Figura 4.7: Resultados experimentais do ensaio de deformação controlada em compressão diametral para o AAUQ a 0°C pré-trincado

O modelo numérico também foi calibrado de acordo com os valores experimentais obtidos. O valor de w_c (0,0011cm) foi o mesmo utilizado na simulação anterior, pois se trata da mesma mistura à mesma temperatura de ensaio. Já o valor de s_{max} (335 kgf/cm²) utilizado na calibração foi superior ao da análise numérica sem a pré-trinca.

A pré-trinca faz com que a mistura suporte menos carga. Conforme mostram as Figuras 4.8a-4.8c, os primeiros nós a se separarem estão nas pontas da pré-trinca.

A Figura 4.9a mostra a sensibilidade da simulação numérica ao parâmetro s_{max} utilizando $w_c = 0,0011$ cm, enquanto a Figura 4.9b mostra a sensibilidade ao parâmetro w_c utilizando $s_{max} = 335$ kgf/cm². A Figura 4.10 mostra a trinca formada na mistura real de AAUQ pré-trincado a 0°C após o ensaio de deformação controlada

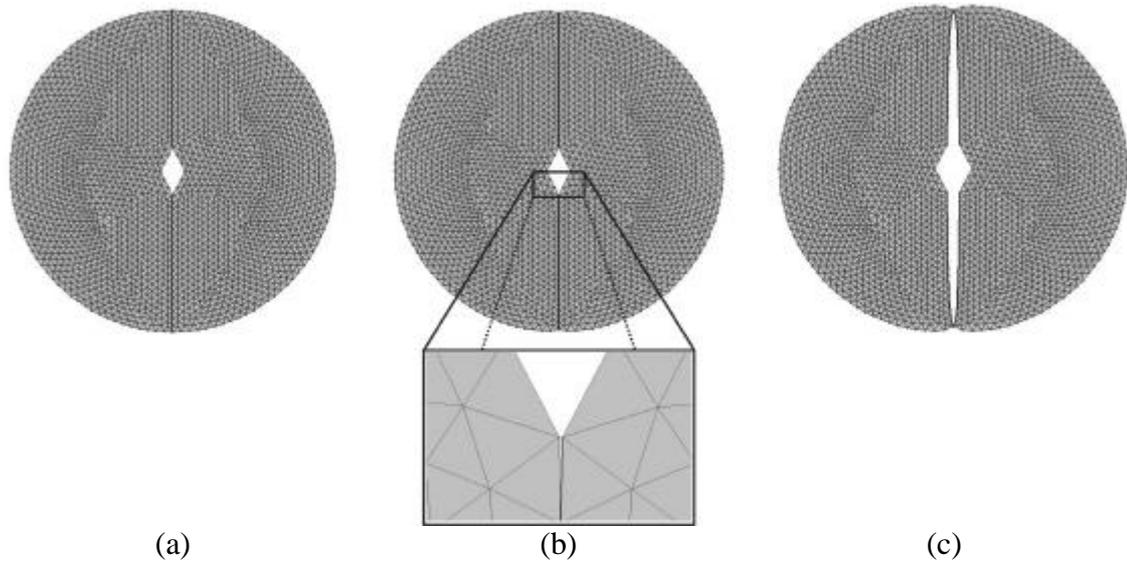


Figura 4.8: Simulação do ensaio de compressão diametral num corpo de prova homogêneo pré-trincado 0°C; (a) $F = 0$ kgf (0 seg); (b) $F = 1.283$ kgf = 61% F_{max} (3 seg); (c) $F = 2.134$ kgf = 100% F_{max} (5 seg)

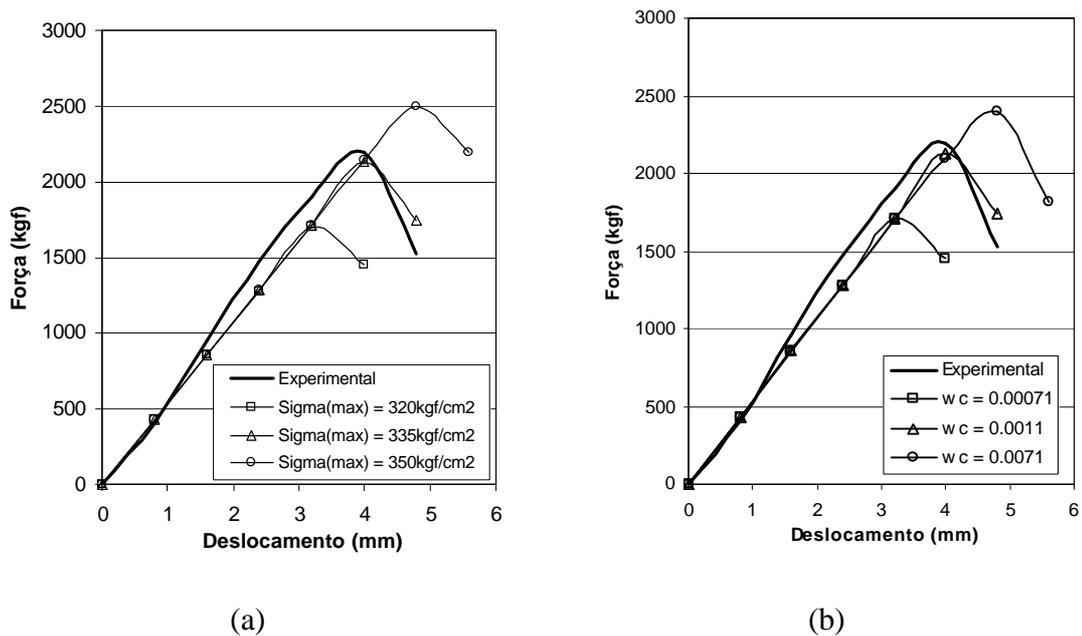


Figura 4.9: Simulação numérica \times experimento a 0°C pré-trincado; (a) AAUQ: w_c fixo; (b) AAUQ: s_{max} fixo

Para verificação da sensibilidade das análises às malhas de elementos finitos utilizadas nas simulações anteriores, foram geradas mais duas malhas (malha A3 e malha A4) com um refinamento de elementos ao longo da linha de ruptura (Figuras

4.11a-4.11b). As malhas A3 e A4 foram geradas com 687 e 782 nós, 1.198 e 1.374 elementos e 61 e 51 elementos de interface, respectivamente.



Figura 4.10: Trinca formada na mistura de AAUQ após a realização do ensaio de deformação controlada a 0°C na mistura pré-trincada

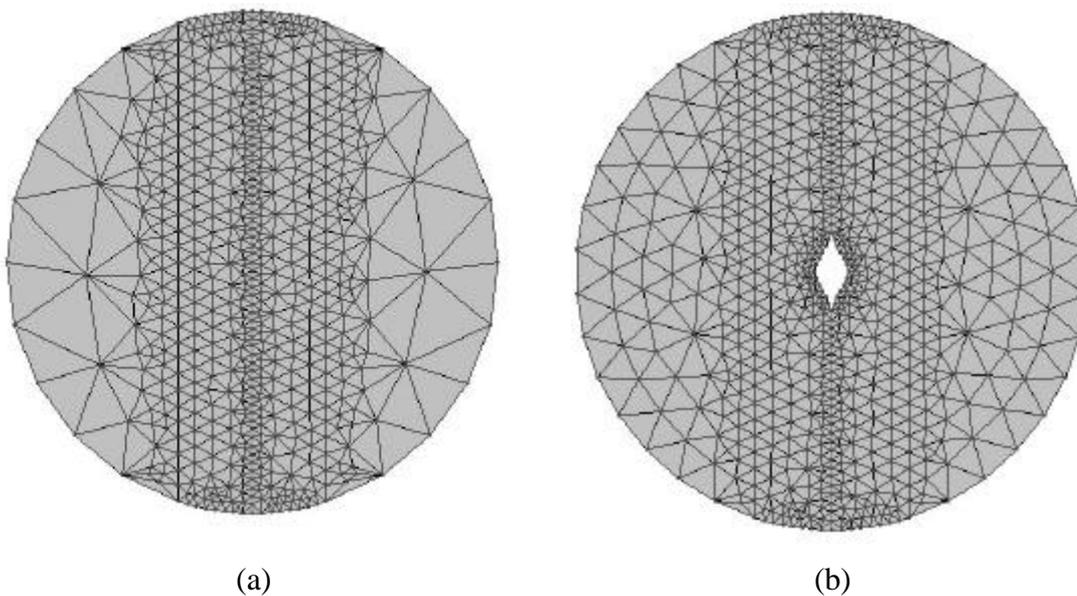


Figura 4.11: Malhas de elementos finitos; (a) malha A3; (b) malha A4

Nas análises numéricas das malhas A3 e A4 (com w_c e s_{max} idênticos aos das análises anteriores para corpos de prova não trincado e pré-trincado, respectivamente) foram obtidas curvas (força \times deslocamento) semelhantes às obtidas com as malhas A1 e A2, respectivamente (Figuras 4.12a-4.12b). Isto mostra que, para a mistura

homogênea, só existe a necessidade de um refinamento de elementos finitos na zona de ruptura. A utilização de grandes quantidades de elementos em zonas mais afastadas da linha de ruptura mostrou-se ineficiente. O excesso de elementos aumenta o esforço computacional, tornando a análise numérica mais demorada. Nas Figuras 4.13a-4.13b são mostradas as trincas formadas nas malhas A3 e A4, respectivamente. É importante observar que na simulação numérica não ocorre o total rompimento da malha de elementos finitos devido às restrições de deslocamentos na direção x anteriormente referidas.

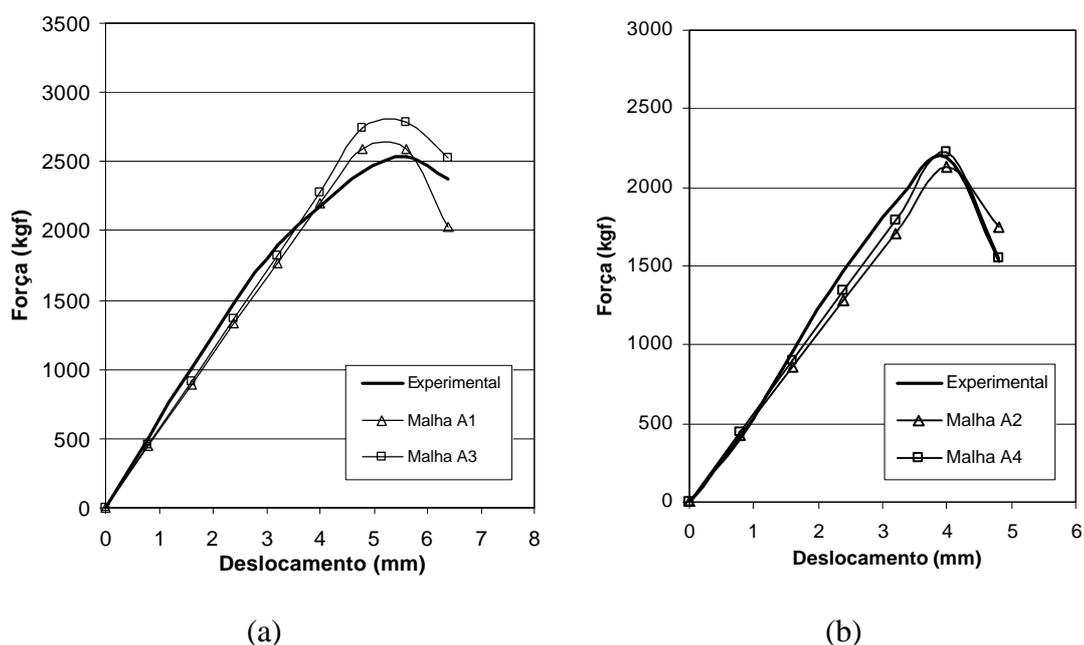


Figura 4.12: Análise de sensibilidade de malhas de elementos finitos a 0°C ; (a) malhas A1 e A3; (b) malhas pré-trincadas A2 e A4

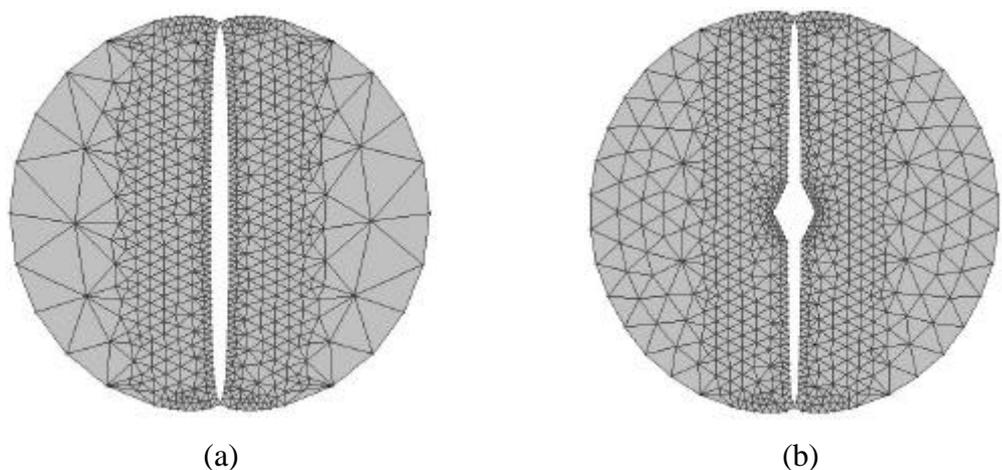


Figura 4.13: Propagação de trincas; (a) malha A3; (b) malha A4

4.1.3 AAUQ a 25°C

A Figura 4.14 apresenta curvas (força × deslocamento) obtidas experimentalmente no ensaio de compressão diametral a deformação controlada para três corpos de prova de AAUQ a 25°C.

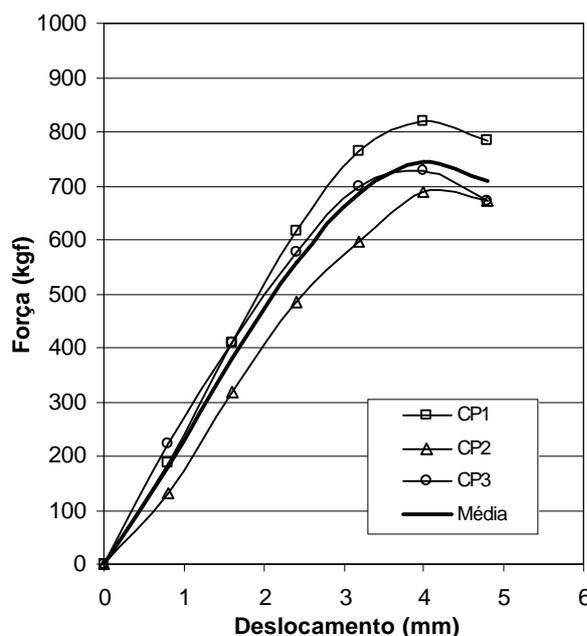


Figura 4.14: Resultados experimentais do ensaio de deformação controlada em compressão diametral para o AAUQ a 25°C

O valor de w_c (0,0071 cm) utilizado para este caso é uma ordem de grandeza superior aos valores usados em SOARES (1997) para modelagem da propagação de trincas em concreto-cimento. Tal valor é atribuído à maior ductilidade do material betuminoso a 25°C. A Figura 4.15a mostra a sensibilidade da simulação numérica ao parâmetro s_{max} utilizando $w_c = 0,0071$ cm, enquanto a Figura 4.15b mostra a sensibilidade ao parâmetro w_c utilizando $s_{max} = 80$ kgf/cm².

As Figuras 4.16a-4.16c apresentam a simulação do processo de formação e propagação da trinca considerando o AAUQ em três tempos (deslocamentos) diferentes ao longo da simulação numérica. A separação dos primeiros nós ocorrem a 76% da carga máxima. A trinca formada no corpo de prova experimental é semelhante àquela obtida na simulação do AAUQ a 0°C .

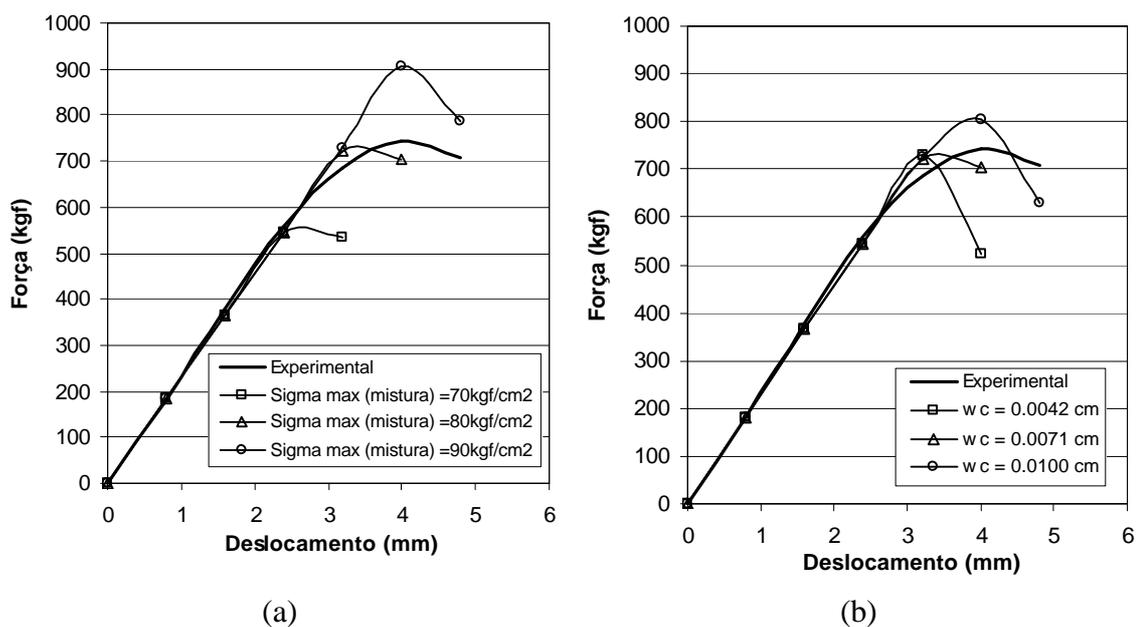


Figura 4.15: Simulação numérica \times experimento a 25°C; (a) AAUQ: w_c fixo; (b) AAUQ: s_{max} fixo

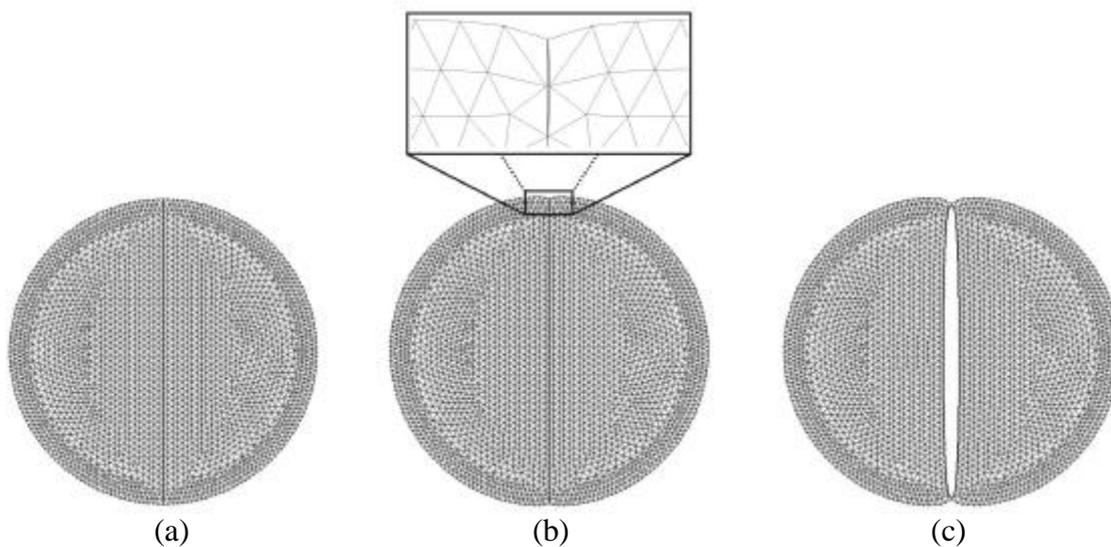


Figura 4.16: Simulação do ensaio de compressão diametral num corpo de prova homogêneo a 25°C; (a) $F = 0$ kgf (0 seg); (b) $F = 546$ kgf = 76% F_{max} (3 seg); (c) $F = 723$ kgf = 100% F_{max} (4 seg)

4.1.4 AAUQ a 25°C pré-trincado

A Figura 4.17 apresenta curvas (força \times deslocamento) obtidas experimentalmente no ensaio de compressão diametral a deformação controlada para

três corpos de prova de AAUQ a 25°C pré-trincados.

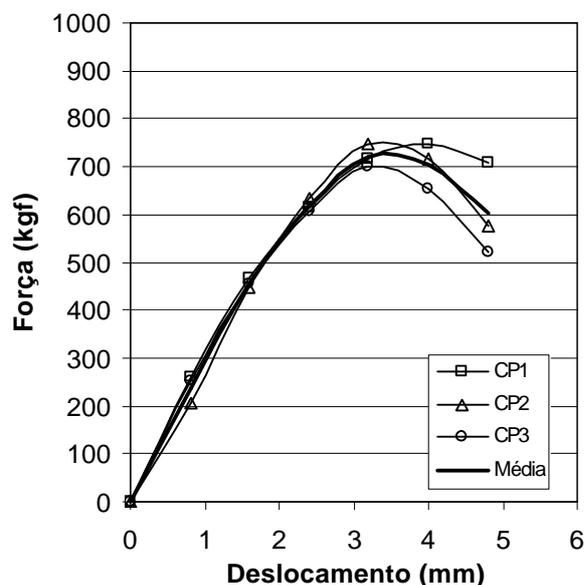


Figura 4.17: Resultados experimentais do ensaio de deformação controlada em compressão diametral para o AAUQ a 25°C pré-trincado

O modelo numérico foi calibrado de acordo com os valores experimentais obtidos. O valor de w_c (0,0071cm) foi o mesmo utilizado na simulação da mistura de AAUQ a 25°C sem a pré-trinca. Já o valor de s_{max} (110 kgf/cm²) utilizado na calibração foi superior ao da simulação do AAUQ anterior. As Figuras 4.18a-4.18c mostram o processo de formação da trinca da malha A2.

A Figura 4.19a mostra a sensibilidade da simulação numérica ao parâmetro s_{max} utilizando $w_c = 0,0071$ cm, enquanto a Figura 4.19b mostra a sensibilidade ao parâmetro w_c utilizando $s_{max} = 110$ kgf/cm². A trinca formada no corpo de prova experimental é semelhante a obtida na simulação do AAUQ pré-trincado a 0°C.

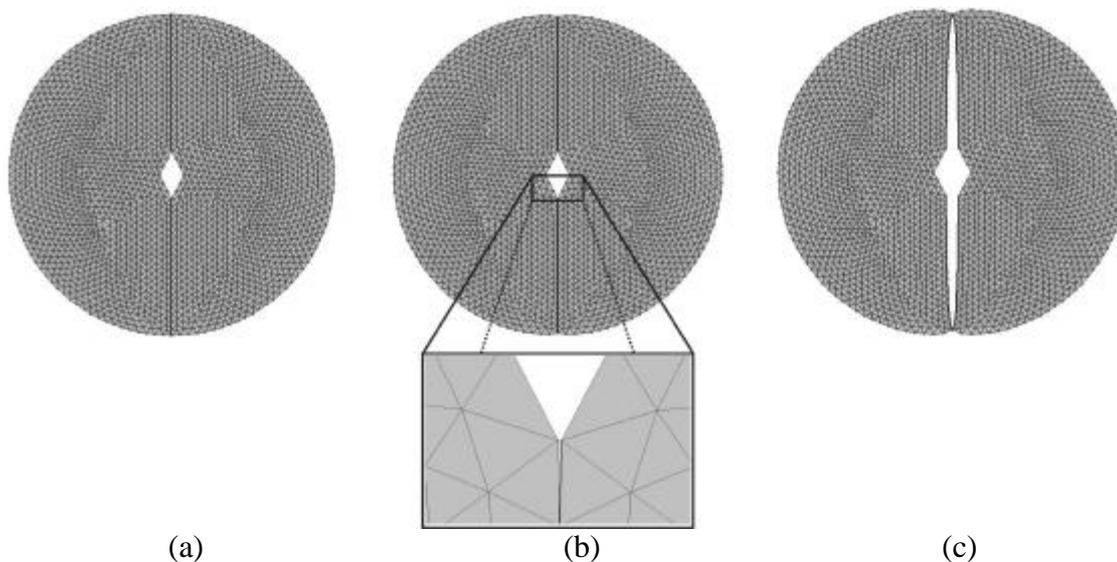


Figura 4.18: Simulação do ensaio de compressão diametral num corpo de prova homogêneo pré-trincado a 25°C; (a) $F = 0$ kgf (0 seg); (b) $F = 531$ kgf = 75% F_{max} (3 seg); (c) $F = 705$ kgf = 100% F_{max} (4 seg)

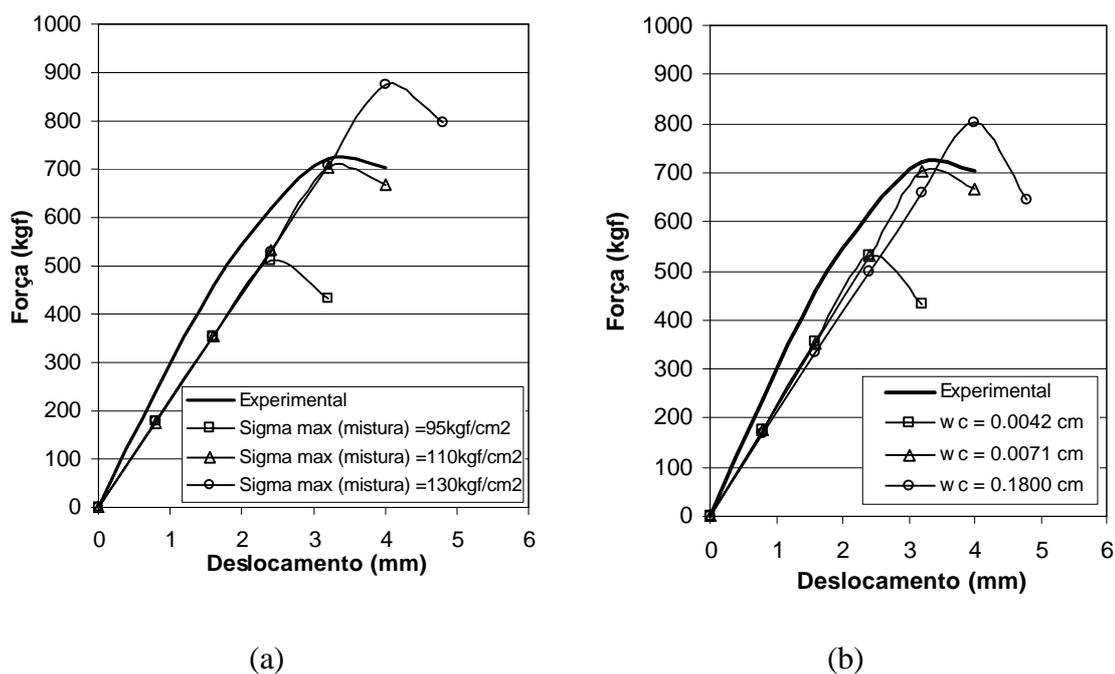


Figura 4.19: Simulação numérica \times experimento a 25°C pré-trincado; (a) AAUQ: w_c fixo; (b) AAUQ: s_{max} fixo

Na análise de sensibilidade das malhas de elementos finitos foram utilizadas também as malhas A3 e A4. De maneira semelhante às análises a 0°C, as malhas com menos elementos e mais refinadas na região próxima à linha de ruptura, levaram a

curvas (força \times deslocamento) semelhantes às obtidas com as malhas A1 e A2 (a 25°C e com os mesmos valores de w_c e S_{max}), respectivamente (Figuras 4.20a-4.20b). O processo de formação da trinca na malha de elementos finitos a 25°C é idêntico à 0°C. A diferença está apenas nos tempos em que ocorrem as primeiras separações entre os nós e o final da simulação.

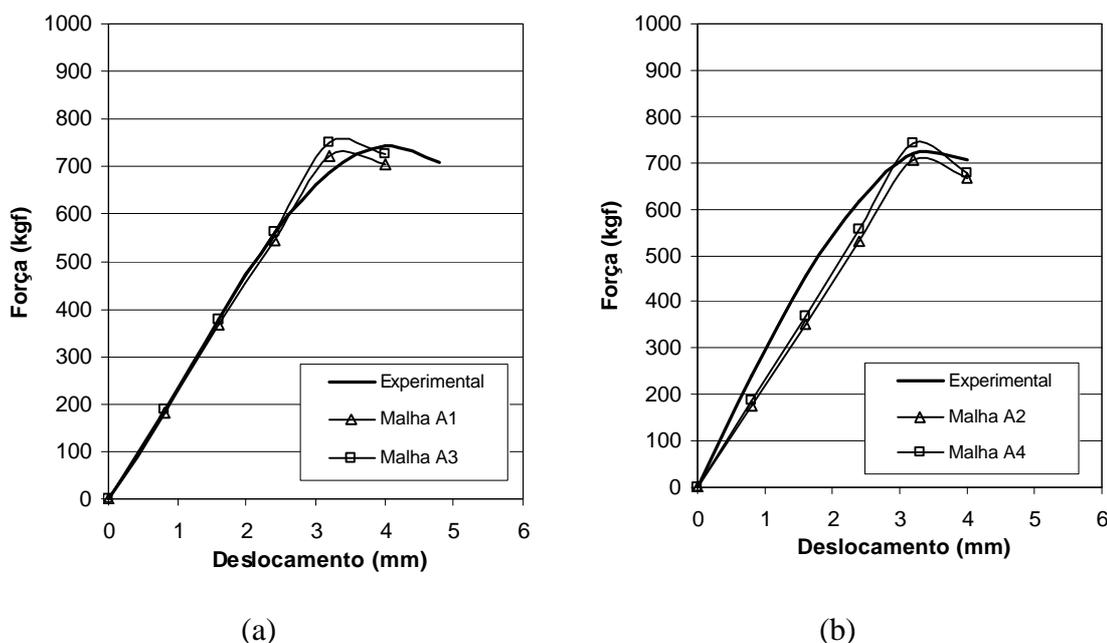


Figura 4.20: Análise de sensibilidade de malhas de elementos finitos a 25°C; (a) malhas A1 e A3; (b) malhas pré-trincadas A2 e A4

4.2 CONCRETO BETUMINOSO USINADO A QUENTE

Os resultados experimentais e numéricos da mistura de CBUQ, também, foram divididos em quatro partes:

- a) CBUQ a 0°C
- b) CBUQ a 0°C pré-trincado;
- c) CBUQ a 25°C, e,
- d) CBUQ a 25°C pré-trincado.

Para o modelo numérico utilizou-se da a curva $T = T(I)$ cúbica. Os valores de w_c e S_{max} , abordados mais adiante, variaram para as diferentes temperaturas (0°C e 25°C) e configurações geométricas.

As análises numéricas dos CBUQs foram realizadas a partir de duas malhas de elementos finitos: C1 e C2. A malha C1 (Figura 4.21a) foi desenvolvida para a seção plena do corpo de prova de CBUQ sem a existência da pré-trinca (Figura 4.21b). Nessa malha foram utilizados 1.550 nós, 2.934 elementos e 50 elementos de interface. Conforme mostra a Figura 4.21b, a linha de ruptura foi pré-definida como sendo ao longo do diâmetro vertical (linha preta). Os elementos de interface foram dispostos ao longo desta linha.

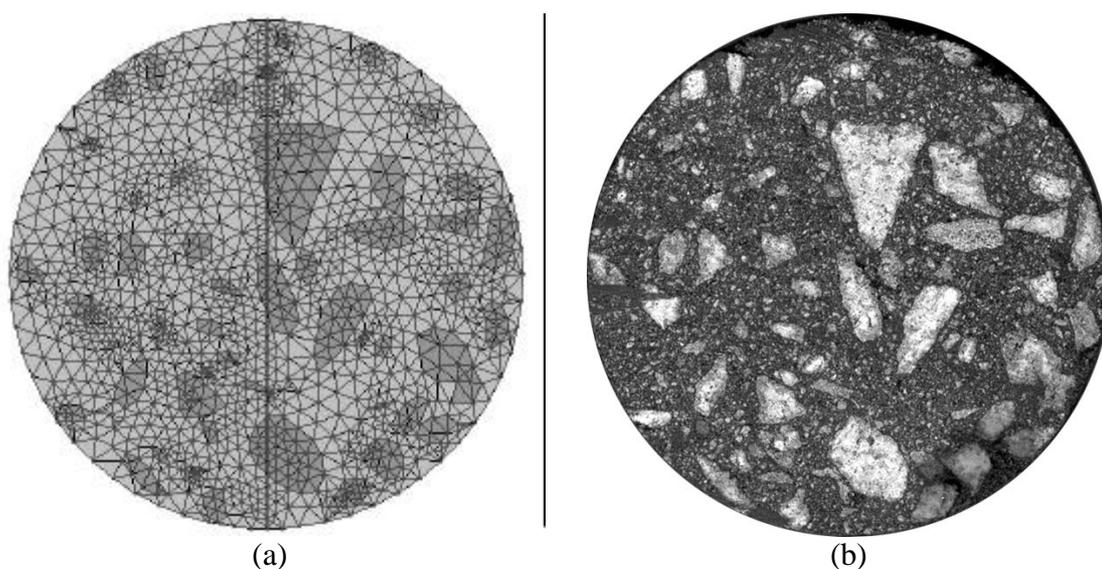


Figura 4.21: Seções transversais das misturas de CBUQ; (a) malha de elementos finitos – C1; (b) corpo de prova real

A segunda malha, C2 (Figura 4.22a) foi gerada de acordo com o corpo de prova pré-trincado (Figura 4.22b). Nela foram utilizados 1.613 nós, 3.080 elementos e 36 elementos de interface. Os elementos de interface também foram dispostos ao longo da linha de ruptura (diâmetro vertical) pré-definida.

Apesar das malhas de elementos finitos terem sido geradas a partir de seções transversais de certos corpos de prova e os ensaios experimentais terem sido realizados em outros, acredita-se que, as mesmas misturas possuem um comportamento semelhante mediante a aplicação de uma mesma taxa de deslocamento.

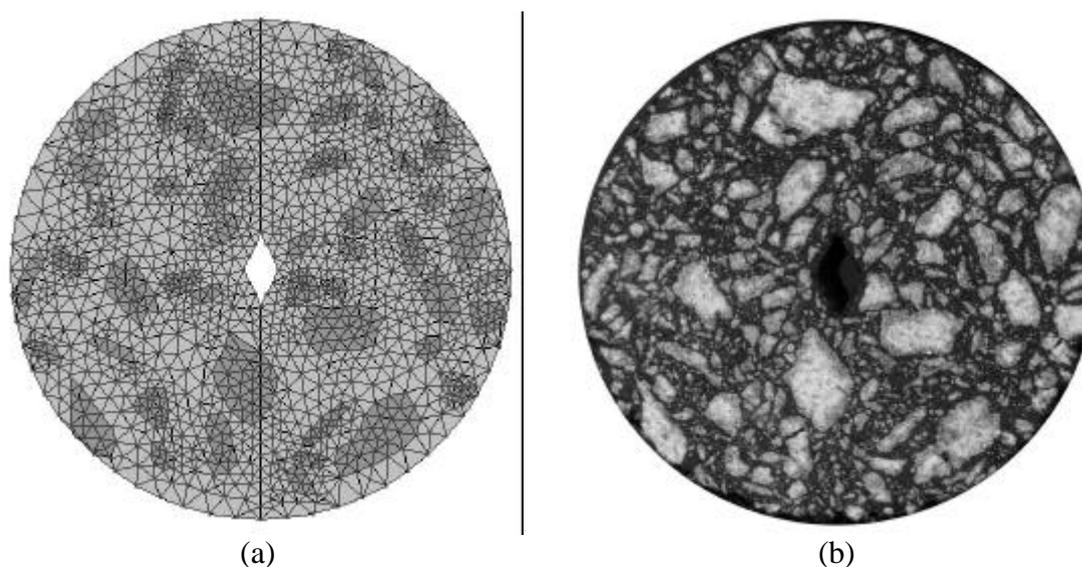


Figura 4.22: Seções transversais das misturas de CBUQ pré-trincadas; (a) malha de elementos finitos – C2; (b) corpo de prova real pré-trincado

4.2.1 CBUQ a 0°C

A Figura 4.23 apresenta curvas (força \times deslocamento) obtidas experimentalmente no ensaio de compressão diametral a deformação controlada para três corpos de prova de CBUQ a 0°C. A Figura 4.23 apresenta ainda a média dos resultados obtidos que foi utilizada para validação e calibração do modelo computacional.

A curva de amolecimento (cúbica) produziu simulações adequadas para o caso da mistura de CBUQ com os seguintes valores assumidos para os parâmetros do MZC nas três possibilidades de interface ao longo do diâmetro solicitado:

- a) *Descontinuidade agregado-agregado:* $w_c = 4,0 \cdot 10^{-6} \text{ cm}$ e $\mathbf{s}_{max} = 430 \text{ kgf/cm}^2$;
- b) *Descontinuidade ligante-ligante:* $w_c = 7,1 \cdot 10^{-4} \text{ cm}$ e $\mathbf{s}_{max} = 430 \text{ kgf/cm}^2$; e,
- c) *Descontinuidade ligante-agregado:* $w_c = 7,1 \cdot 10^{-5} \text{ cm}$ e $\mathbf{s}_{max} = 70 \text{ kgf/cm}^2$.

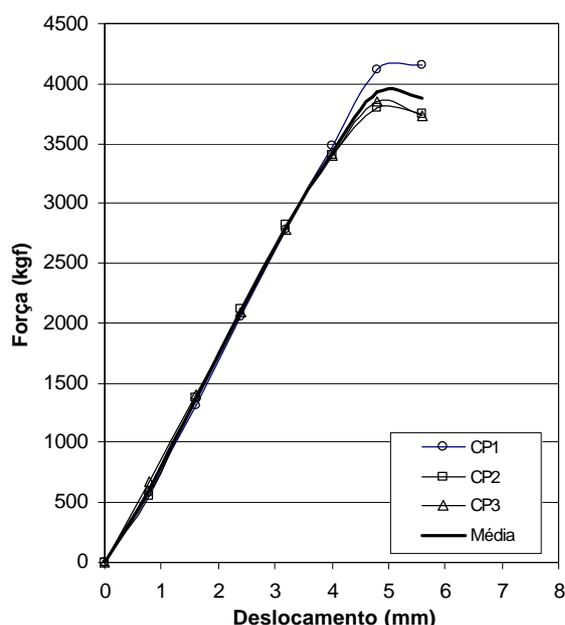


Figura 4.23: Resultados experimentais do ensaio de compressão diametral a deformação controlada para misturas de CBUQ a 0°C

A Figuras 4.24a e 4.24b apresentam, para os três valores de w_c acima, as análises de sensibilidade das simulações ao valor de s_{max} do ligante (impregnado de finos) e do agregado, respectivamente. Embora o ligante no caso heterogêneo tenha semelhanças ao material do caso homogêneo, o valor de s_{max} necessário para reproduzir os ensaios de laboratório foi diferente, indicando a importância da calibração dos parâmetros.

As Figuras 4.25a-4.25c apresentam a formação e propagação da trinca na mistura de CBUQ com a simulação computacional realizada a 0°C. Os nós da malha de elementos finitos começam a se separar a 37% da carga de ruptura. Já na Figura 4.26 é apresentada a trinca formada no corpo de prova de CBUQ.

A análise de sensibilidade para a malha utilizada na mistura de CBUQ foi realizada de forma diferente do AAUQ. Como a mistura de AAUQ é considerada homogênea foi possível gerar malhas contendo áreas com pouca quantidade de elementos. Para o CBUQ a análise não pode ser feita dessa forma devido à presença dos agregados. A utilização de poucos elementos para representar os agregados implicaria numa disformidade na geometria dos mesmos. Isso faria com que os agregados fossem representados de forma menos realista. Para evitar esse problema a sensibilidade de

malha foi verificada de duas formas: 1 – rotações da malha C1 no sentido anti-horário 70 graus (malha C1-70) e 115 graus (malha C1-115) (Figuras 4.27a-4.27b, respectivamente); 2 – confecção de uma nova malha, C3 (Figura 4.28a), a partir de uma nova seção transversal (Figura 4.28b) de um corpo de prova da mesma mistura.

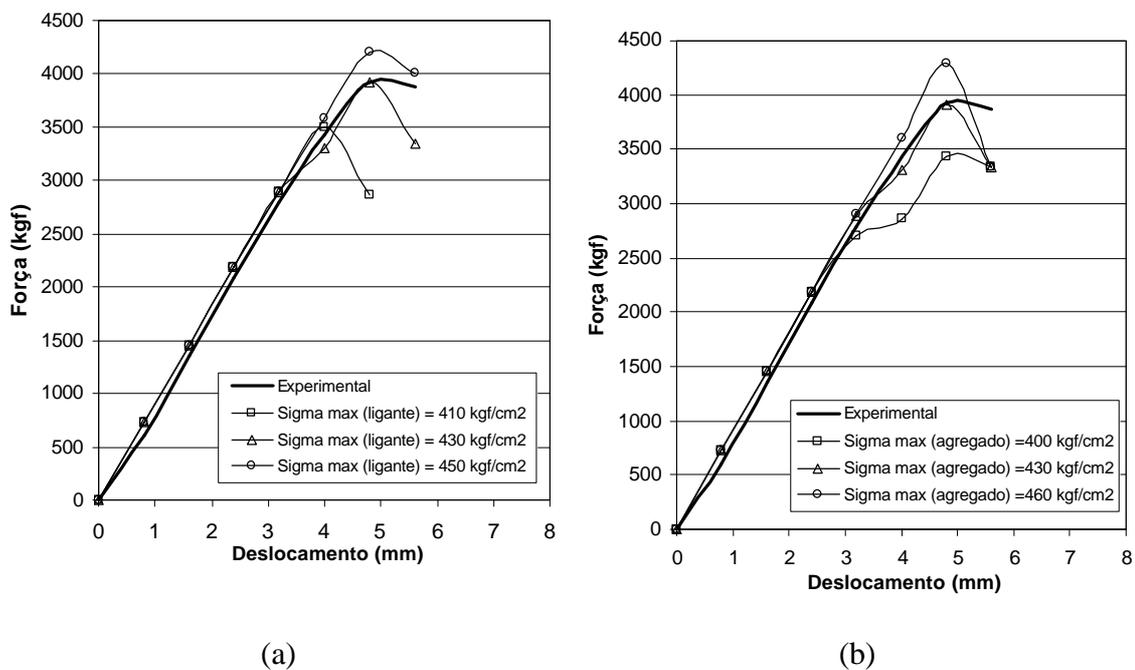


Figura 4.24: Simulação numérica \times experimento do CBUQ a 0°C; (a) σ_{max} do agregado fixo; (b) σ_{max} do ligante fixo

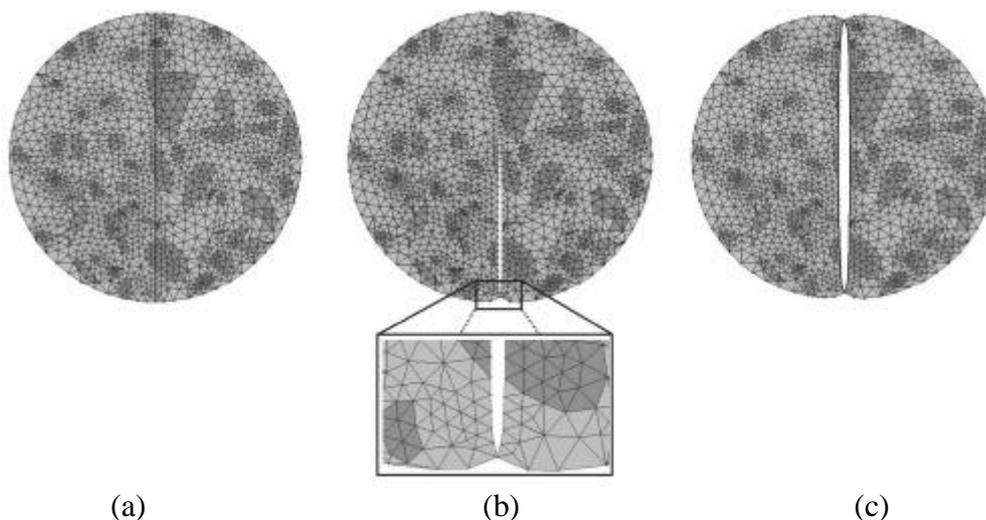


Figura 4.25: Simulação do ensaio de compressão diametral num corpo de prova heterogêneo a 0°C; (a) $F = 0$ kgf (0 seg); (b) $F = 3.303$ kgf = 77% F_{max} (5 seg); (c) $F = 3.917$ kgf = 100% F_{max} (6 seg)

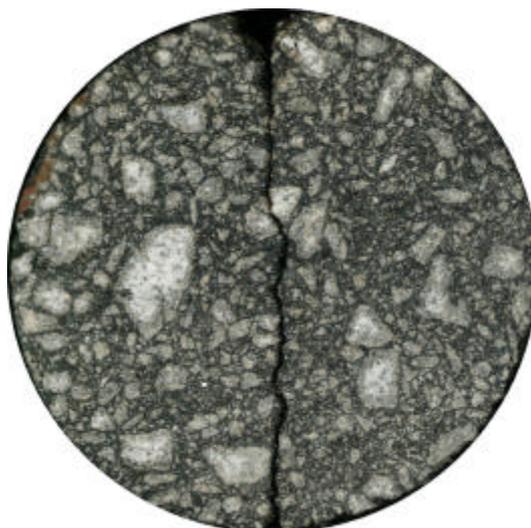


Figura 4.26: Trinca formada na mistura de CBUQ a 0°C após o rompimento

O simples fato de rotacionar a malha C1 não implicaria na geração de uma nova malha. Entretanto, a definição da linha de ruptura, que agora cortará diferentes quantidades e formas de agregados, gera uma nova configuração para a malha de elementos finitos. A malha C1-70 possui 2.138 nós, 4.110 elementos e 53 elementos de interface. Já a malha C1-115 possui 1.516 nós, 2.894 elementos e 38 elementos de interface.

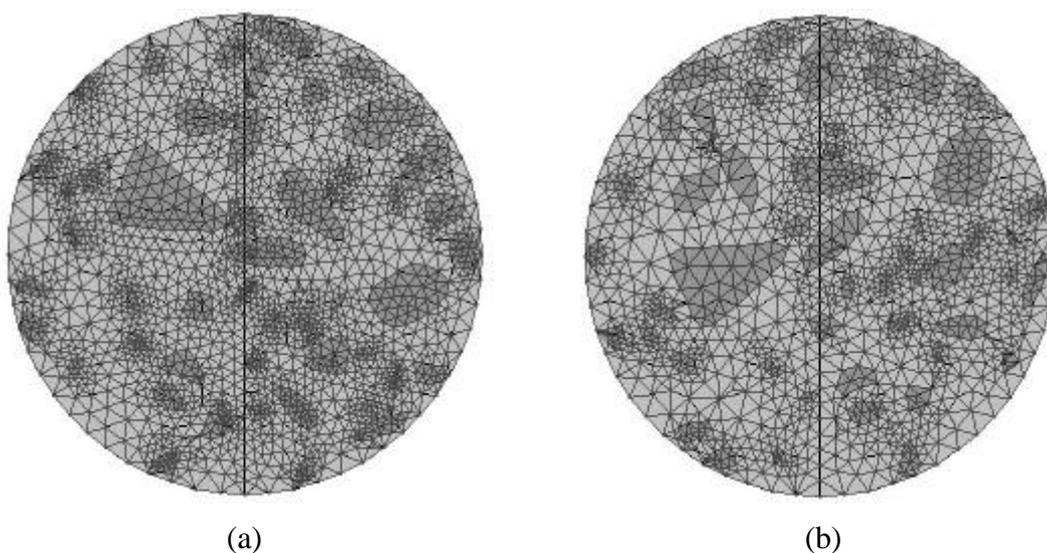


Figura 4.27: Rotações no sentido anti-horário da malha C1; (a) 70 graus; (b) 115 graus

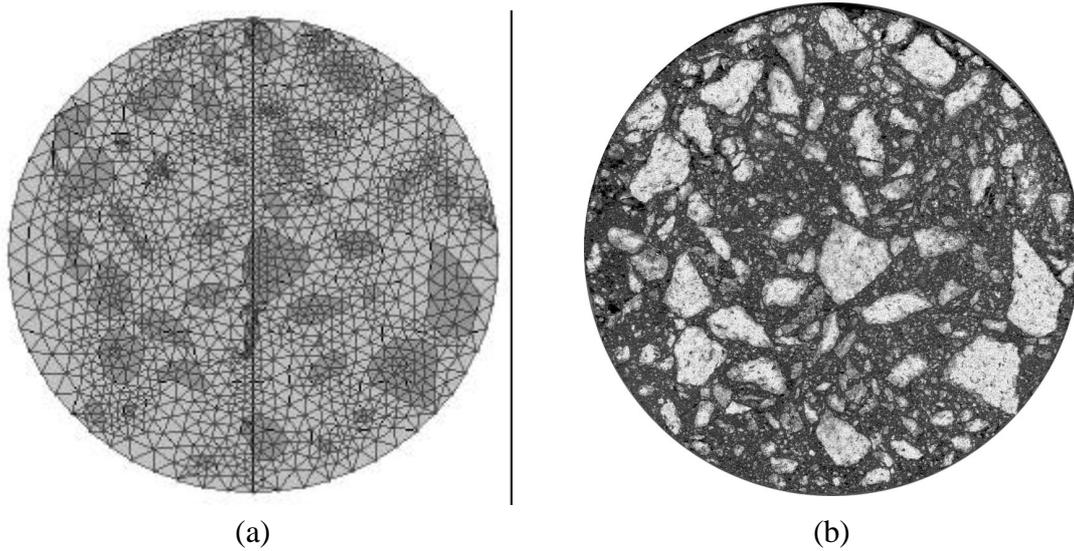


Figura 4.28: Seções transversais da mistura de CBUQ; (a) malha de elementos finitos – C3; (b) corpo de prova real

A Figura 4.29 apresenta as curvas obtidas para as rotações da malha C1. Os valores de w_c e s_{max} adotados foram os mesmos da simulação da malha C1. Desta forma a única variável seria a configuração das malhas. Nas Figuras 4.30a-4.30b são apresentadas as malhas C1-70 e C115 após as simulações numéricas, respectivamente.

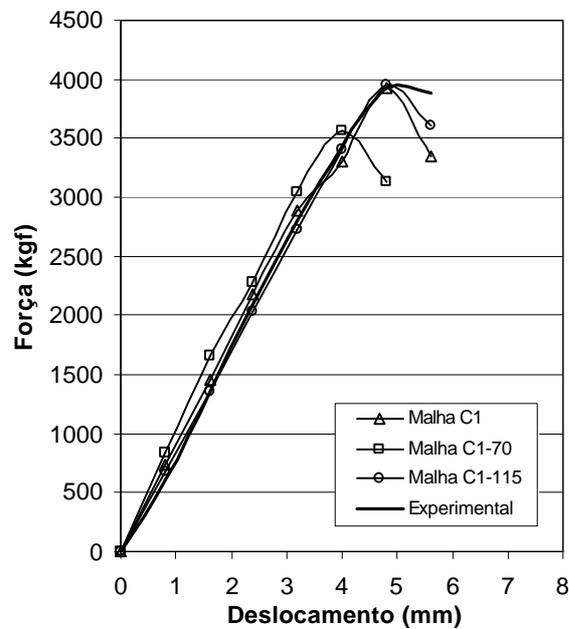


Figura 4.29: Sensibilidade de malhas para as rotações

Como mencionado anteriormente, utilizou-se, também, para a análise de sensibilidade uma outra malha C3 gerada a partir da mesma mistura, mas de uma nova seção transversal. Para essa malha C3 também foram utilizados os mesmos valores de w_c e s_{max} para as diferentes descontinuidades das simulações das malhas C1-70 e C1-115. Na Figura 4.31 são apresentadas as curvas obtidas e a Figura 4.32 mostra a malha C3 após o rompimento.

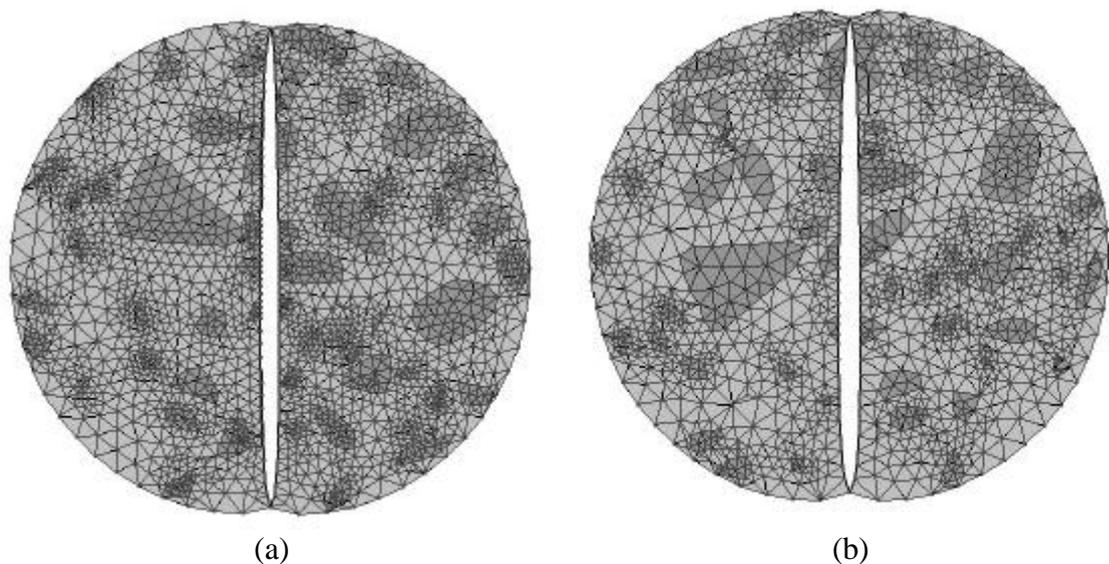


Figura 4.30: Malhas C1 rotacionadas, após o simulação numérica; (a) C1-70; (b) C1-115

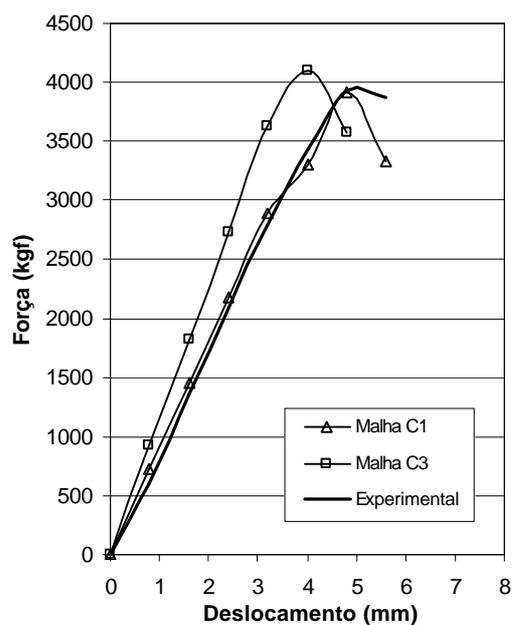


Figura 4.31: Sensibilidade entre as malhas C1 e C3

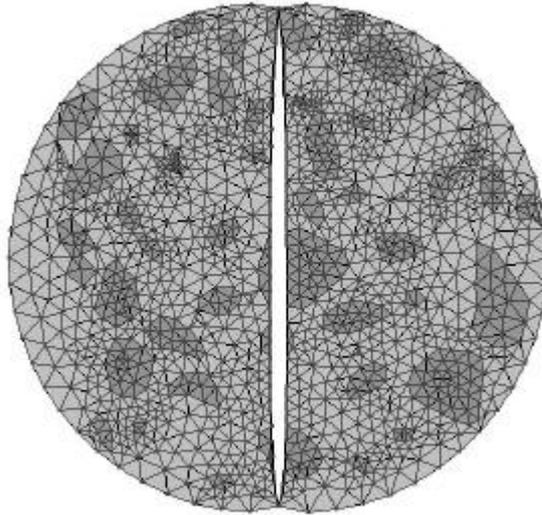


Figura 4.32: Malha C3 após a simulação numérica

4.2.2 CBUQ a 0°C pré-trincado

A Figura 4.33 apresenta curvas (força \times deslocamento) obtidas experimentalmente no ensaio de deformação controlada em compressão diametral para três corpos de prova de CBUQ a 0°C pré-trincados.

A curva de amolecimento (cúbica) produziu simulações adequadas para a mistura de CBUQ pré-trincado. Utilizou-se dos mesmos valores de w_c da simulação do CBUQ sem a pré-trinca. Houve a necessidade de calibrar apenas s_{max} para os três tipos de descontinuidade (interface) ao longo do diâmetro solicitado. Os seguintes valores de s_{max} foram assumidos para cada descontinuidade:

- a) *Descontinuidade agregado-agregado:* $s_{max} = 1.130 \text{ kgf/cm}^2$;
- b) *Descontinuidade ligante-ligante:* $s_{max} = 1.130 \text{ kgf/cm}^2$; e,
- c) *Descontinuidade ligante-agregado:* $s_{max} = 260 \text{ kgf/cm}^2$.

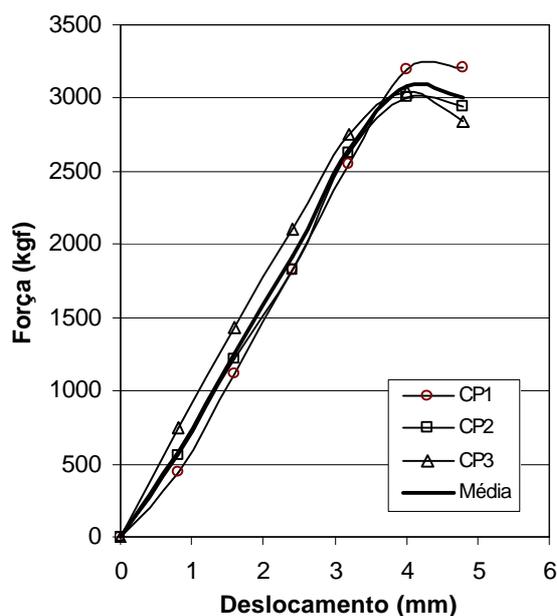


Figura 4.33: Resultados experimentais do ensaio de compressão diametral a deformação controlada para misturas de CBUQ a 0°C

A Figuras 4.34a e 4.34b apresentam, para os três valores de w_c , as análises de sensibilidade das simulações ao valor de s_{max} do ligante (impregnado de finos) e do agregado, respectivamente. O valor de s_{max} necessário para reproduzir os ensaios de laboratório foi diferente, indicando a importância da calibração dos parâmetros.

Nas Figuras 4.35a-4.35b são apresentadas as trincas formadas para a mistura CBUQ pré-trincada e a malha de elementos finitos, respectivamente.

Para as simulações de CBUQ a 0°C pré-trincado não é possível fazer análises de sensibilidade (malha e orientação), pois o CBUQ pré-trincado além de possuir agregados graúdos, o que impossibilita a geração de malhas menos refinadas, também possui uma posição de ensaio pré-determinada (trinca na posição vertical) impedindo a análise de sensibilidade quanto a orientação da malha.

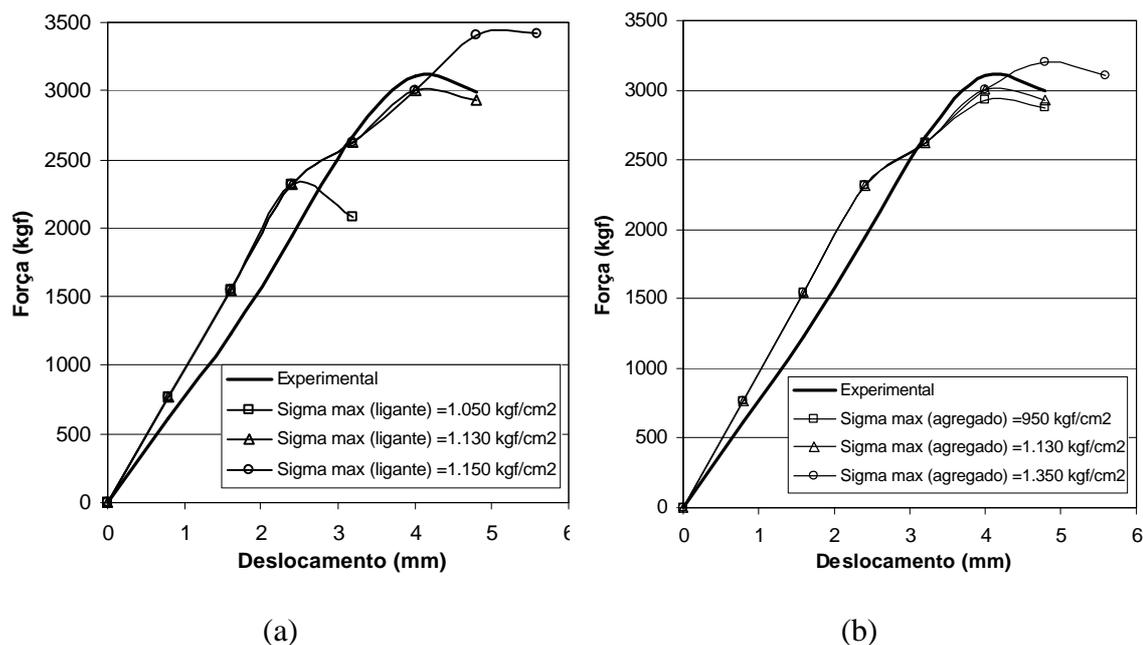


Figura 4.34: Simulação numérica \times experimento do CBUQ a 0°C pré-trincado; (a) σ_{max} do agregado fixo; (b) σ_{max} do ligante fixo

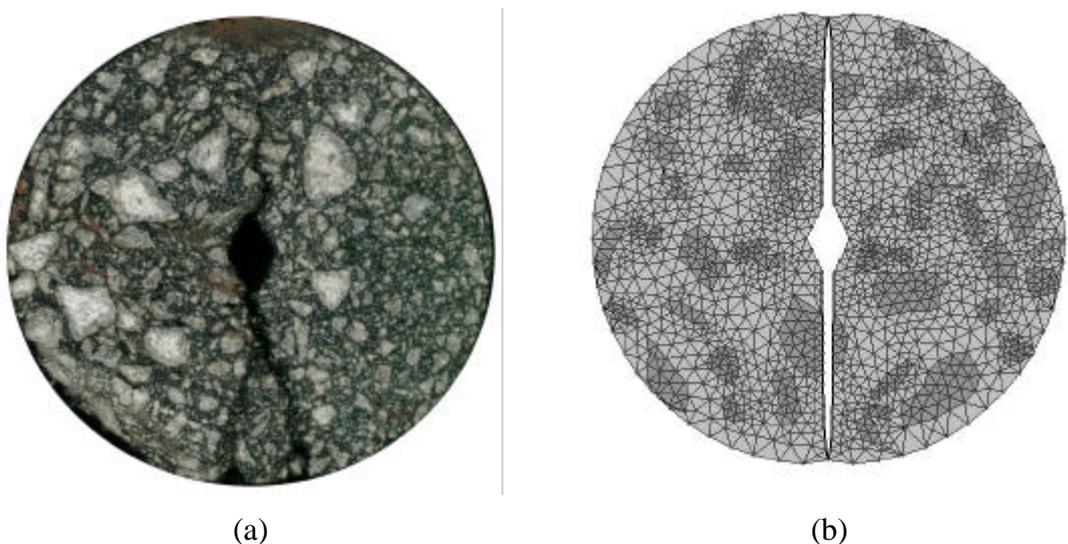


Figura 4.35: Trinca formada na mistura de CBUQ a 0°C pré-trincado; (a) corpo de prova; (b) malha de elementos finitos

4.2.3 CBUQ a 25°C

A Figura 4.36 apresenta curvas (força \times deslocamento) obtidas experimentalmente no ensaio de deformação controlada em compressão diametral para três corpos de prova de CBUQ a 25°C. É apresentada ainda a média dos valores.

A curva de amolecimento (cúbica) também produziu simulações adequadas para este caso. Os seguintes valores para os parâmetros do MZC foram assumidos ao longo do diâmetro solicitado:

- a) *Descontinuidade agregado-agregado*: $w_c = 4,0 \cdot 10^{-6} \text{ cm}$ e $s_{max} = 45 \text{ kgf/cm}^2$;
- b) *Descontinuidade ligante-ligante*: $w_c = 7,1 \cdot 10^{-3} \text{ cm}$ e $s_{max} = 30 \text{ kgf/cm}^2$;
- c) *Descontinuidade ligante-agregado*: $w_c = 7,1 \cdot 10^{-4} \text{ cm}$ e $s_{max} = 15 \text{ kgf/cm}^2$.

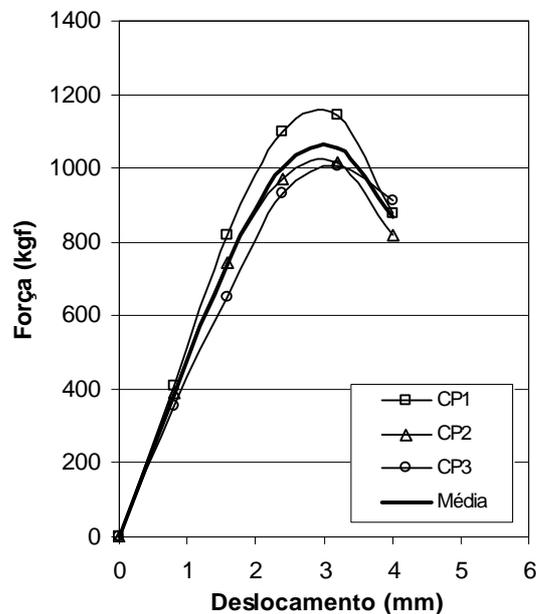


Figura 4.36: Resultados experimentais do ensaio de deformação controlada em compressão diametral para o CBUQ a 25°C

As Figuras 4.37a e 4.37b apresentam, para os três valores de w_c acima, as análises de sensibilidade das simulações ao valor de s_{max} do ligante (impregnado de finos) e do agregado, respectivamente. Foi utilizada, também, a malha C1 descrita anteriormente.

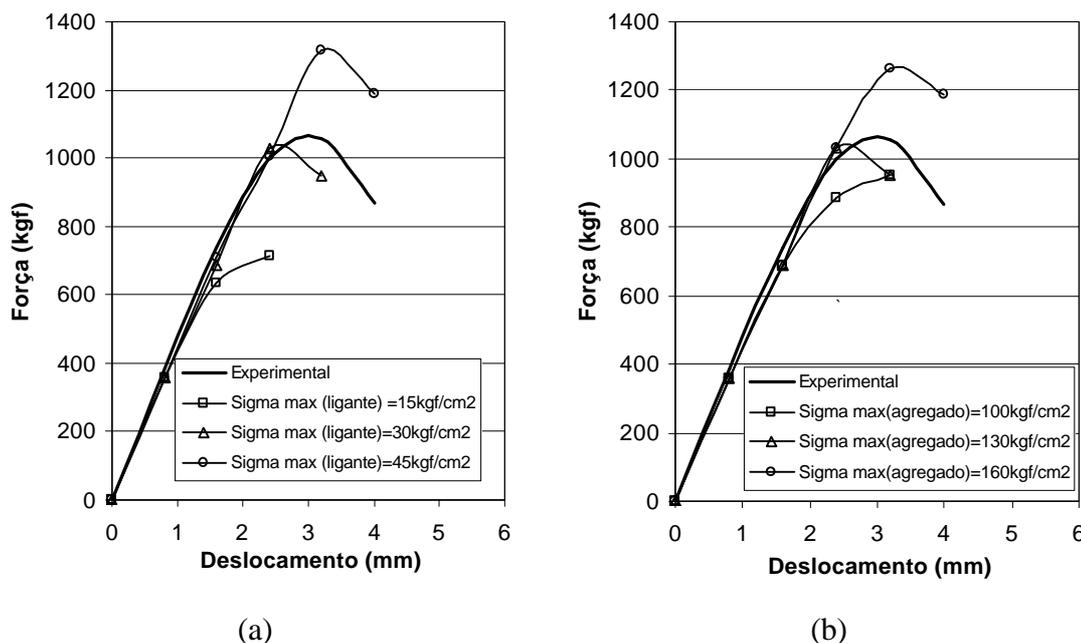


Figura 4.37: Simulação numérica \times experimento do CBUQ a 25°C; (a) σ_{max} do agregado fixo; (b) σ_{max} do ligante fixo

O processo de formação e propagação de trincas ocorre da maneira similar à simulação realizada a 0°C. Entretanto, a separação dos primeiros nós ocorre a 35% da carga máxima e a ruptura completa ocorre após 3 segundos com uma carga máxima de 1.030 kgf. Na Figura 4.38 é apresentado o corpo de prova de CBUQ após o ensaio de deformação controlada em compressão diametral.

A análise de sensibilidade para as simulações a 25°C foi realizada com as mesmas malhas do item anterior (C1-70, C1-115 e C3). Os resultados dessas análises são apresentados nas Figuras 4.35a-4.35b. Diferentemente das simulações a 0°C, para as análises a 25°C não foi possível fazer a calibração com os mesmos valores σ_{max} utilizados na malha C1. Apenas os valores de w_c foram mantidos constantes. A Tabela 4.1 mostra os valores de σ_{max} utilizados para cada malha na análise de sensibilidade.



Figura 4.38: Corpo de prova de CBUQ após o ensaio de deformação controlada em compressão diametral a 25°C

Tabela 4.3: Valores de s_{max} utilizados para a análise de sensibilidade das malhas de elementos finitos com a linha de ruptura ao longo do diâmetro solicitado

Malha	Descontinuidade (s_{max}) - kgf/cm ²		
	Agregado-agregado	Ligante-ligante	Ligante-agregado
C1-70	680	380	45
C1-115	170	75	15
C3	800	345	20

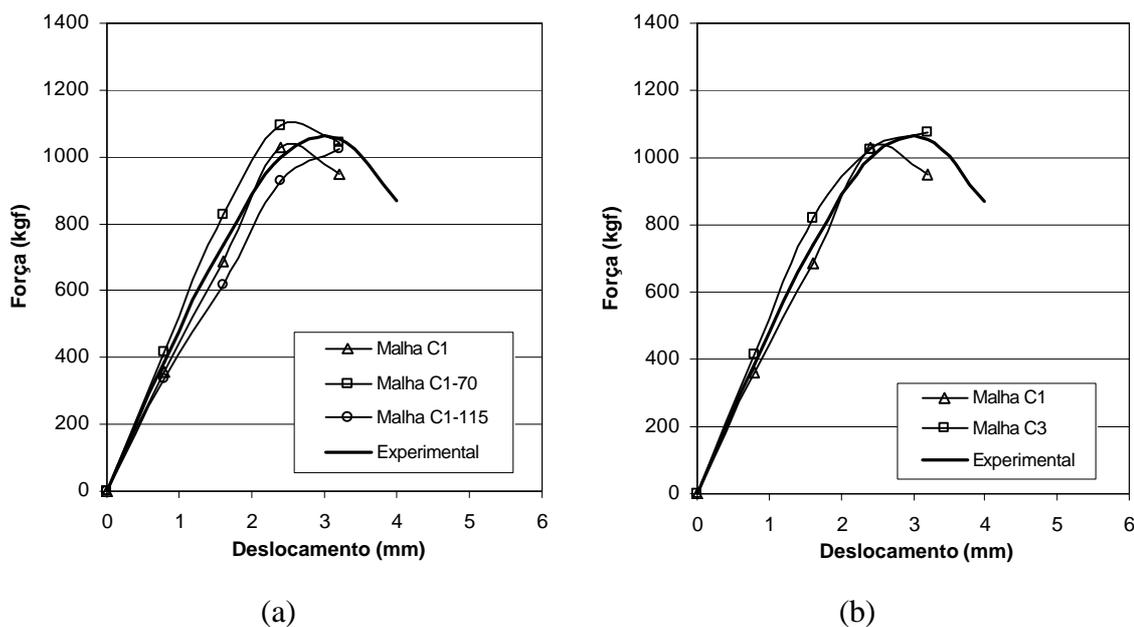


Figura 4.39: Análises de sensibilidades; (a) rotações da malha C1; (b) malha C3

Através de observações experimentais (ensaios de compressão diametral) em CBUQs a 25°C constatou-se que a trinca se propaga, na grande maioria das vezes, contornando os agregados graúdos que estão dispostos ao longo do diâmetro solicitado (Figura 4.34). Com o objetivo de tornar o modelo computacional mais realista, utilizou-se, também, na análise numérica, uma malha (C1-AG) de elementos finitos onde a linha de ruptura foi definida como sendo o diâmetro solicitado, sendo que esta linha contorna os agregados encontrados ao longo do diâmetro (Figura 4.40).

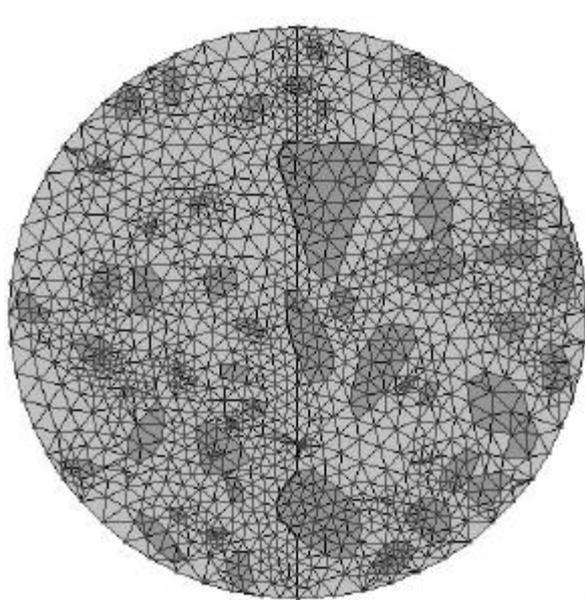


Figura 4.40: Malha de elementos finitos C1-AG

Para este tipo de malha, onde a linha de ruptura contorna os agregados, existem apenas dois tipos de elementos de interface (ligante-ligante e ligante-agregado) e os valores assumidos para o MZC foram os seguintes:

- a) *Descontinuidade ligante-ligante:* $w_c = 7,1 \cdot 10^{-3} \text{ cm}$ e $s_{max} = 30 \text{ kgf/cm}^2$;
e,
- b) *Descontinuidade ligante-agregado:* $w_c = 7,1 \cdot 10^{-4} \text{ cm}$ e $s_{max} = 15 \text{ kgf/cm}^2$.

As Figuras 4.41a e 4.41b apresentam, para os três valores de w_c acima, as análises de sensibilidade das simulações ao valor de s_{max} do ligante e da descontinuidade entre o ligante-agregado, respectivamente. Na Figura 4.42 é

apresentada a malha C1-AG após a simulação numérica.

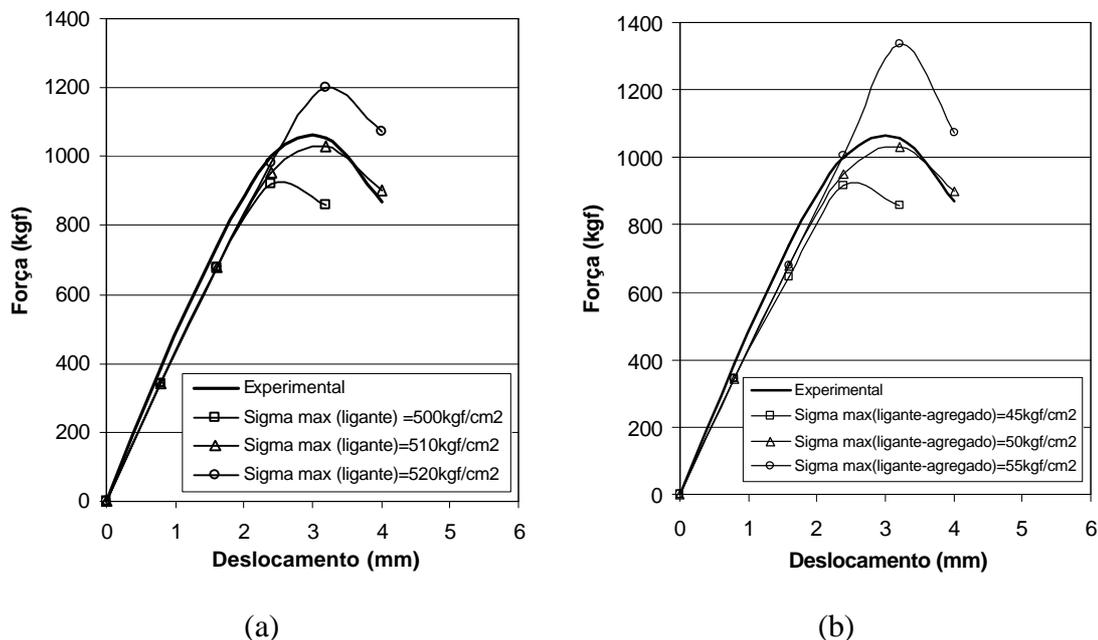


Figura 4.41: Simulação numérica × experimento do CBUQ a 25°C; (a) σ_{max} do agregado fixo; (b) σ_{max} do ligante fixo

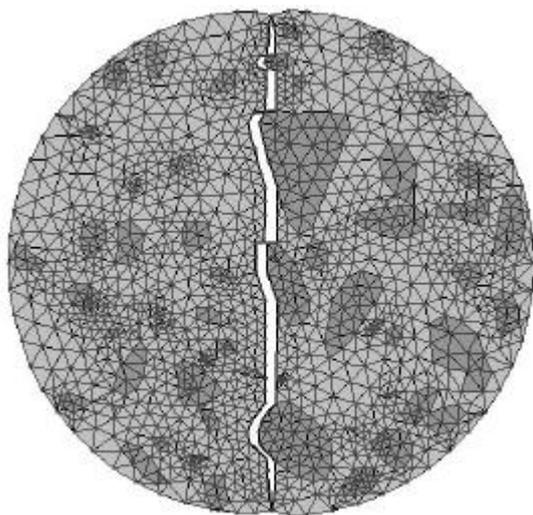


Figura 4.42: Malha C1-AG após a simulação numérica

A análise de sensibilidade para esta malha também foi realizada da mesma forma do exemplo anterior. Ou seja, a malha C1-AG foi rotacionada no sentido anti-horário em 70 graus (C1-AG70) e 115 graus (C1-AG115) (Figuras 4.43a-4.43b, respectivamente).

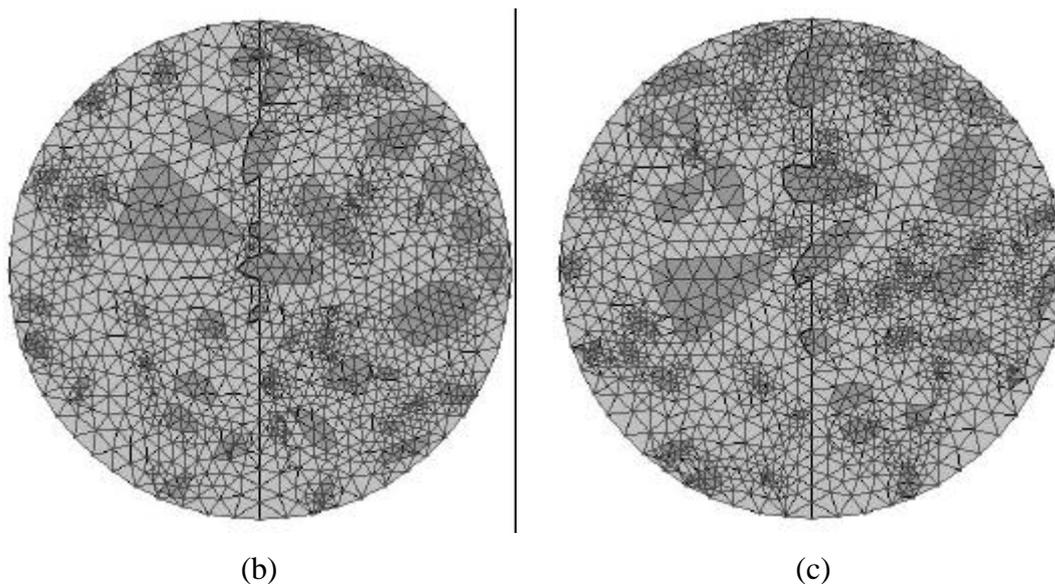


Figura 4.43: Rotações no sentido anti-horário da malha C1-AG; (a) 70 graus – C1-AG70; (b) 115 graus – C1-AG115

A Figura 4.44 apresenta as curvas obtidas para as rotações da malha C1-AG. A Tabela 4.2 mostra os valores de s_{max} utilizados para cada malha na análise de sensibilidade. Nas Figuras 4.45a-4.45b são apresentadas as malhas C1-AG70 e C1-AG115 após as simulações numéricas, respectivamente.

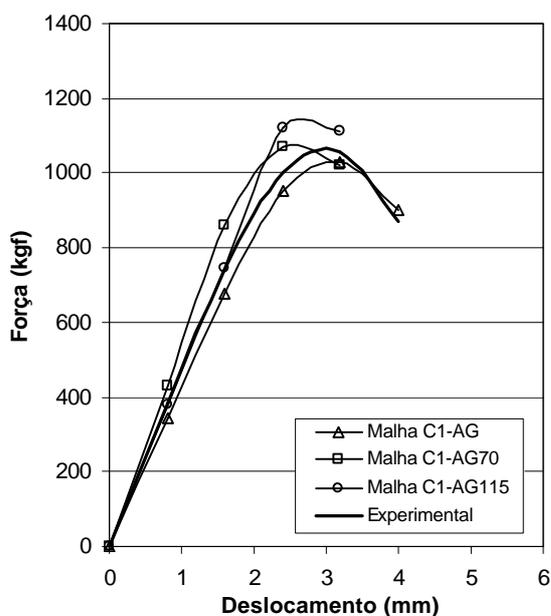


Figura 4.44: Curvas força \times deslocamento obtidos para as rotações da malha C1-AG

Tabela 4.4: Valores de S_{max} utilizados para a análise de sensibilidade das malhas de elementos finitos com a linha de ruptura ao redor dos agregados

Malha	Descontinuidade (S_{max}) – kgf/cm ²	
	Ligante-ligante	Ligante-agregado
C1-AG	510	50
C1-AG70	500	100
C1-AG115	600	75

Considerando a temperatura de 25°C, as análises de sensibilidade quanto a orientação das malhas mostraram que, para uma linha de ruptura retilínea, os valores de calibração diferem bastantes (Tabela 4.3). Já para uma linha que contorna os agregados os valores de calibração são bastante próximos, independentemente da orientação da malha (Tabela 4.4).

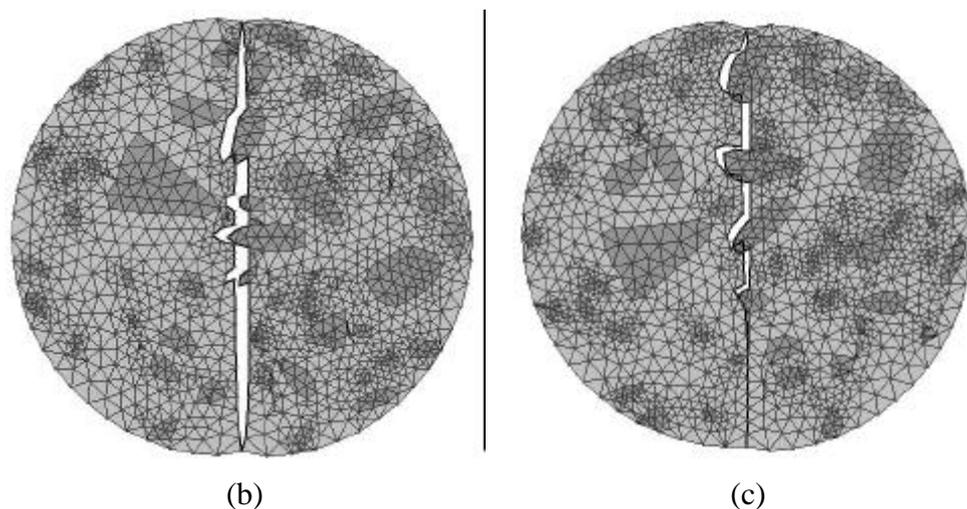


Figura 4.45: Malhas de elementos finitos após a simulação numérica; (a) C1-AG70; (b) C1-AG115

4.2.4 CBUQ a 25°C pré-trincado

A Figura 4.46 apresenta as curvas (força × deslocamento) obtidas experimentalmente no ensaio de deformação controlada em compressão diametral para três corpos de prova de CBUQ a 25°C pré-trincados.

O modelo numérico também foi calibrado de acordo com os valores experimentais obtidos. Os valores de w_c foram os mesmos utilizados na simulação anterior, pois se trata da mesma mistura à mesma temperatura de ensaio. Já o valor de

S_{max} utilizado na calibração foi superior ao da análise numérica sem a pré-trinca:

- a) Descontinuidade agregado-agregado: $w_c = 4,0 \cdot 10^{-6} \text{ cm}$ e $S_{max} = 900 \text{ kgf/cm}^2$;
- b) Descontinuidade ligante-ligante: $w_c = 7,1 \cdot 10^{-3} \text{ cm}$ e $S_{max} = 680 \text{ kgf/cm}^2$;
- c) Descontinuidade ligante-agregado: $w_c = 7,1 \cdot 10^{-4} \text{ cm}$ e $S_{max} = 80 \text{ kgf/cm}^2$.

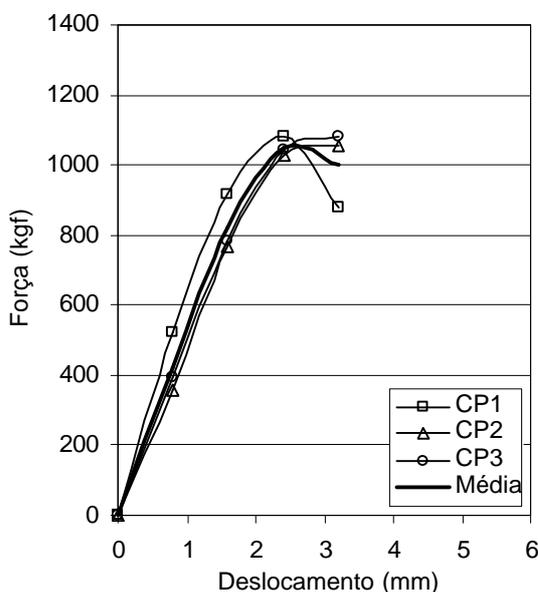


Figura 4.46: Resultados experimentais do ensaio de deformação controlada em compressão diametral para o CBUQ a 25°C pré-trincado

As Figuras 4.47a e 4.47b apresentam, para os três valores de w_c acima, as análises de sensibilidade das simulações ao valor de S_{max} do ligante e da descontinuidade entre o ligante-agregado, respectivamente. Nas Figuras 4.48a-4.48b são apresentadas as trincas formadas após o ensaio de compressão diametral a deformação controlada e a simulação numérica, respectivamente.

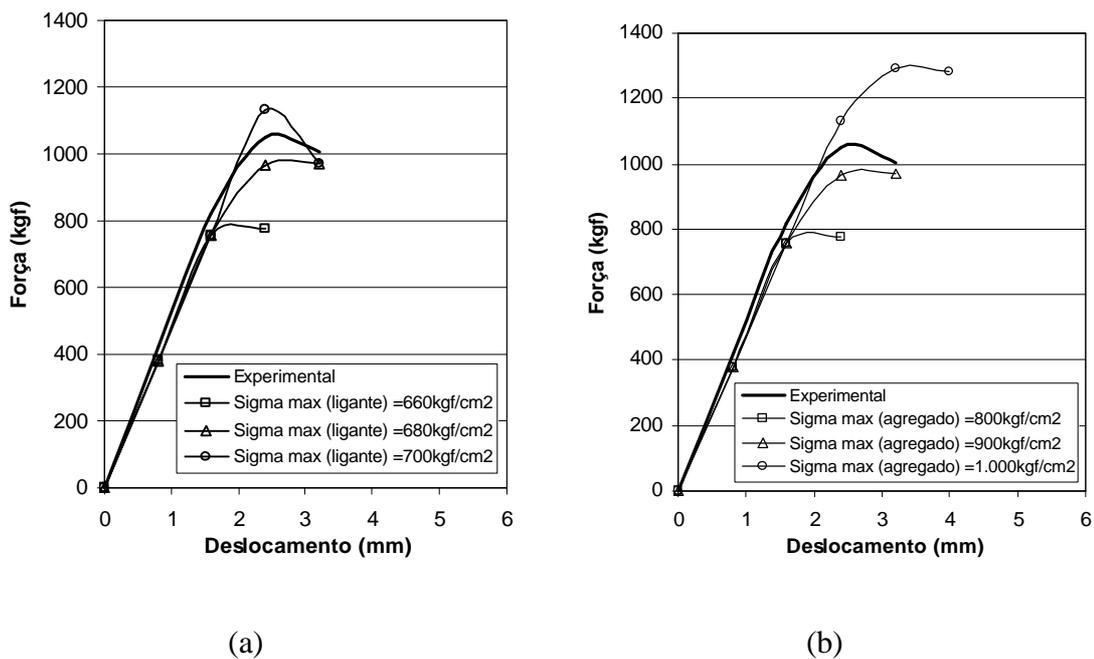


Figura 4.47: Simulação numérica \times experimento do CBUQ a 25°C pré-trincado; (a) σ_{max} do agregado fixo; (b) σ_{max} do ligante fixo

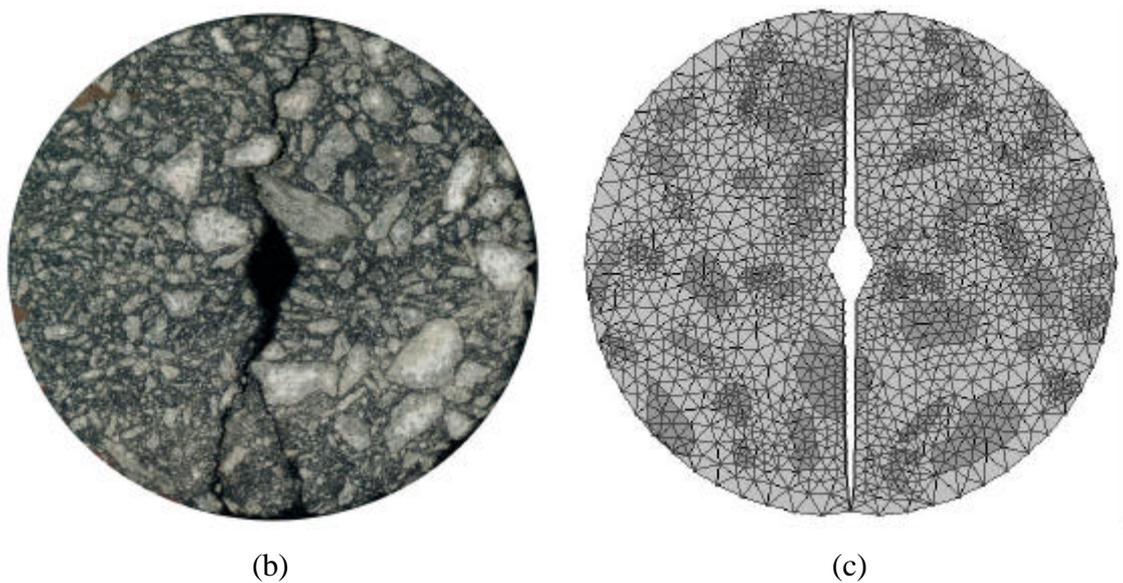


Figura 4.48: Trinca formada na mistura de CBUQ a 25°C pré-trincado; (a) corpo de prova; (b) malha de elementos finitos

CAPÍTULO 5

CONCLUSÕES

O presente trabalho faz uso da abordagem micromecânica para investigação do fenômeno do trincamento em misturas betuminosas considerando a heterogeneidade do material. A abordagem utiliza elementos de zona coesiva consagrados na Teoria da Mecânica da Fratura para a modelagem das trincas através da utilização de elementos de interface.

A análise numérica é feita pelo Método dos Elementos Finitos e pode ser verificada e calibrada através de ensaios laboratoriais simples e convencionais. Quanto aos materiais, o ligante e os agregados são tratados como elásticos, mas a abordagem discutida é suficientemente genérica para permitir a utilização de modelos constitutivos mais avançados. É importante ressaltar que o programa de análise numérica se mostrou bastante sensível aos parâmetros utilizados no Modelo de Zona Coesiva.

Os resultados se mostraram mais consistentes para as misturas homogêneas. Isso se deve ao fato da mistura homogênea possuir apenas um tipo de descontinuidade, facilitando assim a calibração do modelo. Os resultados obtidos para ambas as misturas (AAUQ e CBUQ) a 0°C indicam que a aproximação do comportamento elástico dos materiais foi coerente. Verificou-se, a essa temperatura, que os parâmetros de calibração (s_{max} e w_c) permaneceram constantes para as respectivas misturas. Ou seja, independente da configuração da malha (refinamento em diferentes zonas), para diferentes diâmetros solicitados (rotações) ou diferentes geometrias (com e sem pré-trinca), os parâmetros do modelo foram os mesmos para as misturas investigadas. O mesmo não foi observado a 25°C. Nessa temperatura, a recalibração dos parâmetros foi necessária para a obtenção de curvas força \times deslocamento semelhantes quando consideradas diferentes rotações.

Na tentativa de tornar a simulação numérica mais adequada para a temperatura de 25°C, apesar de se utilizar uma análise elástica linear não compatível com esta temperatura, definiu-se uma linha de ruptura contornando os agregados ao longo do

diâmetro solicitado. Esse procedimento demonstrou-se eficiente para obtenção de valores de calibração semelhantes para diferentes rotações do corpo de prova.

Foi observado também que os parâmetros de calibração (s_{max} e w_c) variam de forma inversa com a temperatura, ou seja, a medida que a temperatura aumenta, o valor de w_c cresce e o de s_{max} decresce.

Foi discutida ainda a possibilidade da análise aqui desenvolvida numa escala local ser usada numa abordagem multi-escala. Desta forma o dano observado na forma da propagação de trincas seria considerado na escala global compatível com o pavimento real.

Os resultados apresentados mostram o enorme potencial da abordagem desenvolvida. A análise da formação e propagação de trincas em misturas betuminosas na escala em que de fato estes processos se iniciam pode ainda ser refinada considerando elementos de zona coesiva na interface entre os materiais constituintes da mistura não só ao longo do diâmetro solicitado. Torna-se então possível observar, através da simulação, a formação de trincas em diferentes locais do corpo de prova. O grande potencial, entretanto, está na utilização da modelagem na escala real de um pavimento. Antes disso, as propriedades do modelo devem ser calibradas considerando diferentes misturas para que se adquira maior confiança nos valores utilizados para os materiais constituintes.

5.1 SUGESTÕES DE FUTURAS PESQUISAS

A partir da abordagem apresentada neste trabalho abre-se a possibilidade de uma gama de investigações que podem ser realizadas de modo a contribuir para um melhor entendimento do mecanismo de trincamento em misturas betuminosas. Dentre as possibilidades de pesquisas futuras, são listadas algumas sugestões divididas em investigações experimentais e numéricas:

- Experimentais
 - Testar misturas com diferentes granulometrias e conseqüentemente diferentes parâmetros volumétricos, para verificar o efeito destes nos parâmetros do modelo usado (MZC);
 - Verificar o modelo investigado através de outros ensaios diferentes do ensaio de compressão diametral;
 - Ampliar o espectro de temperaturas, para determinar o efeito nos parâmetros do modelo; e
 - Desenvolver ensaios para determinação dos parâmetros do MZC, ao invés de simplesmente calibrá-los.

- Numéricas
 - Simular outras geometrias e misturas;
 - Usar elementos de interface também em regiões mais afastadas da linha de ruptura, bem como diferentes linhas de ruptura potenciais;
 - Considerar o mastique como material viscoelástico;
 - Considerar viscoelasticidade no modelo constitutivo do elemento de interface; e
 - Prever alteração da rigidez das misturas devido ao surgimento das trincas (princípios de homogeneização), utilizando esta alteração na análise global.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ANP (1993) Portaria DNC 5 de 18 de fevereiro, *Agência Nacional de Petróleo*.
- ALDIGUERI, D.R. (2001) Estudo de Misturas de Areia-Asfalto Usinadas a Quente com Asfaltos de Diferentes Consistências para Revestimento de Pavimentos do Estado do Ceará. Tese de Mestrado, Escola Politécnica da USP. São Paulo, SP.
- ALLEN, D.H., HARRIS C.E., e GROVES, S.E. (1987a) A Thermomechanical Constitutive Theory for Elastic Composites with Distributed Damage – Part I: Theoretical Development. *International Journal of Solids and Structures*, v. 23, No. 9, p. 1301-1318.
- ALLEN, D.H., HARRIS C.E., e GROVES, S.E. (1987b) A Thermomechanical Constitutive Theory for Elastic Composites with Distributed Damage – Part II: Application to Matrix Cracking in Laminated Composites. *International Journal of Solids and Structures*, v. 23, No. 9, p. 1319-1338.
- ALLEN, D.H., JONES, R.H. e BOYD, J.G. (1994) Micromechanical Analysis of a Continuous Fiber Metal Matrix Composite Including the Effects of Matrix Viscoplasticity and Evolving Damage. *Journal of Mechanics and Physics of Solids*, 42(3), 505-529.
- ALLEN, D.H. (2001) Homogenization Principles and Their Application to Continuum Damage Mechanics. *Composites Science and Technology*, v. 61, p. 2223-2230.
- ALLEN, D.H. e SEARCY, C.R. (2001) A Micromechanical Model for a Viscoelastic Cohesive Zone. *International Journal of Fracture*, v. 107, p. 159-176.
- ALONSO, E.E. e CAROL, I. (1985) Foundation Analysis of an Arch Dam. Comparison of Two Modeling Techniques: No Tension and Jointed Rock Material, *Rock Mech. Rock Engng.*, 18, p. 149-182.
- AZEREDO, G.A. (1997) Modelagem Numérica de Fissuras com Elementos de Interface, Tese de mestrado, PUC-RIO, Rio de Janeiro, RJ.
- BARENBLATT, G.I. (1962) Mathematical Theory of Equilibrium Cracks in Brittle Fracture. *Advances in Applied Mechanics*, v.7, p. 55-129, Academic Press, New York.
- BAZANT, Z.P. (1984). Size Effect in Blunt Fracture: Concrete, Rock, and Metal. *Journal of Engineering Mechanics*, ASCE, 110(4), 518-535.
- BENEVIDES, S.A.S. (2000) Análise Comparativa Dos Métodos de Dimensionamento de Pavimentos Asfálticos – Empírico do DNER e Resiliência da COPPE/UFRJ – em Rodovias do Ceará. Tese de Mestrado, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ.

- CASTRO-MONTERO, A., JIA, Z. e SHAH, S.P. (1995) Evaluation of Damage in Brazilian Test Using Holographic Interferometry. *ACI Materials Journal*, Title No. 92-M29.
- CHEBAD, G.R., KIM, Y.R., SCHAPERY, R.A., WITCZAK, M.W. e BONAQUIST, R. (2002) Time-Temperature Superposition Principle for Asphalt Concrete Mixtures with Growing Damage in Tension State. Proceedings, *Association of Asphalt Paving Technologists*, v. 72.
- COSTANZO, F. e ALLEN, D.H. (1996) A Continuum Thermodynamic Analysis of Cohesive Zone Models. *International Journal of Engineering Science*, v. 33, No. 15, p. 2197-2219.
- DANIEL, J.S. e KIM, Y.R. (2002) Development of a Simplified Fatigue Test and Analysis Procedure Using a Viscoelastic, Continuum Damage Model. Proceedings, *Association of Asphalt Paving Technologists*, v. 72.
- DNER (1997) Especificações Gerais para Obras Rodoviárias do DNER, ES 313/97. v. III/IV, Pavimentos Flexíveis. *Departamento Nacional de Estradas de Rodagem*.
- DUGDALE, D. (1960) Yielding of Steel Sheets Containing Slits. *Journal of Mechanics and Physics of Solids*, v.8, p. 100-104.
- ERKENS, S.M.J.G., MORAAI, J., MOLENAAR, A., GROENENDIJK, J. e JACOBS, M. (1997) Using Paris' Law to Determine Fatigue Characteristics – A discussion. *Eighth International Conference on Asphalt Pavements*, Seattle, Washington, Estados Unidos, p. 1123-1140.
- FALCÃO, M.F.B. e SOARES, J.B. (2002) Considerações Sobre O Ensaio de Compressão Diametral No Estudo de Materiais de Pavimentação. *XVI Congresso de Pesquisa e Ensino em Transportes*, ANPET, vI, p.169-181.
- FOULK, J.W. (1997) A Model for Predicting the Damage and Oxidation Dependent Life of SCS-6/TI- β 21S[O]4 Metal Matrix Composite. Tese de Mestrado, Texas A&M University, College Station, TX.
- FOULK, J.W., ALLEN, D.H. e HELMS, K.L.E. (1999) Formulation of a Three-Dimensional Cohesive Zone Model for Application to a Finite Element Algorithm. *Computational Methods in Applied Mechanics and Engineering*.
- GRIFFITH, A.A. (1921) The Phenomena of Rupture and Flow in Solids. *Philosophical Transactions of the Royal Society of London*, Series A 221, p. 163-198.
- HAAS, R., HUDSON W.R., e ZANIEWSKI, J. (1994) *Modern Pavement Management*. Krieger Publishing Company, Malabar, Florida.
- HILLERBORG, A., MODEER, M. e PETERSON, P.E. (1976) Analysis of Crack Formation and Crack Growth in Concrete by Means of Fracture Mechanics and Finite Elements. *Cement and Concrete Research*, v. 6, No. 6, 773-782.

- HOHBERG, J.M. e BACHMANN, H. (1989) A Macro Joint Element for Nonlinear Arch Dam Analysis, G. Swoboda, *Numerical Methods in Geomechanics*, Balkema, Rotterdam, p. 829-834.
- JAYAWICKRAMA, P.W. e LYTTON, R. (1987) Methodology for Predicting Asphalt Concrete Overlay Life Against Reflection Cracking. *Sixth International Conference Structural Design of Asphalt Pavements*, v. I, 912-924
- JENQ, Y. e SHAH, S.P. (1985) Two Parameter Fracture Model for Concrete. *Journal of Engineering Mechanics*, 111(10), 1227-1241.
- JENQ, Y.S. e PERNG, J.D. (1991) Analysis of Crack Propagation in Asphalt Concrete Using Cohesive Crack Model. *Transportation Research Record* 1317, p. 90-99.
- KIM, Y.R. e LITTLE, D. (1990) One-Dimensional Constitutive Modeling of Asphalt Concrete. *Journal of Engineering Mechanics*, v. 116, No. 4, p. 751-772.
- KIM, Y.R. LEE, H-J. e LITTLE, D. (1997) Fatigue Characterization of Asphalt Concrete Using Viscoelasticity and Continuum Damage Theory. *Proceedings, Association of Asphalt Paving Technologists*, v. 66, p. 520-558.
- LEE, J.W., ALLEN, D.H. e HARRIS, C.E. (1991) The Upper Bounds of Reduced Axial and Shear Moduli in Cross-Ply Laminates with Matrix Cracks. *Composite Materials: Fatigue and Fracture (Third Volume)*, ASTM STP 1110, T.K. O'Brien, Ed., American Society for Testing and Materials, Philadelphia, p. 56-69.
- LEE, J.W., ALLEN, D.H. e HARRIS, C.E. (1989) Internal State Variable Approach for Predicting Stiffness Reductions in Fibrous Laminated Composites with Matrix Cracks. *Journal of Composite Materials*, v. 23, No. 12, p. 1273-1291.
- LEE, H-J. e KIM, Y.R. (1998) Viscoelastic Constitutive Model for Asphalt Concrete Under Cyclic Loading. *Journal of Engineering Mechanics*, v. 124, No. 1, p.32-40.
- LOURENÇO, P.B. (1996) Computational Strategies for Masonry Structures. Tese de Mestrado, Delft University of Technology, Delft, The Netherlands.
- MEDINA, J. (1997) *Mecânica dos Pavimentos*, 1 ed. COPE/UFRJ, p. 380.
- MEHLHORN, G. e KOLLEGER, J. (1985) Nonlinear Contact Problems – A Finite Element Approach Implementation in ADINA, *Computational Structure*, 21, p, 69-80.
- MEHTA, P.K. e MONTEIRO, P.J.M. (1993) *Concrete, Structure, Properties and Materials*. Prentice Hall, New Jersey, p. 548.
- MOAVENZADEH, F. (1970) Asphalt Fracture. *Proceedings, Association of Asphalt Paving Technologists*, p. 51-79.

- MONISMITH, C.L., EPPS, J.A. e FINN, F.N. (1985) Improved Asphalt Mix Design. Proceedings, *Association of Asphalt Paving Technologists*, v. 54, p. 347-406.
- MOTTA, L.M.G. (1991) Método de Dimensionamento de Pavimentos Flexíveis; Parâmetro de Confiabilidade e Ensaios de Cargas Repetidas. Tese de Doutorado, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ.
- NALLATHAMBI, P., e KARIHALOO, B.L. (1986). Determination of specimen-size independent fracture toughness of plain concrete. *Magazine of Concrete Research*, 38(135), 67-76.
- NEEDLEMAN, A. (1987) A Continuum Model for Void Nucleation by Inclusion Debonding. *Journal of Applied Mechanics*, Setembro, v. 54, 525-531.
- NGO, D. e SCORDELIS, A. C. (1967) Finite Element Analysis of Reinforced Concrete Beams. *J. Am. Concrete Institute*, 64, p. 152-163
- OWUSU-ANTWI, E., KHAZANOVICH, L. e TITUS-GLOVER, L. (1998) A Mechanistic-Based Model for Predicting Reflective Cracking in Av Overlaid Pavements. 77th Annual Meeting, *Transportation Research Board*.
- PARIS, P.C. e ERDOGAN, F. (1963) A Critical Analysis of Crack Propagation Laws. Transactions of the American Society for Mechanical Engineers, *Journal of Basic Engineering*, Series D, v.85, No. 3.
- PARK, S.W., KIM, Y.R. e SCHAPERY, R.A. (1996) A Viscoelastic Continuum Damage Model and Its Application to Uniaxial Behavior of Asphalt Concrete. *Mechanics of Materials*, v. 24, p. 241-255.
- PARK, S.W. e SCHAPERY, R.A. (1997) A Viscoelastic Constitutive Model for Particulate Composites with Growing Damage. *International Journal of Solids Structures*, v. 34, No. 8, p. 931-947.
- PERNG, J-D. (1989) Analysis of Crack Propagation in Asphalt Concrete Using A Cohesive Crack Model. Tese de Doutorado, Ohio State University.
- PHILLIPS, M.L., YOON, C. e ALLEN, D.H. (1999) A Computational Model for Predicting Damage Evolution in Laminated Composite Plates. *Journal of Engineering Materials and Technology*.
- PINTO, S. (1991) Estudo do Comportamento à Fadiga de Misturas Betuminosas e Aplicação na Avaliação Estrutural de Pavimentos. Tese de Doutorado, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ.
- PLANAS, J. e ELICES, M. (1989) Size-Effect in Concrete Structures: Mathematical Approximations and Experimental Validation. Cracking and Damage: Strain Localization and Size Effect, Ed. By J. Mazars e Z.P. Bazant, Elsevier, London, UK, p. 462-476.

- PLANAS, J. e ELICES, M. (1990) Fracture Criteria for Concrete: Mathematical Approximations and Experimental Validation. *Engineering Fracture Mechanics*, 35(1), 87-94.
- RODRIGUES, R.M. (1991) Estudo do Trincamento dos Pavimentos. Tese de Doutorado, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ.
- SCHÄFER, H. (1975) A Contribution to the Solution of Contact Problems with the Aid of Bond Elements, *Computational Method Applied to Mechanics Engineering*, 6, p, 335-354.
- SCHAPERY, R.A. (1973) A Theory of Crack Growth in Viscoelastic Media. Report 2, MM 2764-73-1, *Mechanics and Materials Research Center*, Texas A&M University, College Station.
- SCHAPERY, R.A. (1981) Correspondence Principles and a Generalized J Integral for Large Deformation and Fracture Analysis of Nonlinear Viscoelastic Media. Reports, MM 3274-81-1 through 3, *Mechanics and Materials Research Center*, Texas A&M University, College Station.
- SCHAPERY, R.A. (1984) Correspondence Principles and a Generalized J Integral for Large Deformation and Fracture Analysis of Viscoelastic Media. *International Journal of Fracture*, v.25, p. 195-223.
- SCHAPERY, R.A. (1986) Time-Dependent Fracture: Continuation Aspects of Crack Growth. *Encyclopedia of Materials Science and Engineering*, M.B. Bever (ed), Pergamon Press, Elmsford, New York, p. 5043-5053.
- SHAH, S.P., SWARTZ, S.E. e OUYANG, C. (1995) *Fracture Mechanics of Concrete*. John Wiley & Sons, Inc., New York.
- SILVA, P.D.E.A. (1995) Contribuição para O Aperfeiçoamento do Emprego do Programa FEPAVE2 em Estudos E Projetos de Pavimentos Flexíveis. Tese de Doutorado, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ.
- SOARES, J.B. (1997) Concrete Characterization Through Fracture Mechanics and Selected Pavement Applications. Tese de Doutorado, Texas A&M University, College Station, TX.
- SOARES, J.B. e ZOLLINGER, D.G. (1997) A Compatible Approach to Concrete Strength Characterization in The Design and Construction of Concrete Pavements. *Transportation Research Record* 1568, 89-95.
- SOARES, J.B., MOTTA, L.M., PAIVA, J.A. e BRANCO, J.V.C. (2000) Estudo das Propriedades de Misturas Asfálticas No Estado do Ceará. *Anais do 15º Encontro de Asfalto*, IBP, Rio de Janeiro, RJ.

- SOUZA, F.V. e SOARES, J.B. (2002) Previsão do Comportamento Mecânico de Materiais Asfálticos a Partir dos Resultados do Ensaio de Creep Estático. *XVI Congresso de Pesquisa e Ensino em Transportes*, ANPET, vI, p.29-41.
- SWARTZ, S.E., e REFAI, T.M.E. (1988) Influence of Size Effects on Opening Mode Fracture Parameters for Precracked Concrete Beams in Bending. *Fracture of Concrete and Rock*, S.P. Shah and S.E. Swartz, eds., Springer-Verlag, New York, NY, 242-254.
- TANG, T., BAZANT, Z.P., YANG, S., e ZOLLINGER, D.G. (1996) Variable-Notch One-Size Test Method for Fracture Energy and Process Zone Length. *Engineering Fracture Mechanics*, 55(3), 383-404.
- TECGRAF5 (1997) MTOOL – Bidimensional Mesh Tool, Versão 3.0. Grupo de Tecnologia em Computação Gráfica, PUC-Rio.
- TVERGAARD, V. (1990) Effect of Fibre Debonding in A Whisker-Reinforced Metal. *Materials Science and Engineering*, A125, 203-213.
- WEBER, B., HOHBERG, J.M. e BACHMANN, H. (1990) Earthquake Analysis of Arch Dam Including Joint Non-Linearity and Fluid-Structure Interaction, *Dam Engineering*, 1, p 267-278.
- YOON, C. e ALLEN, D.H. (1999) Damage Dependent Constitutive Behavior and Energy Release Rate for a Cohesive Zone in a Thermoviscoelastic Solid. *International Journal of Fracture*, v. 96, p. 56-74.
- ZOCHER, M.A., ALLEN, D.H. e GROVES, S.E. (1997) A Three-Dimensional Finite Element Formulation for Thermoviscoelastic Orthotropic Media. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, v. 40, p. 2267-2288.