



CARACTERIZAÇÃO NUMÉRICO-EXPERIMENTAL DE PROPRIEDADES DE  
FRATURA DE MISTURAS ASFÁLTICAS DE AGREGADOS FINOS

Gustavo Adolfo Badilla Vargas

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

Orientador: Francisco Thiago Sacramento Aragão

Rio de Janeiro  
Março de 2016

CARACTERIZAÇÃO NUMÉRICO-EXPERIMENTAL DE PROPRIEDADES DE  
FRATURA DE MISTURAS ASFÁLTICAS DE AGREGADOS FINOS

Gustavo Adolfo Badilla Vargas

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

Examinada por:

  
Prof. Francisco Thiago Sacramento Aragão, Ph.D

  
Prof.<sup>a</sup> Laura Maria Goretti da Motta, D.Sc.

  
Eng. Luis Alberto Herrmann do Nascimento, Ph.D.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

MARÇO DE 2016

Badilla Vargas, Gustavo Adolfo

Caracterização numérico-experimental de propriedades de fratura de misturas asfálticas de agregados finos / Gustavo Adolfo Badilla Vargas. – Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2016.

XIV, 106 p.: il.; 29,7 cm.

Orientador: Francisco Thiago Sacramento Aragão

Dissertação (mestrado) – UFRJ/ COPPE/ Programa de Engenharia Civil, 2016.

Referências Bibliográficas: p. 84-97.

1. Mecânica da fratura. 2. Misturas asfálticas de agregado fino. 3. Comportamento mecânico. I. Aragão, Francisco Thiago Sacramento *et al.*, II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Civil. III. Título.

## DEDICATÓRIA

*A meus pais, Roberto e Nuria pelo amor incondicional.*

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

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

*À minha namorada, Thaísa, por estar ao meu lado.*

## AGRADECIMENTOS

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

À minha família, Roberto, Nuria, Alejandro, Esteban, Alexandra e Emma, pelo apoio incondicional, por sempre acreditar em minha capacidade e me fazer tentar fazer o melhor de mim.

À minha namorada, Thaísa, que com seu companheirismo, amizade, paciência, compreensão, apoio, alegria, carinho e amor, ajudou para que este trabalho, este sonho, pudesse ser concretizado.

Ao meu orientador, Prof. Francisco Thiago Sacramento Aragão, pela dedicação, trabalho e atenção ao longo da pesquisa.

À Profa. Laura Maria Goretti da Motta, que me fez enxergar que existe mais que pesquisadores e resultados por trás de uma dissertação.

Ao Eng. Luis Alberto Herrmann do Nascimento por formar parte da banca da dissertação.

A meus amigos do mestrado, pelos momentos divididos juntos, especialmente Carol, Jessica, Patrícia, Mauricio, Cristian, Marcela, Louis, Jose, Carla, Igor, Rayane, Eduardo e Danúbia, que sempre estiveram do meu lado dando força e apoio.

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

Aos funcionários da secretaria acadêmica, em especial ao Jairo, Beth, Marcilia, Márcia por toda a orientação com os procedimentos e documentação necessários para a conclusão do mestrado.

Ao CNPq, especialmente ao Programa Estudante Convênio PEC-PG, pela bolsa de estudos.

Ao Laboratório Nacional de Materiales y Modelos Estructurales (LanammeUCR), especialmente a Alejandro Navas, Luis Guillermo Loría, José Pablo Aguiar, Fabián Elizondo, Tania Ávila, Edgar Camacho e à Universidade da Costa Rica pelo apoio brindado para minha formação acadêmica no exterior.

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

## CARACTERIZAÇÃO NUMÉRICO-EXPERIMENTAL DE PROPRIEDADES DE FRATURA DE MISTURAS ASFÁLTICAS DE AGREGADOS FINOS

Gustavo Adolfo Badilla Vargas

Março/2016

Orientador: Francisco Thiago Sacramento Aragão

Programa: Engenharia Civil

A caracterização adequada das propriedades de fratura de misturas asfálticas é um passo fundamental para o entendimento do comportamento do material e para a implementação de modelos computacionais de previsão, que podem resultar em economia de tempo e custo dos esforços experimentais. Este trabalho avalia propriedades de fratura de quatro misturas asfálticas de agregados finos (MAF) a partir dos principais ensaios usados na literatura: dois de flexão (flexão de semi-círculos, SCB, e flexão de vigas prismáticas com uma fenda, SE(B)) e um de tração (tração em disco com uma fenda, DC(T)). Foram conduzidos ensaios em três taxas de propagação da fissura (0,5 mm/min., 1,0 mm/min. e 2,0 mm/min.) e três temperaturas (-10°C, 10°C e 25°C). As propriedades de fratura também foram caracterizadas seguindo um procedimento numérico-experimental integrado, a partir de simulações numéricas dos ensaios conduzidos em laboratório. O modelo baseado no método dos elementos finitos considera o comportamento viscoelástico da MAF e simula a formação e a propagação de fissuras explicitamente no material, a partir da consideração do conceito de zonas coesivas de fratura. Os resultados indicam que os procedimentos puramente experimentais propostos na literatura podem não representar de maneira adequada o processo de fratura do material, já que outras fontes de dissipação de energia, além da própria energia dissipada no processo de fratura, são erroneamente incluídas nos cálculos. Alternativamente, o procedimento numérico-experimental adotado mostrou-se uma técnica atrativa e eficiente, já que permitiu a caracterização de diversas propriedades de fratura simultaneamente, a partir de simulações do mesmo ensaio de laboratório.

Abstract of Dissertation presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Master of Science (M.Sc.)

NUMERICAL-EXPERIMENTAL CHARACTERIZATION OF FRACTURE  
PROPERTIES OF FINE AGGREGATE ASPHALT MIXTURES

Gustavo Adolfo Badilla Vargas

March/2016

Advisor: Francisco Thiago Sacramento Aragão

Department: Civil Engineering

The proper characterization of fracture properties of asphalt mixtures is a key step in the understanding of the material behavior and the implementation of computer prediction models, with significant savings in experimental costs and time. This study evaluates the fracture properties of four fine aggregate asphalt mixtures (FAM) using the main tests used in the literature: two bending test (semi-circular bending, SCB, and single-edge notched beam, SE(B)) and a tensile test (disk-shaped compact tension, DC(T)). Were performed in the laboratory at three propagation speeds (0.5 mm/min., 1.0 mm/min., and 2.0 mm/min.) and three temperatures (-10°C, 10 °C, and 25°C). The fracture properties also were characterized using an integrated numerical-experimental approach through numerical simulations of the tests conducted in the laboratory. The model based on the finite element method considers the viscoelastic behavior of the MAF and simulates the formation and the explicit crack propagation in the material, from the consideration of the concept of cohesive zones fracture. The results indicate that the purely experimental procedures proposed in the literature could be not appropriate for the calculation of fracture characteristics the material, because it erroneously includes other sources of energy dissipation in the calculation of the energy that should solely characterize the fracture process. Alternatively, the integrated numerical-experimental approach shows to be an attractive and efficient method because it allows the determination of multiple fracture properties of the material from the simulation of a single experiment.

## Sumário

Símbolos e abreviaturas	x
Lista de figuras	xi
Lista de tabelas	xiv
1. Introdução	1
1.1 Objetivos	7
2. Revisão bibliográfica	8
2.1 Teoria da mecânica da fratura	8
2.1.1 Mecânica da fratura linear elástica (MFLE)	9
2.1.2 Mecânica da fratura elasto-plástica (MFEP)	13
2.2 Mecânica da fratura aplicada a misturas asfálticas	16
2.2.1 Ensaios adotados para a caracterização de propriedades de fratura de misturas asfálticas	21
2.2.2 Modelo de zona coesiva bilinear	24
2.2.3 Matrizes asfálticas de agregados finos (MAF)	25
3. Materiais e Metodologia	30
3.1 Seleção de materiais	31
3.1.1 Agregados	31
3.1.2 Ligantes asfálticos	31
3.2 Dosagens do concreto asfáltico e das MAFs	31
3.3 Ensaios de caracterização dos ligantes asfálticos	37
3.4 Determinação de propriedades das MAFs	38
3.4.1 Propriedades viscoelásticas lineares de mistura MAF	38
3.4.2 Propriedades de fratura de mistura MAF	41
3.5 Modelagem computacional para a obtenção de propriedades de fratura	46
4. Resultados	50
4.1 Ligantes asfálticos	50
4.2 Ensaios com MAFs	52
4.2.1 Propriedades viscoelásticas lineares	52
4.3 Caracterização do processo de fratura	56
4.3.1 Caracterização do processo de fratura da MAF 1	56
4.3.2 Caracterização dos processos de fratura das MAFs 2 a 4	58

4.4 Determinação de propriedades de fratura das MAFs _____	65
4.4.1 Resultados da modelagem para a MAF 1 _____	66
4.4.2 Resultados da modelagem para a MAF 2 _____	70
4.4.3 Resultados da modelagem para a MAF 3 _____	73
4.4.4 Resultados da modelagem para a MAF 4 _____	75
4.5 Influência dos materiais nas características de fratura das MAFs _____	77
5. Conclusões e sugestões de pesquisas futuras _____	81
Referências bibliográficas _____	84
Anexo I _____	98
Anexo II _____	101

## **Símbolos e abreviaturas**

**AASTHO** - American Association of State Highway and Transportation Officials

**ASCE** - American Society of Civil Engineers

**ASTM** - American Society for Testing and Materials

**BBR** - Bending beam rheometer

**CAP** - Cimento asfáltico de petróleo

**CBUQ** - Concreto betuminoso usinado a quente

**CGS** - Compactador giratório Superpave

**CMOD** - Mouth opening displacement

**CTOD** - Crack tip opening displacement

**D/B** - Dust-to-binder ratio

**DC(T)** - Disk-shaped compact tension test

**DNIT** - Departamento Nacional de Infraestrutura de Transportes

**DSR** - Dynamic shear rheometer

**ESAL** - Equivalent single axle load

**IDT** - Indirect tension test

**MAF** - Misturas asfálticas de agregados finos

**MEF** - Método dos elementos finitos

**MFLE** - Mecânica da fratura linear elástica

**MFEP** - Mecânica da fratura elasto-plástica

**MSCR** - multiple stress creep and recovery

**PAV** - Pressure aging vessel

**PG** - Grau de desempenho, ou *performance grade* em inglês

**SCB** - Semicircular bend test

**SE(B)** - Single-edge notched beam test

**SHRP** - Strategic highway research program

**Superpave** - Superior performing asphalt pavements

**RTFOT** - Rolling thin film oven test

**VMA** - Voids in mineral aggregate

**VFA** - Voids filled with asphalt

## Lista de figuras

Figura 2.1. Modos de ruptura de materiais sólidos (WAGONER, 2006).	8
Figura 2.2. Distribuição de tensões na vizinhança da ponta de uma trinca (FORTES, 2003).	10
Figura 2.3. Ilustração de diferentes zonas ao redor da ponta de trincas.	12
Figura 2.4. Representação da distribuição das deformações na ponta da trinca (EFFTING, 2004).	13
Figura 2.5. Representação do caminho escolhido no método da integral J (LOPEZ, 2010).	15
Figura 2.6. Conceito de CTOD (BUENO e BITTENCOURT, 1998).	16
Figura 2.7. O tamanho da região plastificada e sua relação com a abertura da ponta da fratura $\delta$ (BUENO e BITTENCOURT, 1998).	16
Figura 2.8. Ilustração do conceito de zonas coesivas para o modo I de fratura (ARAGÃO, 2011).	18
Figura 2.9. Modelo de zona coesiva bilinear (tração normalizada versus separação normalizada) (ARAGÃO, 2011).	25
Figura 2.10. Molde para moldagem usado na dosagem de MAF (KIM et al., 2003).	27
Figura 2.11. Processo de produção de amostras de acordo com CASTELO BRANCO (2008).	28
Figura 2.12. Procedimento de dosagem de MAF proposto por COUTINHO (2012).	29
Figura 3.1. Granulometria das misturas avaliadas neste estudo.	32
Figura 3.2. Granulometria da MAF correspondente à mistura CBUQ dosada neste trabalho.	34
Figura 3.3. Misturador mecânico usado neste estudo.	36
Figura 3.4. CGS empregado neste estudo.	37
Figura 3.5. Corpos de prova de MAF extraídos nesta pesquisa.	39
Figura 3.6. Corpo de prova acoplado ao DSR e pronto para ser ensaiado nesta pesquisa.	39
Figura 3.7. Amostra para montagem do termopar neste estudo.	43
Figura 3.8. Equipamento utilizado neste estudo para realização dos ensaios de fratura no Laboratório de Pavimentação da COPPE/UFRJ.	44

Figura 3.9. Clip-on gauge usado para a medida do CTOD nesta pesquisa. _____	45
Figura 3.10. Clip-on gauge usado para a medida do CMOD nesta pesquisa. _____	45
Figura 3.11. Exemplo de amostras dos três tipos de geometrias para serem ensaiadas nesta pesquisa. _____	46
Figura 3.12. Resumo do procedimento numérico-experimental adotado neste trabalho. _____	47
Figura 3.13. Malhas de elementos finitos usadas nas simulações numéricas. _____	48
Figura 3.14. Modelo coesivo bilinear. _____	49
Figura 3.15. Exemplo de comparação entre resultados experimentais e numéricos desta pesquisa. _____	49
Figura 4.1. Curvas mestras de módulo de cisalhamento dinâmico das MAFs estudadas. _____	53
Figura 4.2. Resultados de ensaios DC(T) para a MAF 1. _____	57
Figura 4.3. Resultados de ensaios SCB para a MAF 1. _____	57
Figura 4.4. Resultados de ensaios SE(B) para a MAF 1. _____	57
Figura 4.5. Resultados de ensaios SCB para a MAF 2. _____	59
Figura 4.6. Resultados de ensaios SE(B) para a MAF 2. _____	59
Figura 4.7. Resultados de ensaios DC(T) para a MAF 2. _____	60
Figura 4.8. Resultados de ensaios SCB para a MAF 3. _____	61
Figura 4.9. Resultados de ensaios SE(B) para a MAF 3. _____	61
Figura 4.10. Resultados de ensaios DC(T) para a MAF 3. _____	62
Figura 4.11. Resultados de ensaios SCB para a MAF 4. _____	63
Figura 4.12. Resultados de ensaios SE(B) para a MAF 4. _____	64
Figura 4.13. Resultados de ensaios DC(T) para a MAF 4. _____	64
Figura 4.14. Energias de fratura obtidas a partir de três metodologias de cálculo para diferentes temperaturas e taxas de CTOD para a MAF 1. _____	68
Figura 4.15. Resistência coesiva obtida a partir da abordagem numérico-experimental para diferentes temperaturas e taxas de CTOD para a MAF 1. _____	70
Figura 4.16. Energias de fratura obtidas a partir de três metodologias de cálculo para diferentes temperaturas e taxas de CTOD para a MAF 2. _____	71
Figura 4.17. Resistência coesiva obtida a partir da abordagem numérico-experimental para diferentes temperaturas e taxas de CTOD para a MAF 2. _____	72
Figura 4.18. Energias de fratura obtidas a partir de três metodologias de cálculo para diferentes temperaturas e taxas de CTOD para a MAF 3. _____	73

Figura 4.19. Resistência coesiva obtida a partir da abordagem numérico-experimental para diferentes temperaturas e taxas de CTOD para a MAF 3. _____	74
Figura 4.20. Energias de fratura obtidas a partir de três metodologias de cálculo para diferentes temperaturas e taxas de CTOD para a MAF 4. _____	75
Figura 4.21. Resistência coesiva obtida a partir da abordagem numérico-experimental para diferentes temperaturas e taxas de CTOD para a MAF 4. _____	76
Figura 4.22. Picos de força das MAFs ensaiadas em diferentes condições de temperatura e taxa de abertura do CTOD nesta pesquisa. _____	78
Figura 4.23. CTODs até o pico de força das MAFs ensaiadas nesta pesquisa em diferentes condições de temperatura e taxa de abertura de trinca. _____	80
Figura 4.24. CTODs para força de 100 N das MAFs ensaiadas nesta pesquisa em diferentes condições de temperatura e taxa de abertura de trinca. _____	80
Figura AII-1. Problema simulado para a verificação do código implementado. ____	104
Figura AII-2. Verificação do código implementado neste trabalho considerando diferentes temperaturas e (a) modo I; (b) modo II; (c) modo misto de fratura. ____	105

## Lista de tabelas

Tabela 2.1. Comparação entre diferentes geometrias de corpos-de-prova para ensaio de fratura.	23
Tabela 3.1. Granulometria das misturas asfálticas avaliadas neste estudo.	33
Tabela 3.2. Propriedades volumétricas da mistura asfáltica.	33
Tabela 3.3. Quantidade mínima das amostras que devem ser preparadas (SOUSA et al., 2013)	34
Tabela 3.4. Composição das MAFs avaliadas neste estudo.	36
Tabela 3.5. Condições de temperatura e taxas de abertura adotadas nos testes de fratura DC(T), SCB e SE(B) neste estudo.	43
Tabela 3.6. Matriz resumida de ensaios de fratura desta pesquisa.	43
Tabela 4.1. Classificação pela metodologia Superpave dos ligantes usados neste estudo.	51
Tabela 4.2. Temperaturas de usinagem e compactação dos ligantes.	52
Tabela 4.3. Propriedades viscoelásticas lineares da MAF 1.	54
Tabela 4.4. Propriedades viscoelásticas lineares da MAF 2.	54
Tabela 4.5. Propriedades viscoelásticas lineares da MAF 3.	55
Tabela 4.6. Propriedades viscoelásticas lineares da MAF 4.	55
Tabela 4.7. Resumo dos resultados dos ensaios de fratura para a MAF 1.	58
Tabela 4.8. Resumo dos resultados dos ensaios de fratura para a MAF 2.	60
Tabela 4.9. Resumo dos resultados dos ensaios de fratura para a MAF 3.	63
Tabela 4.10. Resumo dos resultados dos ensaios de fratura para a MAF 4.	65
Tabela 4.11. Relações entre os valores de energia de fratura individuais e máximos para cada condição de ensaio avaliada para a MAF 1.	69
Tabela 4.12. Relações entre os valores de energia de fratura individuais e máximos para cada condição de ensaio avaliada para a MAF 2.	72
Tabela 4.13. Relações entre os valores de energia de fratura individuais e máximos para cada condição de ensaio avaliada para a MAF 3.	74
Tabela 4.14. Relações entre os valores de energia de fratura individuais e máximos para cada condição de ensaio avaliada para a MAF 4.	76
Tabela A.1. Modelos de zona coesiva e seus parâmetros (tradução de SHET e CHANDRA, 2002).	99

## 1. Introdução

Os altos gastos com a construção e a manutenção da rede de estradas no Brasil são justificados pela quantidade significativa de passageiros e carga que são transportadas entre as diferentes localidades do país a cada ano. Veículos de passageiros (automóveis, caminhões, vans e motocicletas) representam mais de 90% do total de passageiros-quilômetros percorridos. Além disso, o modo rodoviário transporta mais carga (cerca de 60% do total) do que todos os outros modos de transporte combinados (CNT, 2015a).

Além disso, o volume de tráfego crescente de pessoas e produtos nas últimas décadas tem sobrecarregado a malha rodoviária do país, que apresenta condições precárias em grande parte das suas vias. Isto leva a uma deterioração das camadas do pavimento, desconforto e falta de segurança a usuários, além de onerar os cofres públicos com gastos gigantescos na recuperação das estradas.

Conscientes destes fatos, pesquisadores vêm tentando desenvolver melhores estruturas de pavimento, que sejam ao mesmo tempo mais baratas e mais resistentes às cargas impostas pelos veículos. O nível de qualidade das rodovias está diretamente associada com a seleção dos constituintes (agregados, ligantes e aditivos) e com o projeto das misturas, além dos procedimentos de construção e projeto estrutural das camadas do pavimento. Se estes fatores são otimizados, a vida útil da estrutura do pavimento é estendida, o que pode reduzir significativamente os custos associados com manutenção e recuperação das estradas.

Na tentativa de quantificar os efeitos das variáveis mencionadas na vida útil da estrutura de pavimentos, pesquisadores têm proposto diversos modelos para prever respostas mecânicas de misturas asfálticas às cargas de veículos e às condições ambientais. Dentre estas metodologias, destacam-se aquelas de embasamento empírico, as formulações ditas fechadas ou analíticas e as modelagens constitutivas computacionais.

A variabilidade das características dos materiais e das condições ambientais limita a precisão de equações empíricas, desenvolvidas a partir da regressão de bases de dados extensas de testes de laboratório (ANDREI *et al.*, 1999; CHRISTENSEN *et al.*, 2003; BARY e WITCZAK, 2006; CEYLAN *et al.*, 2009). Por isso, relações mais universais entre as variáveis das misturas e suas respostas mecânicas são desenvolvidas sob a forma de formulações analíticas (HASHIN, 1962; SCHAPERLY, 1962). No

entanto, as características geométricas complicadas da microestrutura de misturas asfálticas têm limitado a capacidade preditiva destas formulações analíticas, que são geralmente desenvolvidas com base em inevitáveis simplificações geométricas.

Como uma alternativa para formulações empíricas e analíticas, modelos computacionais baseados em métodos numéricos consagrados, tais como os métodos dos elementos finitos e discretos, têm sido desenvolvidos e explorados pela comunidade acadêmica e pela indústria nos últimos anos. Entre os muitos desafios que ainda limitam a capacidade preditiva destes modelos computacionais, a compreensão do fenômeno da fissuração é provavelmente o mais difícil de ser superado. Isto se deve a vários fatores, tais como: heterogeneidade e inelasticidade das misturas; distribuição aleatória de vazios na microestrutura das amostras; deformações relativamente grandes na sua zona de processo de fratura; dependência da taxa de deformação e da variação de temperatura nas características desta zona de processo de fratura; necessidade do desenvolvimento de modelos de fratura que considerem tais características complexas e incertezas sobre a adequação de diferentes procedimentos experimentais para a caracterização das propriedades de fratura das misturas em laboratório (YOON e ALLEN, 1999; ALLEN e SEARCY, 2001; SOARES *et al.*, 2003; KIM *et al.*, 2005, 2006, 2007, 2010; LEE e MARASTEANU, 2006, 2010; KIM e BUTTLAR, 2009; entre outros).

Estas características complexas inviabilizam o uso da teoria da mecânica da fratura linear elástica (MFLE) convencional em problemas de fissuramento em materiais como a mistura asfáltica. Isto se deve ao fato de a MFLE ter sido desenvolvida para prever o estado de tensões nas proximidades da ponta da fissura de corpos danificados cuja zona de processo de fratura tenha dimensões significativamente pequenas. Este é o caso de materiais que apresentam ruptura frágil, para os quais há uma propagação rápida de trincas acompanhada de pouca ou nenhuma deformação plástica e pouca dissipação de energia durante o processo de fratura. Cerâmicas e rochas são exemplos de materiais que apresentam ruptura frágil. Diferente de materiais frágeis, em que há ruptura brusca logo após o início do fissuramento, materiais quase-frágeis apresentam evolução estável de microfissuras e consequente dissipação de energia durante o processo de fratura (BORGES, 2002), que culmina com a coalescência destas microfissuras e formação das fissuras mais visíveis, ou macrofissuras. Tais características são representadas pela região pós-pico de amolecimento nos gráficos de carga-deslocamento de materiais quase-frágeis.

Como alternativas à MFLE, diversos modelos baseados no conceito de zonas coesivas têm sido desenvolvidos para a modelagem de fratura em materiais quase-frágeis.

Os modelos de zonas coesivas removem a singularidade de tensões na ponta da trinca e consideram fratura como um fenômeno gradual em que a separação ocorre em uma zona potencial de fratura atrás da ponta da fissura, ou zona coesiva, na qual o processo de fratura é resistido por trações coesivas. Conceitualmente, uma trinca coesiva é uma fenda fictícia que é capaz de transferir tensões de uma face para a outra na zona coesiva.

A abordagem de modelagem com zonas coesivas em materiais asfálticos e pavimentos flexíveis foi empregada pela primeira vez por Jeng e seus colegas (JENG e PERNG, 1991; JENG *et al.*, 1993). Recentemente, o conceito de zonas coesivas tem sido ativamente implementado na modelagem de concreto asfáltico, especialmente para simular fratura com a consideração da inelasticidade material. É fato consagrado que o comportamento de materiais asfálticos é altamente dependente da taxa de deformação e da temperatura a que o material está submetido. Assim, a suposição de elasticidade linear não é adequada para produzir previsões precisas de comportamento do material. Exemplos de pesquisas considerando a inelasticidade do material asfáltico são apresentados em vários estudos incluindo SOUZA *et al.* (2004); KIM *et al.* (2005, 2006, 2007, 2010); SONG *et al.* (2006, 2008); KIM e BUTTLAR (2009); ARAGÃO (2011); ARAGÃO e KIM (2010, 2011, 2012, 2014); ARAGÃO *et al.* (2011, 2012, 2012, 2013, 2014, 2015, 2016); KIM e ARAGÃO (2013).

Uma característica muito importante que tem sido negligenciada pela maioria dos modelos computacionais microestruturais disponíveis na literatura é o comportamento dependente da taxa de deformação da zona de fratura de misturas asfálticas. É senso comum na comunidade de mecânica dos pavimentos que misturas asfálticas apresentam um comportamento mecânico global que é função das taxas locais de deformação dentro da microestrutura da mistura. Esta dependência está relacionada a vários fatores, tais como a viscoelasticidade da matriz asfáltica e as características de fratura ao longo da zona de processo de fratura. Assim, a consideração da taxa de dependência associada ao comportamento viscoelástico do material não é suficiente para modelar as respostas das misturas sujeitas a cargas do tráfego. Alguns modelos que consideram tal característica estão disponíveis na literatura (YOON e ALLEN, 1999;

RAHULKUMAR *et al.*, 2000; ALLEN e SEARCY, 2001; ARAGÃO, 2011; ARAGÃO *et al.*, 2012).

Outro aspecto fundamental dos modelos computacionais baseados no conceito de zonas coesivas são os procedimentos experimentais adotados para caracterizar as propriedades de fratura das misturas. Diferentes protocolos têm sido desenvolvidos para este fim. Dentre estes, o ensaio de flexão em vigas com uma fenda (*single-edge notched beam - SE(B)*) é provavelmente o teste de fratura mais usado para misturas asfálticas (MOBASHER *et al.*, 1997; MARASTEANU *et al.*, 2002). Para obter energia de fratura coesiva, WAGONER *et al.* (2005a) propôs um protocolo de teste que utilizou a geometria SE(B). SONG *et al.* (2006b) e KIM *et al.* (2009) usaram a metodologia proposta por WAGONER *et al.* (2005a) para calibrar parâmetros de fratura coesivos utilizados na sua modelagem microestrutural. Os principais problemas com o uso da geometria SE(B) para obter rotineiramente propriedades de fratura são relacionados à dificuldade de fabricação de tais amostras em laboratório. Além disso, a extração de corpos-de-prova em campo para testes com esta geometria se torna inviável.

Com as limitações da geometria SE(B), WAGONER *et al.* (2005b, 2005) propuseram um protocolo de teste usando discos com fenda (*disk-shaped compaction tension test - DC(T)*) em ensaios de tração. Tal configuração é semelhante à geometria DC(T) proposta na norma ASTM E399 (2002), mas com uma fenda inicial maior para evitar problemas de fissuramento precoce ao redor dos orifícios onde a carga é aplicada. Para realizarem suas simulações, pesquisadores da Universidade de Illinois em Urbana-Champaign combinaram a energia de fratura de testes com amostras DC(T) seguindo as recomendações de WAGONER *et al.* (2005b e 2005) com a resistência das misturas obtidas de testes de tração indireta (SONG *et al.*, 2006).

No Brasil, alguns pesquisadores têm usado a geometria DC(T) em testes de fratura de misturas asfálticas, em especial na COPPE/UFRJ (HIRSCH, 2009; BUDNY, 2012; ARAGÃO *et al.*, 2013, 2014, 2015, 2016; ARAGÃO e KIM, 2014) e na PUC-Rio (LOPEZ, 2011; BASTOS, 2010). Usando o protocolo de testes recomendado pela norma AATM D 7313/07, HIRSCH (2009) realizou ensaios em amostras DC(T) nas dependências da COPPE e observou forte influência de fatores como granulometria, tipo de ligante e temperatura na energia de fratura de misturas. Na PUC-Rio, LOPEZ (2011) simulou testes de fratura realizados por HIRSCH (2009) usando o método dos elementos discretos e o modelo de zona coesiva bilinear. Análises paramétricas foram

realizadas na tentativa de relacionar o comportamento mecânico de fratura das misturas em diferentes escalas.

Outro ensaio que tem recebido grande atenção da comunidade de pesquisa em pavimentação nos últimos anos é o teste de flexão em amostras com formato de semi-círculos com fenda (semi-circular bending - *SCB*). O teste *SCB* tem sido adotado por diversos pesquisadores (BASHAM *et al.*, 1990; Li e MARASTEANU, 2004, 2010; WU *et al.*, 2005; KHALID e ARTAMENDI, 2008; MOHAMMAD e KABIR, 2008; VAN ROOIJEN e DE BONDT, 2008; MONTESTRUQUE *et al.*, 2010; ARAGÃO, 2011; ARAGÃO *et al.*, 2013, 2014, 2015, 2016; MARASTEANU *et al.*, 2012; FREIRE *et al.* 2014; TANG, 2014; TESHALE *et al.*, 2013; SAHA e BILIGIRI, 2015; NSENGIYUMVA *et al.*, 2015) para obter propriedades de fratura de materiais frágeis e quase-frágeis. De acordo com ARAGÃO (2011), os testes *SCB* apresentam vantagens com relação a outros tipos de testes de fratura. Dentre estas vantagens, destacam-se o grande número de corpos de prova que podem ser obtidos a partir de uma única amostra compactada de concreto asfáltico, a facilidade de obtenção de amostras de campo e a simplicidade dos procedimentos experimentais. Dentre as desvantagens desta configuração de amostra, destacam-se o tamanho reduzido da área potencial de fratura e a proximidade da ponta da fenda inicial com a região compressiva de tensões existente no topo da amostra, ao redor do ponto de aplicação de carga.

Usando testes *SCB*, ARAGÃO *et al.* (2014) propuseram um procedimento que combina resultados de testes experimentais e simulações numéricas destes testes pelo método dos elementos finitos para a obtenção de propriedades de fratura de misturas asfálticas. Segundo estes autores, parâmetros da zona de processo de fratura em materiais de comportamento viscoelástico e com modo de fratura quase-frágil não devem ser obtidos de gráficos experimentais de força-deslocamento, que é o procedimento tipicamente adotado na literatura. Isto se deve ao fato de parte da energia calculada a partir da área sob tais curvas ser relacionada à energia dissipada pelas deformações viscoelásticas do material e não ser exclusivamente energia de fratura como indicam SONG *et al.* (2008). Assim, os parâmetros de fratura de misturas asfálticas devem ser caracterizados localmente (na zona de processo de fratura) e não a partir de resultados globais de força-deslocamento.

Como indicado, vários testes de fratura têm sido explorados na tentativa de determinar propriedades usadas como parâmetros de entrada na modelagem microestrutural de fratura em misturas asfálticas. No entanto, muitas questões sobre a

validade dos resultados obtidos de tais ensaios ainda permanecem sem resposta definitiva. Faz-se, portanto, necessário o estudo cuidadoso sobre diferentes configurações de teste e metodologias de análise para o estabelecimento de procedimentos que gerem resultados mais representativos de propriedades de fratura de misturas asfálticas.

Além disso, estudos recentes consideram as chamadas matrizes asfálticas de agregados finos (MAF) como um constituinte importante do concreto asfáltico, já que o trincamento do concreto tipicamente ocorre na MAF. Com isso, o conhecimento da resistência à fratura das MAFs pode contribuir para a seleção e combinação otimizadas de materiais (ligante asfáltico e agregados), com a consequente geração de misturas mais resistentes ao trincamento.

Este trabalho é parte fundamental de um modelo computacional que vem sendo desenvolvido para a previsão do comportamento mecânico microestrutural de misturas asfálticas a partir de características dos constituintes. Espera-se que a versão final do modelo se torne uma ferramenta eficiente de análise de pavimentos asfálticos, em que previsões sobre o comportamento mecânico das misturas poderão ser feitas a partir do conhecimento de propriedades adequadamente caracterizadas dos constituintes e de condições de contorno da estrutura do pavimento modelado. Em outras palavras, espera-se que testes virtuais possam eventualmente substituir (ou ao menos reduzir consideravelmente) ensaios de laboratório, gerando significativa economia de tempo e recursos.

## 1.1 Objetivos

Este trabalho tem como objetivo geral explorar a metodologia numérico-experimental proposta por ARAGÃO *et al.* (2014) para avaliar características de fratura de misturas asfálticas de agregados finos (MAF) em modo I, considerando diferentes configurações de ensaio, geometrias de amostras, taxas de abertura de trincas e temperaturas.

Os objetivos específicos desta pesquisa são:

- Investigação sobre vantagens e limitações de diferentes procedimentos experimentais usados na literatura na determinação de propriedades de fratura de misturas asfálticas de agregados finos;
- Avaliação dos efeitos da temperatura e velocidade do carregamento na resistência ao dano por fratura de misturas asfálticas;
- Comparação do procedimento numérico-experimental proposto com metodologias tradicionais que usam medidas médias globais obtidas nos ensaios de dano para o cálculo de propriedades de MAFs.

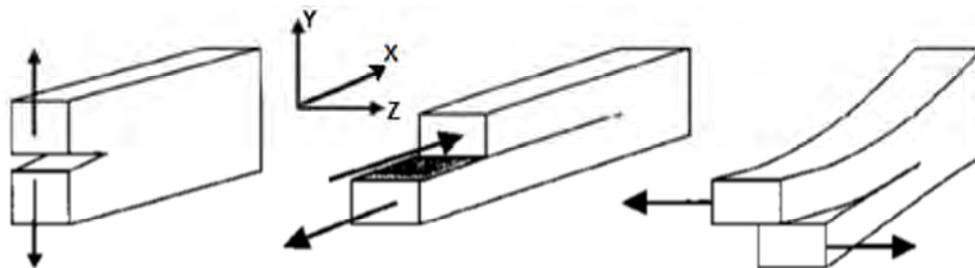
## 2. Revisão bibliográfica

### 2.1 Teoria da mecânica da fratura

A teoria da mecânica da fratura foi desenvolvida no início do século XX para estudar falhas em materiais frágeis (quebradiços), mas avanços na mecânica computacional levaram a extensão das teorias de falhas para outros materiais, tais como metais dúcteis, cerâmicos, concreto de cimento e também concreto asfáltico (RODRIGUES, 1991; BRAZ, 1997; HIRSCH, 2009).

A mecânica da fratura estuda a resistência dos materiais sólidos que contenham falhas ou trincas pré-existentes, sob a ação de cargas aplicadas externamente. No que se refere às trincas, o estudo das tensões é de grande importância na determinação da carga estática máxima e da vida de fadiga dos componentes. A presença de trincas pode debilitar significativamente a estrutura e reduzir sua vida útil (EFFTING, 2004).

A Figura 2.1 apresenta os três tipos de fratura ou modos de ruptura a que os materiais sólidos podem estar sujeitos: abertura, cisalhamento e rasgamento. Dado um sólido infinito de comportamento puramente elástico e que neste sólido haja a inserção de uma trinca de tamanho arbitrário, podem-se encontrar os estados de tensões na ponta da trinca para cada um dos três tipos de carregamento (RODRIGUES, 1991; MEDINA e MOTTA, 2005; WAGONER ., 2006; HIRSCH, 2009).



Modo I: Abertura

Modo II: Cisalhamento

Modo III: Rasgamento

**Figura 2.1. Modos de ruptura de materiais sólidos (WAGONER, 2006).**

No modo I de fratura, as forças são perpendiculares à fissura, o que resulta em uma propagação das trincas por esforços de tração. Assim, o modo I é geralmente referido como modo de abertura. Para o modo II, as forças são paralelas à fenda. Como ilustrado na Figura 2.1, em um diagrama de corpo livre representativo do processo, uma força empurra a metade superior da fenda em um sentido e outra força no sentido oposto, criando, por cisalhamento, uma fissura que desliza ao longo de si mesma. Isto é referido como modo de cisalhamento no plano e as forças não devem causar

deformações fora do plano. Finalmente, para o modo III, as forças são transversais à fissura e isso faz com que o material se separe por deslizamento para fora do seu plano inicial. Isto é referido como o modo de cisalhamento fora do plano.

É importante notar que o tipo de fissuramento influencia o nível de tensão necessária para romper o material. Por exemplo, a tensão crítica necessária para romper um concreto de cimento Portland no modo II de abertura é significativamente maior do que no modo I, devido ao intertravamento dos agregados ao longo do plano da trinca (WAGONER, 2006; IM *et al.*, 2014a).

Para a caracterização de misturas asfálticas, pesquisadores têm adotado principalmente o DC(T), o SCB e o SE(B) como ensaios de fratura em modo I (ARAGÃO, 2011; ARAGÃO e KIM, 2012; MARASTEANU *et al.*, 2012; ARAGÃO *et al.*, 2013, 2014, 2015, 2016; ALIHA *et al.*, 2015). Já para o modo II de fratura, alguns pesquisadores têm adotado o SCB (IM *et al.*, 2014a). Adicionalmente, alguns estudos têm adotado ensaios de caracterização de modos combinados de fratura (IM, 2012; IM *et al.*, 2014b; KIM *et al.*, 2015).

No Brasil, o trabalho feito por RODRIGUES (1991) iniciou a disseminação da Teoria da Mecânica da Fratura em problemas de pavimentação. Rodrigues fez uso da Lei de Paris para a determinação de parâmetros de fratura de misturas asfálticas a partir de ensaios de fadiga, considerando, entretanto, o material como homogêneo (BRAZ, 1997).

A Mecânica da Fratura pode ser estudada a partir de duas abordagens principais: a Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE), para materiais frágeis, e a Mecânica da Fratura Elasto-Plástica (MFEP), para materiais dúcteis. Estas abordagens são brevemente discutidas a seguir.

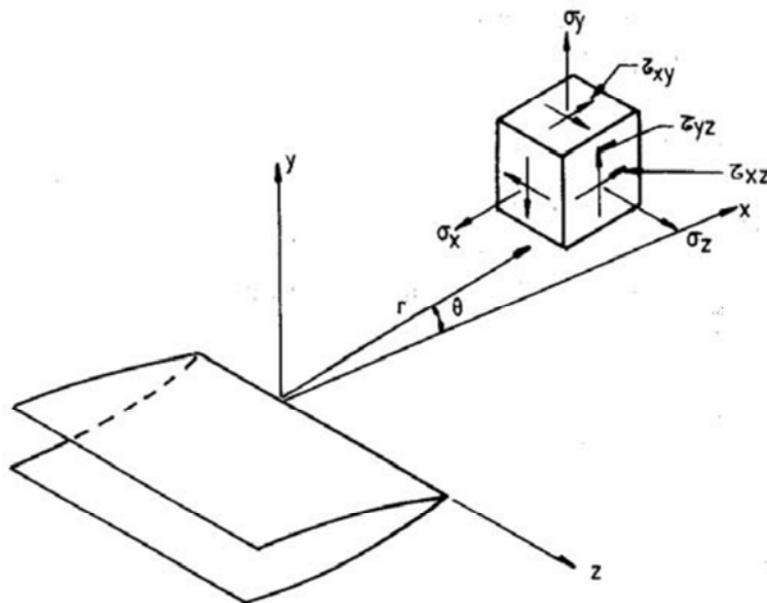
### ***2.1.1 Mecânica da fratura linear elástica (MFLE)***

A MFLE surgiu em função das limitações na aplicação dos conceitos tradicionais para prever o comportamento dos materiais em relação à presença de descontinuidades internas e superficiais (LOPEZ, 2010). Esta teoria se baseia nos conceitos de fatores de intensidade de tensão e taxa de dissipação de energia. Enquanto os fatores de intensidade de tensão podem ser vistos como parâmetros locais relacionados a eventos que acontecem na ponta de fissuras, a taxa de dissipação de energia pode ser vista como um parâmetro global.

Para materiais isotrópicos, elásticos lineares e de fratura frágil, a MFLE caracteriza o campo de tensões ao redor da ponta da trinca a partir da consideração de um parâmetro chamado de fator de intensidade de tensão,  $K$ . Este fator depende da tensão aplicada, do tamanho e localização da fissura no corpo e da geometria do corpo de prova.

Quando o estado de tensões ao redor da ponta da trinca torna-se crítico, uma pequena fissura cresce e o material falha. O fator de intensidade de tensão crítico,  $K_c$ , representa uma propriedade do material chamada de tenacidade à fratura que é fortemente dependente da temperatura e da espessura da amostra, particularmente no caso das misturas asfálticas. Normas como a ASTM E399 (2002) especificam espessuras mínimas para garantir condições de estado plano de deformação em amostras testadas em laboratório para a caracterização da sua tenacidade em modo I, KIC, já que o valor de KIC para o estado plano de deformação é tipicamente o menor valor deste parâmetro.

O fator de intensidade de tensão é um parâmetro que faz a conexão entre o estado de tensões ao redor da ponta da fissura e as cargas globais e condições de contorno do problema físico modelado. Usando o conceito de fator de intensidade de tensão, as tensões nas proximidades da ponta de uma trinca, como a ilustrada na Figura 2.2 (FORTES, 2003), podem ser calculadas pela MFLE a partir das equações 2.1 a 2.6 segundo WILLIAMS (1952).



**Figura 2.2. Distribuição de tensões na vizinhança da ponta de uma trinca (FORTES, 2003).**

$$\sigma_{rr} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \left[ \frac{5}{4} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) - \frac{1}{4} \cos\left(\frac{3\theta}{2}\right) \right] \quad (2.1)$$

$$\sigma_{r\theta} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \left[ \frac{3}{4} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) + \frac{1}{4} \cos\left(\frac{3\theta}{2}\right) \right] \quad (2.2)$$

$$\sigma_{\theta\theta} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \left[ \frac{1}{4} \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) + \frac{1}{4} \sin\left(\frac{3\theta}{2}\right) \right] \quad (2.3)$$

$$\sigma_{rr} = \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \left[ -\frac{5}{4} \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) + \frac{3}{4} \sin\left(\frac{3\theta}{2}\right) \right] \quad (2.4)$$

$$\sigma_{r\theta} = \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \left[ -\frac{3}{4} \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) - \frac{3}{4} \sin\left(\frac{3\theta}{2}\right) \right] \quad (2.5)$$

$$\sigma_{\theta\theta} = \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \left[ \frac{1}{4} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) + \frac{3}{4} \sin\left(\frac{3\theta}{2}\right) \right] \quad (2.6)$$

Onde:

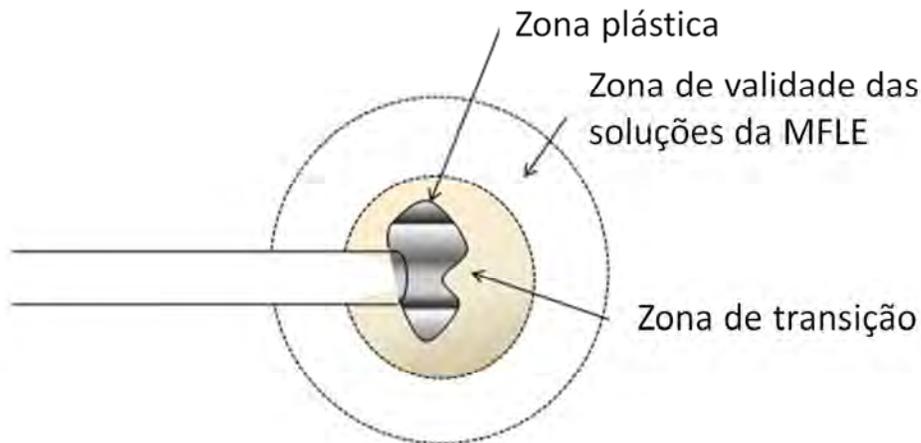
$r$  é a distância a partir da ponta da fissura;

$\theta$  é igual a arco tangente ( $x_2/x_1$ );

$K_I$  é o fator de intensidade de tensão em modo I;

$K_{II}$  é o fator de intensidade de tensão em modo II.

As soluções apresentadas nas equações 2.1 a 2.3 e 2.4 a 2.6 representam os casos de carregamento em modo I puro e modo II puro, respectivamente. Como observado nas equações 2.1 a 2.3, o estado de tensões nas proximidades da ponta da trinca previsto pela MFLE é proporcional à raiz quadrada de  $r$  (distância a partir da ponta da fissura). Na literatura, isto é descrito como uma "stress-root singularity" e indica que o nível de tensão cresce com a redução de  $r$  e apresenta uma singularidade quando  $r$  é igual a zero. Matematicamente, isto significa que há um nível de tensão infinito na ponta da trinca, o que fisicamente não é realista. No entanto, a MFLE tem se mostrado bastante eficiente para a caracterização do estado de tensões ao redor da ponta da trinca, em situações em que a região de deformações plásticas ao redor da ponta da trinca é pequena. Neste caso, existe uma zona finita além desta região de deformações plásticas para a qual as soluções assintóticas da MFLE são válidas. A Figura 2.3 ilustra estas regiões.



**Figura 2.3. Ilustração de diferentes zonas ao redor da ponta de trincas.**

Além do fator de intensidade de tensões, outro parâmetro, que é a taxa de dissipação de energia, tem sido usado na caracterização do processo de fratura frágil de materiais pela MFLE. O método da energia é atribuído a Griffith, que na década de 1920 observou que quando uma trinca é introduzida em uma placa tracionada de material elástico, deve existir um balanço constante de energia total do sistema, equilibrado pelas variações na energia potencial (redução) e na energia de superfície (aumento), que é relacionada com a formação de trincas. A equação 2.7 é tipicamente usada para descrever este equilíbrio (LOPEZ, 2010):

$$\frac{dE_T}{dA} = \frac{d\Pi}{dA} + \frac{dW_s}{dA} = 0 \quad (2.7)$$

Onde:

$E_T$  é a energia total do sistema;

$\Pi$  é a energia potencial na placa;

$W_s$  é a energia de deformação das superfícies da trinca.

Segundo GRIFFITH (1920), em materiais idealmente frágeis, a trinca se propagaria de maneira instável se a energia de deformação liberada, quando a trinca avançasse por um comprimento infinitesimal, fosse maior do que a energia necessária para formar uma nova superfície de trinca.

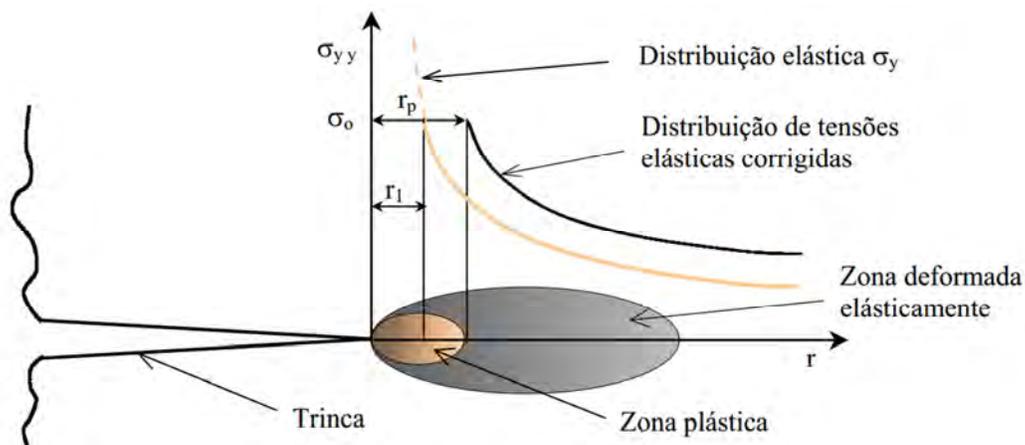
A MFLE pode ser aplicada nos casos em que a zona plástica na frente da trinca é pequena. Em outras palavras, a MFLE só deve ser usada para explicar processos de

fratura de materiais que apresentam ruptura frágil, como cerâmicas e rochas, por exemplo (BRAZ, 1999; HIRSCH, 2009).

No entanto, este comportamento não corresponde ao que é observado em materiais asfálticos, em que a presença do ligante asfáltico resulta em um processo de fratura com grandes deformações na zona plástica ao redor da trinca antes da ruptura. Além disso, geralmente há um grande número de trincas que se formam e se propagam nas microestruturas heterogêneas e com características geométricas complexas das misturas asfálticas. Por fim, o comportamento mecânico e conseqüentemente a resistência à fratura de materiais asfálticos são fortemente influenciados pela temperatura e pela taxa de deformação aplicada ao material. Estes fatores inviabilizam o uso da MFLE para descrever o processo de fissuramento de materiais asfálticos.

### 2.1.2 Mecânica da fratura elasto-plástica (MFEP)

Em geral, materiais usados na engenharia são solicitados acima da transição dúctil-frágil, em que há a possibilidade de acúmulo considerável de deformação plástica antes da ruptura (Figura 2.4). Neste caso, a MFEP pode ser mais apropriada para análise da fratura destes componentes estruturais do que a MFLE (EFFTING, 2004; HIRSCH, 2009).



**Figura 2.4. Representação da distribuição das deformações na ponta da trinca (EFFTING, 2004).**

Diferente de materiais frágeis, em que há ruptura brusca logo após o início do fissuramento, materiais quase-frágeis apresentam evolução estável de microfissuras e conseqüente dissipação de energia durante o processo de fratura (BORGES, 2002), que

culmina com a coalescência destas microfissuras e formação das fissuras mais visíveis, ou macrofissuras. Tais características são representadas pela região pós-pico de amolecimento nos gráficos de carga-deslocamento de materiais quase-frágeis.

Há dois parâmetros que são muito utilizados para representação da elasto-plasticidade no fraturamento: a integral J e a abertura de ponta da trinca,  $\delta$  (CTOD - *Crack Tip Opening Displacement*). Seus valores críticos são quase independentes da tenacidade ao fraturamento para grandes deformações plásticas. A integral J e a CTOD podem ser utilizadas como critérios para dimensionamento no regime elasto-plástico e, embora possuam limitações, são parâmetros mais abrangentes do que os empregados na MFLE (LOPEZ, 2010).

A metodologia conhecida como integral J foi proposta por RICE (1968) e, pode ser fisicamente interpretada como a taxa de liberação de energia potencial do sistema em relação à variação do comprimento da trinca. A expressão da taxa de liberação de energia para um caso bi-dimensional elástico pode ser expressa de acordo com a equação 2.8. Nota-se que a integral J é independente do caminho escolhido.

$$J = \int_{\Gamma} \left( W dy - \bar{T} \cdot \frac{\partial \bar{u}}{\partial x} ds \right) \quad (2.8)$$

Onde:

$\Gamma$  é o contorno escolhido (Figura 2.5), percorrido no sentido anti-horário, com início e final em dois pontos não coincidentes de cada uma das faces da trinca;

W é a densidade de energia de deformação;

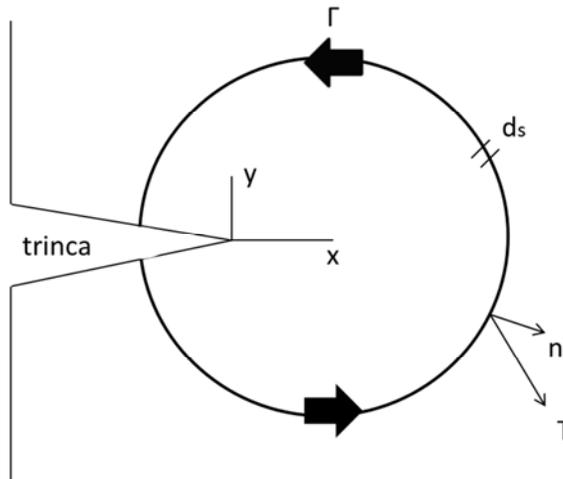
$\bar{T}$  é o vetor de carregamento com normal ( $\bar{n}$ ) exterior ao contorno;

$\bar{u}$  é o vetor deslocamento na direção x;

s é o comprimento do caminho escolhido.

A integral J constitui um parâmetro da mecânica da fratura que descreve o campo de tensão e de deformação na ponta da trinca. Devido à dificuldade de se avaliar analiticamente esta integral, a forma usual de sua avaliação é a partir de simulações numéricas por métodos como o dos elementos finitos (MEF), por exemplo. A partir do MEF, a integral J pode ser calculada para qualquer geometria de trinca e condição de carregamento. Entretanto, também é comum o uso de modelos simplificados para cálculos rotineiros de engenharia. Estes modelos estabelecem um método para estimar a integral J representando estatisticamente as incertezas dos carregamentos, tamanho de

trinca, e propriedades do material, e em métodos de confiabilidade (EFFTING, 2004; HIRSCH, 2009).



**Figura 2.5. Representação do caminho escolhido no método da integral J (LOPEZ, 2010).**

A outra metodologia, conhecida como o método CTOD, foi proposta por WELLS (1961) e é baseada na distância entre as duas superfícies da trinca e medida na sua ponta. A abordagem do CTOD permite relacionar tensões ou deformações aplicadas com um tamanho de defeito permissível no material. WELLS (1961) percebeu que à medida em que as faces da fissura se afastavam, as deformações plásticas provocavam um arredondamento da ponta aguda da fissura, que crescia proporcionalmente à tenacidade do material, quando a zona de plastificação não era muito grande. Essa separação entre as faces da fissura devido ao arredondamento é chamada de abertura de ponta da trinca  $\delta$  (*crack tip opening displacement*, CTOD).

O parâmetro CTOD caracteriza a capacidade do material em se deformar plasticamente antes da ruptura, medindo o afastamento entre as duas faces da trinca pré-existente na frente desta. Na Figura 2.6, pode-se observar o conceito do CTOD onde se observa um arredondamento da ponta da trinca o correspondente a  $\delta$ . O CTOD pode ser estimado em função do aumento do perímetro da zona deformada plasticamente nas vizinhanças da ponta da fratura (Figura 2.7) segundo BUENO e BITTENCOURT (1998) existe uma relação do tamanho da região plastificada com a abertura da ponta da fratura  $\delta$ .

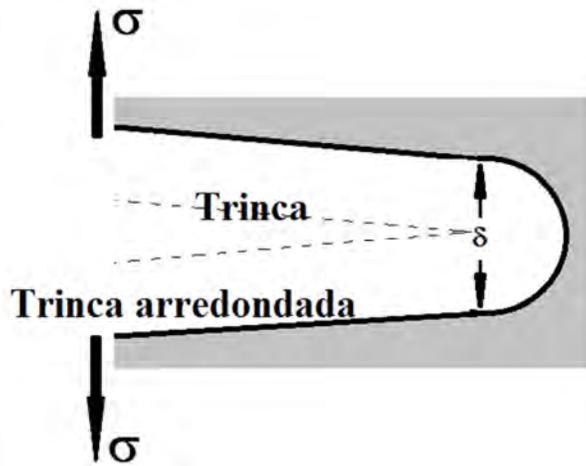


Figura 2.6. Conceito de CTOD (BUENO e BITTENCOURT, 1998).

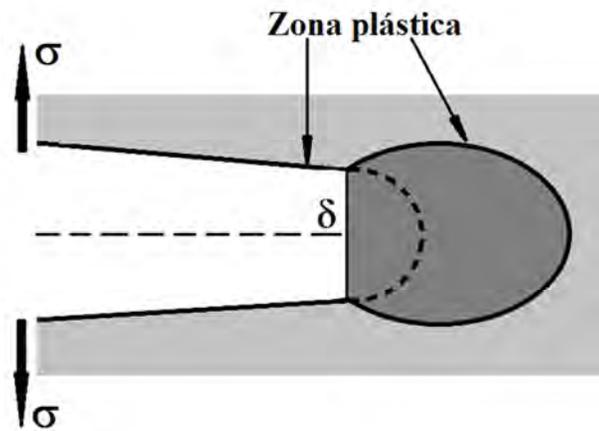


Figura 2.7. O tamanho da região plastificada e sua relação com a abertura da ponta da fratura  $\delta$  (BUENO e BITTENCOURT, 1998).

## 2.2 Mecânica da fratura aplicada a misturas asfálticas

A mecânica da fratura tem sido usada em pesquisas para avaliar o potencial de trincamento de misturas asfálticas desde a década de 1970. MAJIDZADEH *et al.* (1971) relatam o primeiro estudo empregando conceitos de mecânica da fratura para prever a vida de fadiga de pavimentos de concreto asfáltico. O objetivo foi obter a taxa de crescimento da trinca pelo fator de intensidade de tensão K usando a Lei de Paris (PARIS e ERGODAN, 1963). A Lei de Paris é definida pela equação 2.9:

$$\frac{dc}{dN} = AK^n \quad (2.9)$$

Onde:

A e n são constantes do material;

K é o fator de intensidade de tensão.

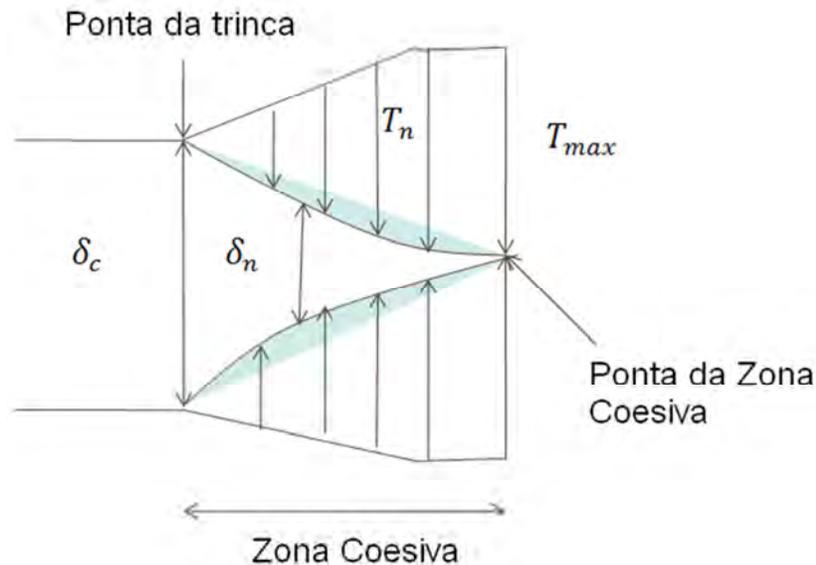
Outros estudos de fratura experimentais e numéricos em misturas asfálticas foram desenvolvidos posteriormente (ABDULSHAFI e MAJIDZADEH, 1985; JENQ e PERNG 1991; RODRIGUES, 1991; MORRISON e RODRIGUEZ, 1996; JACOB *et al.*, 1996; BRAZ, 1997; LI e LIU, 2000; GUDDATI *et al.*, 2002; WAGONER *et al.*, 2005). No entanto, essas pesquisas levaram mais de duas décadas para incorporar conceitos de mecânica de fratura na caracterização de misturas asfálticas, isto devido à falta de ferramentas de cálculo, programas e processadores computacionais para lograr um conhecimento quantificável da evolução do processo de fratura em materiais heterogêneos.

As características geométricas complexas e o comportamento inelástico de misturas asfálticas limitam a capacidade preditiva de modelos baseados na teoria da mecânica da fratura clássica. A precisão das previsões feitas a partir da MFLE está limitada à existência de uma zona de processo de fratura relativamente pequena ao redor da ponta de fissuras. Isto não é o caso típico de misturas asfálticas. Além disso, a caracterização experimental de propriedades (tenacidade, por exemplo) necessárias para a modelagem de materiais como misturas asfálticas pela MFLE requer a fabricação de amostras com grandes dimensões. A tenacidade destes materiais pode ser significativamente subestimada se amostras com dimensões tipicamente adotadas em ensaios de laboratório forem usadas (CHONG *et al.*, 1989). A discrepância pode aumentar no caso de materiais altamente heterogêneos, como é o caso das misturas asfálticas.

Como alternativa à MFLE e à MFEP, diversos modelos baseados no conceito de zonas coesivas têm sido desenvolvidos para a modelagem de fratura em materiais quase-frágeis. Os modelos de zonas coesivas removem a singularidade de tensões na ponta da trinca e consideram fratura como um fenômeno gradual em que a separação ocorre em uma zona potencial de fratura atrás da ponta da fissura, ou zona coesiva, na qual o processo de fratura é resistido por trações coesivas. A aplicação desta metodologia proporciona uma ferramenta eficiente que pode ser implementada em diversos modelos computacionais baseados em métodos numéricos como os elementos

finitos ou os discretos e permite a análise explícita da formação e propagação de trincas nos materiais.

Como dito, uma fissura coesiva é uma fenda fictícia que é capaz de transferir tensões de uma face para a outra na zona coesiva. Como mostrado na Figura 2.8, para o caso de fissuramento em modo I, nos modelos de zonas coesivas, a separação ( $\delta_n$ ) ocorre ao longo de um plano estendido da ponta da trinca, ou zona coesiva (zona de processo de fratura), no qual a fratura é resistida por tensões coesivas ( $T_n$ ) que variam desde o valor  $T_{max}$  (resistência coesiva) até zero. Quando é atingido um deslocamento crítico ( $\delta_c$ ), a separação entre as faces da zona coesiva é total e irreversível. Nos modelos computacionais, os elementos de zona coesiva são posicionados entre elementos contínuos, que podem ser objetos homogêneos ou heterogêneos, para representar a formação de novas superfícies internas e a propagação de trincas no material (ARAGÃO, 2011).



**Figura 2.8. Ilustração do conceito de zonas coesivas para o modo I de fratura (ARAGÃO, 2011).**

Diferentes modelos de zonas coesivas foram propostos na literatura e são tipicamente diferenciados por duas características principais: a forma da curva de tração-separação e a presença de uma rigidez coesiva inicial.

Algumas pesquisas realizadas por diversos autores indicaram que a forma da curva de tração-separação não influencia significativamente as respostas globais dos corpos submetidos ao dano (HUTCHINSON e EVANS, 2000; MOHAMMED e

LIECHTI, 2000; RAHULKUMAR *et al.*, 2000). No entanto, outros autores (CHANDRA *et al.*, 2002; VOLOKH, 2004; SONG *et al.*, 2008) indicaram que a forma das curvas de tração-separação pode afetar significativamente a simulação numérica do processo de fratura.

Os modelos que consideram uma rigidez coesiva inicial são chamados modelos intrínsecos. Enquanto os modelos que não consideram essa rigidez coesiva inicial são chamados modelos extrínsecos. Nos modelos intrínsecos, a relação tração - separação é tal que com um incremento da separação, a tração através da zona coesiva atinge um valor máximo, relacionado com a resistência da zona coesiva e com o início do processo de dano (entende-se como dano o processo de separação das faces da zona coesiva) que depois decresce até eventualmente atingir o valor zero, indicando uma completa e irreversível separação.

Por outro lado, os modelos de zona coesiva extrínsecos não apresentam uma tendência ascendente inicial na curva de tração-separação e assume-se que o início do dano, representado pela duplicação de superfícies internas, acontece quando a tensão na zona coesiva atinge a sua resistência. A partir deste ponto, em que há a formação de trincas, o dano se propaga e a tração na zona coesiva que resiste à separação entre as faces da fissura decresce continuamente enquanto o carregamento é aplicado e atinge eventualmente o valor zero quando a separação entre as faces da zona coesiva se torna irreversível.

O Anexo I resume alguns dos modelos de zona coesiva mais populares que foram desenvolvidos por vários pesquisadores com propósitos específicos. Como pode-se observar na tabela, o trabalho de separação, a resistência coesiva e o deslocamento crítico são os principais parâmetros a serem obtidos em ensaios de fratura.

A abordagem de modelagem com zonas coesivas em materiais asfálticos e pavimentos flexíveis tem recebido atenção crescente nos últimos anos. Jeng e seus colegas (JENG e PERNG, 1991; JENG *et al.*, 1993) foram os primeiros a empregar o conceito de zonas coesivas para modelar o processo de dano em misturas asfálticas. Nestes estudos, foi proposto o uso de um modelo de trincamento coesivo similar ao modelo de Dugdale-Barenblatt para simular o trincamento progressivo em uma vigota de mistura de concreto asfáltico testada no ensaio à flexão em três pontos. A comparação dos resultados experimentais e a previsão teórica utilizando o modelo foi bastante interessante em termos de considerar o efeito das temperaturas e os tamanhos

dos corpos de prova testados para estudar a propagação do trincamento no concreto asfáltico.

Posteriormente, BAZANT e BECQ-GIRAUDON (2002); PETERSSON (1981); WITTMANN *et al.* (1988); GUINEA *et al.* (1994) e PARK *et al.* (2008) usaram diversos modelos de amolecimento bilinear para investigar a fratura do concreto e o efeito do tamanho da fenda no cálculo da energia de fratura.

Recentemente, o conceito de zonas coesivas tem sido ativamente implementado na modelagem de concreto asfáltico, com a consideração da inelasticidade do material. É fato consagrado que o comportamento de materiais asfálticos é altamente dependente da taxa de deformação e da temperatura às quais o material está submetido. Assim, a suposição de elasticidade linear para modelar o material volumétrico não é adequada para produzir previsões precisas do seu comportamento mecânico. Exemplos de pesquisas considerando a inelasticidade do material asfáltico são apresentados em vários estudos, incluindo SOUZA *et al.* (2004); KIM *et al.* (2005, 2006, 2007, 2010); SONG *et al.* (2006, 2008); KIM e BUTTLAR (2009); ARAGÃO e KIM (2010, 2011, 2012, 2014); ARAGÃO (2011); ARAGÃO *et al.* (2011, 2012, 2013, 2014, 2015, 2016); KIM e ARAGÃO (2013); HARTMANN *et al.* (2014).

Uma característica muito importante que tem sido negligenciada pela maioria dos modelos computacionais microestruturais disponíveis na literatura é o comportamento de fratura dependente da taxa de deformação na zona de processo de fratura de misturas asfálticas. É senso comum na comunidade de mecânica dos pavimentos que misturas asfálticas apresentam um comportamento mecânico global que é função das taxas locais de deformação dentro da microestrutura da mistura. Esta dependência está relacionada a vários fatores, tais como a viscoelasticidade da matriz asfáltica e as características de fratura ao longo da zona de processo de fratura. Assim, a consideração do comportamento viscoelástico do material não é suficiente para descrever completamente o comportamento das misturas submetidas ao processo de dano. Para tal, a relação entre as características do processo de fratura e a taxa de carregamento do material deve ser investigada e considerada na modelagem microestrutural (ARAGÃO *et al.*, 2012).

Alguns modelos que consideram tal característica estão disponíveis na literatura (YOON e ALLEN, 1999; RAHULKUMAR *et al.*, 2000; ALLEN e SEARCY, 2001; ARAGÃO, 2011; ARAGÃO *et al.*, 2013, 2014, 2014; KIM e ARAGÃO, 2013). Adicionalmente, estudos sobre as alterações das propriedades de fratura para diferentes

temperaturas são necessários, já que o material pode sofrer trincamento em diferentes intervalos de temperatura no campo.

### **2.2.1 Ensaios adotados para a caracterização de propriedades de fratura de misturas asfálticas**

Um aspecto importante para os atuais modelos computacionais baseados no conceito da zona coesiva é a caracterização das propriedades de fratura da zona coesiva a partir de procedimentos experimentais. Diferentes configurações de geometria de amostras e de carregamento (flexão e tração, por exemplo) foram utilizados nos últimos anos em investigações sobre o processo de fratura de misturas asfálticas. Além de aspectos mais técnicos relacionados às características do processo de fratura do material, a seleção de diferentes geometrias usadas nos testes de fratura é influenciada por dois fatores principais: dificuldade de preparação das amostras e compatibilidade com os atuais equipamentos utilizados para moldagem e ensaios mecânicos em geral. Além disso, é sempre desejável que a geometria selecionada possibilite a extração e caracterização de amostras de campo. A Tabela 2.1 indica vantagens e desvantagens discutidas na literatura para as principais configurações de ensaios adotadas para a caracterização de fratura de misturas asfálticas.

A flexão em vigas com uma fenda (single-edge notched beam - SE(B)) é um teste de fratura muito usado para misturas asfálticas (MOBASHER *et al.*, 1997; MARASTEANU *et al.*, 2002). WAGONER *et al.* (2005a) propuseram um protocolo de teste para a determinação de energia de fratura de concreto asfáltico a partir de testes com a geometria SE(B). SONG *et al.* (2006) e KIM *et al.* (2009) adotaram a metodologia proposta por WAGONER *et al.* (2005a) para calibrar parâmetros de fratura de zonas coesivas necessários para a sua modelagem microestrutural. Os principais problemas com o uso da geometria SE(B) para obter rotineiramente propriedades de fratura são relacionados à dificuldade de fabricação de tais amostras em laboratório. Além disso, a extração de corpos de prova em campo para testes com esta geometria torna-se inviável.

Com foi mencionado anteriormente SONG *et al.* (2006) combinaram a energia de fratura obtida de testes com amostras DC(T) seguindo as recomendações de WAGONER *et al.* (2005b e 2005) com a resistência das misturas obtidas de testes de compressão diametral.

Segundo WAGONER (2006), o DC(T) é o ensaio que melhor define a energia de fratura de misturas asfálticas, já que, durante os testes, as forças de tração são aplicadas diretamente ao corpo de prova, diferente do que acontece em outras configurações de teste, como no popular ensaio de compressão diametral, por exemplo, onde tensões de tração no corpo de prova são geradas de maneira indireta.

No Brasil, alguns pesquisadores têm usado a geometria DC(T) em testes de fratura de misturas asfálticas, em especial na COPPE/UFRJ (HIRSCH, 2009; BUDNY, 2012; ARAGÃO *et al.*, 2013, 2014, 2015, 2016) e na PUC-Rio (LOPEZ, 2010; BASTOS, 2010), com ensaios feitos na COPPE/UFRJ.

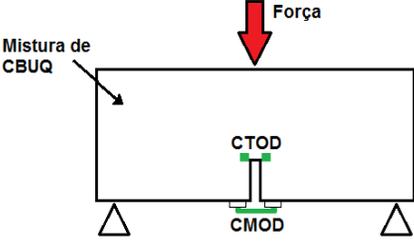
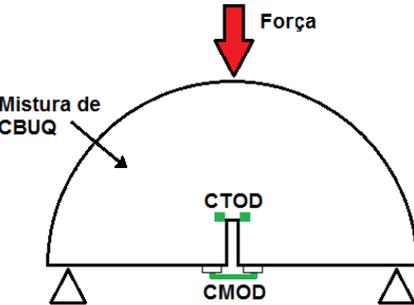
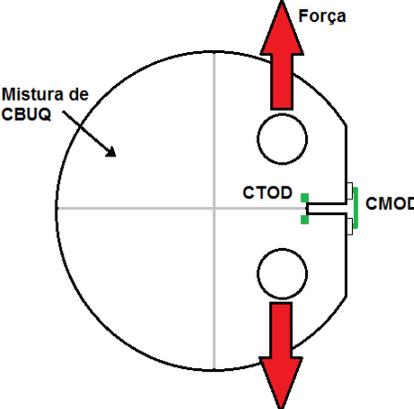
HIRSCH (2009) realizou ensaios seguindo as recomendações da norma ASTM D7313 (2007) em amostras DC(T) e observou forte influência de fatores como granulometria, tipo de ligante e temperatura (ensaios feitos para 10 e 25°C) na energia de fratura de misturas asfálticas. O autor também descreveu com detalhes o procedimento para a fabricação de corpos de prova desta geometria, já que, segundo ele, tal procedimento não era bem descrito na norma ASTM E399 (2002). Maiores detalhes podem ser encontrados em HIRSCH (2009).

LOPEZ (2011) simulou testes de fratura realizados na COPPE/UFRJ por HIRSCH (2009) usando o método dos elementos discretos e o modelo de zona coesiva bilinear. Análises paramétricas foram realizadas na tentativa de relacionar o comportamento mecânico de fratura das misturas em diferentes escalas.

BASTOS (2010) avaliou o comportamento mecânico e a resistência à fadiga de misturas asfálticas reforçadas com geogrelhas (de fibra de vidro e poliéster) utilizando ensaios de resistência à tração por compressão diametral, módulo de resiliência, fadiga por compressão diametral sob carga controlada e ensaios DC(T).

BUDNY (2012) realizou ensaios DC(T) para avaliar o desempenho de três misturas mornas. Em todos esses casos, a preparação dos corpos de prova e ensaio foi feito seguindo as recomendações da norma ASTM D7313 (2007), com a aplicação de uma tensão de tração através dos furos de carregamento e aplicando uma taxa de deslocamento de abertura de trinca CMOD constante de 1,0 mm/min.

**Tabela 2.1. Comparação entre diferentes geometrias de corpos-de-prova para ensaio de fratura.**

Geometria	Vantagens	Desvantagens
<p>SE(B)</p> 	<ul style="list-style-type: none"> <li>– Configuração de carregamento simples</li> <li>– Modo I de fratura</li> <li>– Flexibilidade para investigar outros parâmetros (efeito do tamanho do corpo de prova etc.)</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>– Dificuldade de obtenção de corpos de prova em campo</li> </ul>
<p>SCB</p> 	<ul style="list-style-type: none"> <li>– Facilidade de extração de corpos de prova em campo</li> <li>– Carregamento simples de flexão em três pontos</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>– Estado de tensão complexo</li> <li>– Tamanho do corpo de prova</li> </ul>
<p>DC(T)</p> 	<ul style="list-style-type: none"> <li>– Facilidade de extração de corpos de prova em campo</li> <li>– Configuração do ensaio de fratura padrão</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>– Carregamento excêntrico</li> <li>– Preparação dos corpos de prova</li> </ul>

Fontes: WAGONER *et al.* (2005a, 2005b); MARASTEANU *et al.* (2007); HIRSCH (2009).

A configuração de ensaio adotada mais recentemente é o SCB (BASHAM *et al.*, 1990; LI e MARASTEANU, 2004, 2010; Wu *et al.*, 2005; KHALID e ARTAMENDI, 2008; MOHAMMAD e KABIR, 2008; VAN ROOIJEN e DE BONDT, 2008; ARAGÃO, 2011; ARAGÃO *et al.*, 2013, 2014, 2015, 2016; TESHALE *et al.*, 2013;

SAHA e BILIGIRI, 2015; NSENGIYUMVA *et al.*, 2015; NSENGIYUMVA *et al.*, 2015). Diversos pesquisadores têm reconhecido o potencial dos testes SCB devido à simplicidade e eficiência do processo de fabricação de amostras a partir de corpos de prova cilíndricos compactados em laboratório ou extraídos de misturas no campo. Em comparação a amostras DC(T), por exemplo, ARAGÃO (2011) cita que é possível obter o dobro de amostras SCB com a mesma quantidade de material.

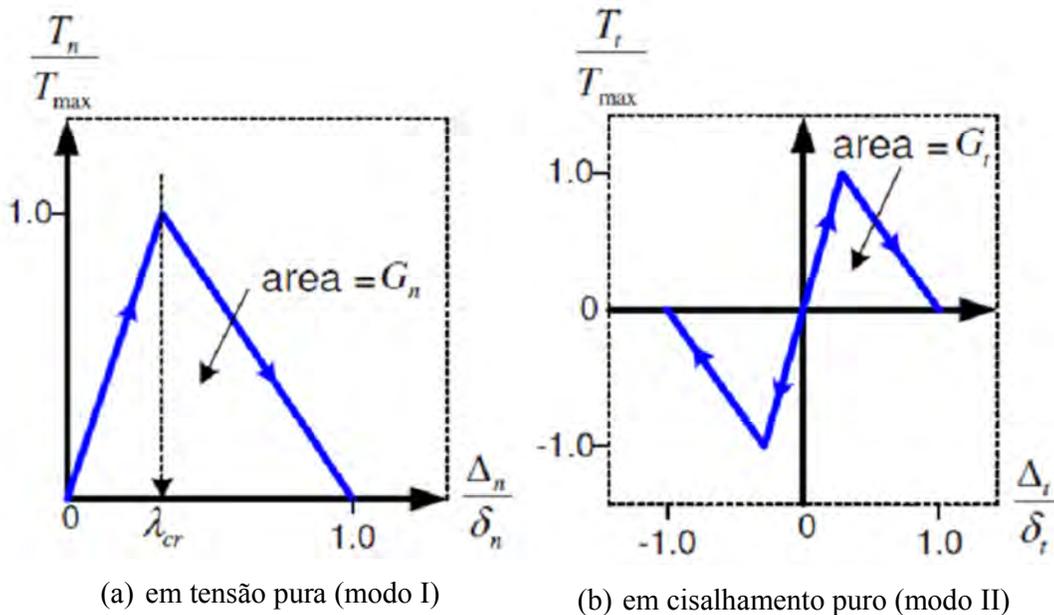
Entre as críticas ao teste SCB, destacam-se a pequena área potencial de fratura e a influência do estado de tensões compressivo no topo das amostras nos resultados dos testes de fratura. No entanto, alguns pesquisadores têm sugerido que à medida em que se acumula conhecimento sobre as características das amostras SCB e sobre procedimentos adequados de análise dos resultados experimentais, esta geometria vai se tornando mais atrativa, já que pode ser usada de maneira eficiente na caracterização rotineira de parâmetros de fratura de misturas asfálticas e permite a realização de testes com amostras extraídas no campo (WAGONER *et al.*, 2005; ARAGÃO, 2011; ARAGÃO e KIM, 2010, 2011, 2012, 2014; ARAGÃO *et al.*, 2011, 2012, 2012, 2013, 2014; KIM e ARAGÃO, 2013).

Usando ensaios SCB, ARAGÃO (2011) propôs um procedimento que combina resultados de testes experimentais e simulações numéricas destes testes pelo método dos elementos finitos para a obtenção de propriedades de fratura de misturas asfálticas. Segundo o autor, parâmetros da zona de processo de fratura em materiais de comportamento viscoelástico e com modo de fratura quase-frágil não devem ser obtidos de gráficos força-deslocamento dos resultados experimentais, que é o procedimento tipicamente adotado na literatura.

### **2.2.2 Modelo de zona coesiva bilinear**

Entre os diferentes modelos de zona coesiva propostos na literatura, o modelo bilinear tem sido usado com frequência por causa da possibilidade que oferece ao usuário de minimização do efeito da compliância artificial a partir do ajuste da inclinação inicial da curva tração-deslocamento. O modelo bilinear pode ser descrito por dois parâmetros independentes entre três: a energia coesiva, a resistência coesiva e a distância de separação das superfícies da trinca.

Em geral, a energia coesiva é obtida a partir de ensaios de laboratório, sendo considerada equivalente à energia de fratura. A Figura 2.9. ilustra o modelo coesivo bilinear.



**Figura 2.9. Modelo de zona coesiva bilinear (tração normalizada versus separação normalizada) (ARAGÃO, 2011).**

Como mostrado na Figura 2.9, no modelo bilinear de zona coesiva, a tração cresce de zero até um pico, que representa a resistência da zona coesiva ( $T_{max}$ ). Neste ponto, o dano é iniciado no material e se propaga de acordo com a relação linear decrescente entre tração e separação definida na região pós-pico do gráfico de tração-separação. No pico de tração, pode-se identificar o parâmetro de deslocamento efetivo,  $\lambda_{cr}$ . Este parâmetro é considerado importante no modelo bilinear, pois define a separação entre as faces da zona coesiva que resulta no início do processo de dano (criação de vazios microestruturais), além de servir para o controle das inclinações da curva antes e depois do pico. Outros parâmetros importantes são os deslocamentos críticos,  $\delta_n$  e  $\delta_t$ , que representam as separações críticas entre as faces dos elementos coesivos para fratura em modo I e modo II, respectivamente, e indicam um estado de tração nula (ARAGÃO, 2011).

### 2.2.3 Matrizes asfálticas de agregados finos (MAF)

Estudos recentes disponíveis na literatura têm considerado as chamadas matrizes asfálticas de agregados finos (MAF) como um constituinte importante do concreto

asfáltico. O estudo da parte fina de misturas asfálticas como passo intermediário para estimar o comportamento do compósito é motivado pela indicação de que o trincamento ou fratura, ocasionado na mistura completa, tipicamente ocorre na MAF. Com isso, o conhecimento da resistência à fratura das MAFs pode contribuir para a seleção e combinação otimizadas de materiais (ligante asfáltico e agregados), com a consequente geração de misturas mais resistentes ao trincamento. Outro fato relevante é que a MAF possui estrutura interna mais uniforme do que as misturas asfálticas típicas. Isto faz com que os ensaios realizados nas MAFs apresentem menores variações nos resultados para amostras de uma mesma mistura. Além disso, por se utilizarem tipicamente amostras de tamanho reduzido quando comparado com as amostras de misturas asfálticas.

KIM *et al.* (2003) realizaram a caracterização do dano por fadiga e do potencial para regeneração de trincas (healing) de MAFs. ZOLLINGER (2005) avaliou a susceptibilidade ao dano por umidade em MAFs. MASAD *et al.* (2007) realizaram a caracterização do dano por fadiga em MAFs com a unificação dos resultados de ensaios de fadiga conduzidos sob diferentes modos de carregamento (deformação e tensão controladas). ARAMBULA *et al.* (2007) avaliaram a susceptibilidade ao dano por umidade induzida de concretos betuminosos usinados a quente (CBUQs) utilizando as correspondentes MAFs. CASTELO BRANCO (2008) usou um modelo baseado na mecânica da fratura, um parâmetro de avaliação da progressão do trincamento e os resultados de testes realizados em um reômetro de cisalhamento dinâmico (*dynamic shear rheometer*, DSR) para avaliar o modelo proposto por MASAD *et al.* (2007) para diferentes amplitudes de tensão e de deformação. VASCONCELOS *et al.* (2009) utilizaram o DSR para investigar o impacto da redução das temperaturas de usinagem e compactação (TUCs) no comportamento mecânico de seis MAFs distintas.

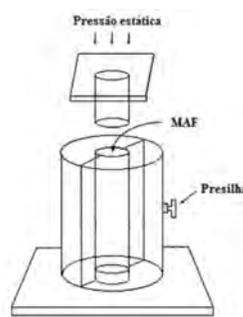
ARAGÃO *et al.* (2010) desenvolveram um modelo baseado na abordagem microestrutural e no MEF para prever o módulo dinâmico de CBUQs a partir das propriedades dos seus componentes: separados em agregados graúdos e MAFs. KARKI (2010) seguiu o modelo computacional microestrutural proposto por ARAGÃO *et al.* (2010) para prever o módulo dinâmico de CBUQs a partir do módulo dinâmico de cisalhamento das MAFs e do módulo de elasticidade dos agregados graúdos que compõem os CBUQs. KIM *et al.* (2010), ARAGÃO *et al.* (2011) e KIM e ARAGÃO (2013) também adotaram a modelagem microestrutural para simular a resistência ao dano por fratura de misturas asfálticas a partir de características das MAFs correspondentes.

Uma das dificuldades relacionadas ao uso de MAFs para a caracterização do comportamento de fratura em misturas asfálticas é a definição de um procedimento de dosagem que leve à produção de MAFs com características representativas das presentes nas misturas asfálticas correspondentes.

KIM *et al.* (2003) propuseram um método de dosagem de MAF que se baseia em um percentual fixo de ligante de 8% em relação à massa da MAF. Este valor de 8% de ligante foi selecionado de maneira arbitrária de modo a se tentar obter uma espessura de filme de ligante constante de aproximadamente 10  $\mu\text{m}$ . No método, os agregados passantes na peneira N°16 (1,18 mm) são misturados com o ligante e compactados em um molde especialmente fabricado para obter amostras cilíndricas com 12 mm de diâmetro e 50 mm de altura com superfícies lisas e suaves (ver Figura 2.10). As temperaturas de usinagem e compactação utilizadas são as mesmas que as encontradas na norma ASTM D4402 (2012).



(a) Molde para compactação



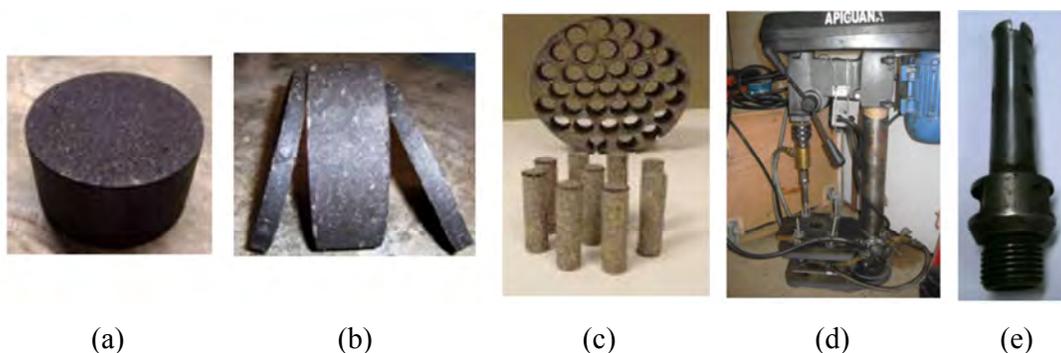
(b) Representação esquemática do molde

**Figura 2.10. Molde para moldagem usado na dosagem de MAF (KIM *et al.*, 2003).**

No método de dosagem proposto por CASTELO BRANCO (2008) (Figura 2.11), a percentagem de ligante asfáltico é estimada a partir do cálculo da quantidade de ligante que é necessária para recobrir na totalidade as partículas granulares (agregados graúdos, agregados miúdos e filer).

Vale ressaltar que, neste método, as proporções dos agregados miúdos e do filer utilizadas são equivalentes àsquelas encontradas na mistura asfáltica correspondente. Em outras palavras é necessário conhecer previamente a curva granulométrica, o percentual de agregados passantes na peneira N°16 e o teor de ligante da mistura asfáltica para gerar a curva granulométrica da MAF mantendo-se as mesma proporções da mistura asfáltica. Assim, as amostras passaram a ser confeccionadas com o intuito de

representar a fase fina de uma mistura asfáltica completa e não mais de verificar o efeito do tipo e do teor de filler nas propriedades de misturas asfálticas. O processo de preparação consiste em misturar e compactar as amostras com 150 mm de diâmetro e altura de 90 mm em um compactador giratório (Figura 2.11a). Posteriormente, o topo e a base das amostras obtidas são serrados para obter um corpo de prova de 50 mm aproximadamente (Figura 2.11b). Finalmente, os corpos de prova de MAF (com dimensões de 50 mm de altura e 12 mm de diâmetro, Figura 2,11c) são extraídos com uma serra copo (Figura 2.11e) acoplada em uma furadeira de bancada (Figuras 2.11d). Esse procedimento tenta garantir corpos de prova mais homogêneos na distribuição de vazios na amostra.

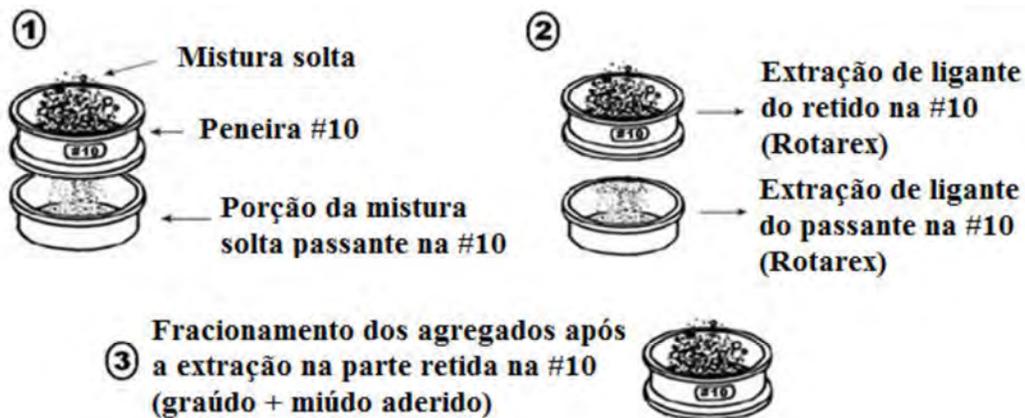


**Figura 2.11. Processo de produção de amostras de acordo com CASTELO BRANCO (2008).**

KARKI (2010) propôs um método semiempírico que consiste em calcular a massa de ligante que envolve os agregados graúdos retidos na peneira N°16. Esta peneira foi adotada para separar os agregados graúdos dos agregados miúdos. A massa de ligante retida nos agregados graúdos é composta por duas quantidades: a que compõe o filme de ligante e a que preenche alguns vazios da superfície dos agregados. Cada uma dessas quantidades pode ser estimada através da consideração das propriedades dos materiais envolvidos (área de superfície específica, densidades real e efetiva dos agregados retidos na peneira N°16 e densidade do ligante) e de algumas simplificações: adoção de uma espessura de filme de ligante arbitrária igual a 12  $\mu\text{m}$  e consideração de que os vazios de superfície dos agregados são preenchidos de forma que o agregado passe a apresentar um volume efetivo. Esse volume efetivo é obtido a partir das densidades real e aparente dos agregados retidos na peneira N°16 (utiliza-se a média aritmética).

COUTINHO (2012) propôs outro método de dosagem empírico simples de MAF baseado nos ensaios de granulometria de agregados graúdos e miúdos (DNER-ME 035-

95) e de extração de ligante (DNER-ME 053-94). Neste método, uma mistura asfáltica com o teor de ligante de projeto é preparada e resfriada até a temperatura ambiente. Durante o resfriamento, a mistura é revolvida cuidadosamente de forma a desfazer a maior quantidade possível de grumos de agregados miúdos com ligante e de agregados graúdos envolvidos por agregados miúdos aderidos. O objetivo dessa etapa é tornar a porção de agregados graúdos (recoberta por mástique) separável da porção de agregados miúdos (também recoberta por mástique) por meio do peneiramento. A amostra de mistura solta resfriada é separada em duas massas distintas utilizando a peneira N°10 (2 mm): porção da mistura solta passante na N°10 e porção da mistura solta retida na N°10. A seguir, as duas amostras são submetidas à extração de ligante mediante o uso de um Rotarex para determinar os seus teores de ligante. A porção da mistura solta retida na N°10 após a extração é peneirada novamente na peneira N°10 (ver Figura 2.12). O teor de ligante na porção que passa na peneira N°10 é considerado o teor de ligante presente na MAF.



**Figura 2.12. Procedimento de dosagem de MAF proposto por COUTINHO (2012).**

Finalmente, SOUSA *et al.* (2013) propuseram um novo método de dosagem de MAF que realiza uma separação experimental da porção fina, passante na peneira N°16 (menor do que 1,18 mm), da porção graúda e determina o teor de ligante presente na porção fina. O método propõe a separação do material em quatro partes, ou seja, a porção graúda, que é retida na peneira N°4 (4,76 mm), a porção passante na peneira N°4 e retida na peneira N° 8 (2,36 mm), a porção passante na peneira N°8 e retida na peneira N°16 (1,18 mm) e a porção miúda, passante na peneira N°16. Em seguida, o teor de ligante de cada porção é obtido a partir de ensaios de extração em um forno de ignição e usado para estimar o teor de ligante presente na MAF, que é assumido como o maior

entre os teores das quatro porções citadas acima. Este método foi o adotado nesta pesquisa.

### **3. Materiais e Metodologia**

Devido a dificuldades técnicas e à complexidade teórica do processo de fratura quase-frágil de compósitos particulados como misturas asfálticas, muitas dúvidas sobre a aplicabilidade dos diferentes protocolos experimentais disponíveis na literatura ainda permanecem. A caracterização do processo de fratura a partir de testes e procedimentos de análise adequados e de preferência simples e rápidos torna-se fundamental para o avanço no entendimento sobre a resistência do material a este tipo de dano e para o desenvolvimento de modelos computacionais de previsão de desempenho mais realistas.

Neste sentido, este trabalho avaliou diferentes configurações de ensaio que têm sido adotados na literatura para a caracterização do processo de fratura em modo I de misturas asfálticas. Mais especificamente, foram avaliados os ensaios DC(T), SCB e SE(B). Para maximizar a generalidade das análises, quatro misturas MAF foram projetadas a partir da combinação de dois tipos de agregados com características distintas e três ligantes asfálticos. As quatro MAFs avaliadas contiveram a mesma granulometria e o mesmo teor de ligante em massa de agregados.

Depois da fabricação de amostras, ensaios foram conduzidos em laboratório para a caracterização de propriedades viscoelásticas lineares e do processo de fratura das MAFs. Os ensaios foram conduzidos considerando diferentes temperaturas e velocidades de carregamento. Finalmente, o procedimento numérico-experimental proposto por ARAGÃO *et al.* (2014) (ver Anexo II) foi adotado para a determinação de propriedades de fratura das MAFs. Este capítulo apresenta detalhes dos procedimentos adotados nas diferentes etapas da pesquisa.

### **3.1 Seleção de materiais**

#### ***3.1.1 Agregados***

Os seguintes agregados com mineralogias diferentes foram usados na fabricação das MAFs:

- Brita (brita 1, brita 0 e pó de pedra), proveniente da Pedreira Sepetiba (Rio de Janeiro), material utilizado pela COPPE e PETROBRAS em pesquisas anteriores;
- Pó de pedra, proveniente da Pedreira Esam (Nova Iguaçu), fornecido pela Ipê Engenharia LTDA.;
- Areia natural do Rio de Janeiro;
- Cal hidratada CH-I e CH-III, usadas como materiais de enchimento e agentes melhoradores de adesividade entre o ligante e os agregados.

Cabe indicar que o foco principal desta pesquisa foi o estudo da generalidade e aplicabilidade da metodologia numérico-experimental de obtenção de propriedades de fratura de MAFs e não o estudo dos efeitos dos materiais em si no processo de fratura.

#### ***3.1.2 Ligantes asfálticos***

Dois ligantes sem modificação, um CAP 50/70 e um CAP 30/45, foram usados no trabalho. Além disso, um terceiro ligante modificado por polímero SBS, classificado como CAPFLEX 60/85 também foi avaliado. Tais ligantes foram fornecidos pela Petrobras Distribuidora.

Os ligantes foram recebidos em latas de 18 kg e posteriormente separados em latas menores de 3 kg para evitar o envelhecimento indesejável do material durante processos sucessivos de aquecimento durante a dosagem das misturas.

### **3.2 Dosagens do concreto asfáltico e das MAFs**

Uma mistura de concreto asfáltico foi projetada de acordo com especificações da metodologia Superpave (AASHTO M323 (2013)), que se resume na determinação de proporções de ligante asfáltico e agregados que geram propriedades volumétricas, tais como volume de vazios, vazios no agregado mineral, relação betume-vazios, relação filer/asfalto efetivo, %Gmm no N<sub>inicial</sub> e %Gmm no N<sub>final</sub> com valores dentro de

limites pré-estabelecidos. Esta mistura foi composta pelo ligante CAP 50/70, pela brita de Sepetiba e pela cal CH-I.

A curva granulométrica adotada, com tamanho máximo nominal de partículas igual a 19 mm, foi enquadrada entre os limites da faixa IV C do *Asphalt Institute*, seguindo a prática da Prefeitura do Rio de Janeiro. A Figura 3.1 mostra a curva granulométrica adotada com os limites da faixa IV C do *Asphalt Institute*. A Tabela 3.1 mostra os valores obtidos a partir da curva granulométrica da Figura 3.1. A Tabela 3.2 indica os parâmetros volumétricos obtidos a partir da dosagem da mistura, cujo teor de ligante de projeto foi 4,7%.

Os corpos de prova foram compactados no teor ótimo de ligante até o número de giros  $N_{\text{máximo}}$  (160 giros) para a determinação do chamado  $\%G_{mm} @ N_{\text{max}}$  (*percent theoretical maximum specific gravity @ Nmaximum*). Tal propriedade pode ser entendida como uma estimativa do grau de densificação da mistura ao final da sua vida de serviço. De acordo com a metodologia *Superpave*, o volume de vazios das misturas compactadas no  $N_{\text{max}}$  deve ser igual ou superior a 2% ( $\%G_{mm} @ N_{\text{max}} \leq 98\%$ ) para evitar problemas com susceptibilidade a deformações permanentes.

Das curvas de densificação, também foi determinado o chamado  $\%G_{mm} @ N_{ini}$  (*percent theoretical maximum specific gravity @ Ninitial*) ( $N_{initial}$  igual a 8 giros), que dá uma ideia da compactabilidade das misturas. A metodologia *Superpave* recomenda um  $\%G_{mm} @ N_{ini}$  de no máximo 89%.

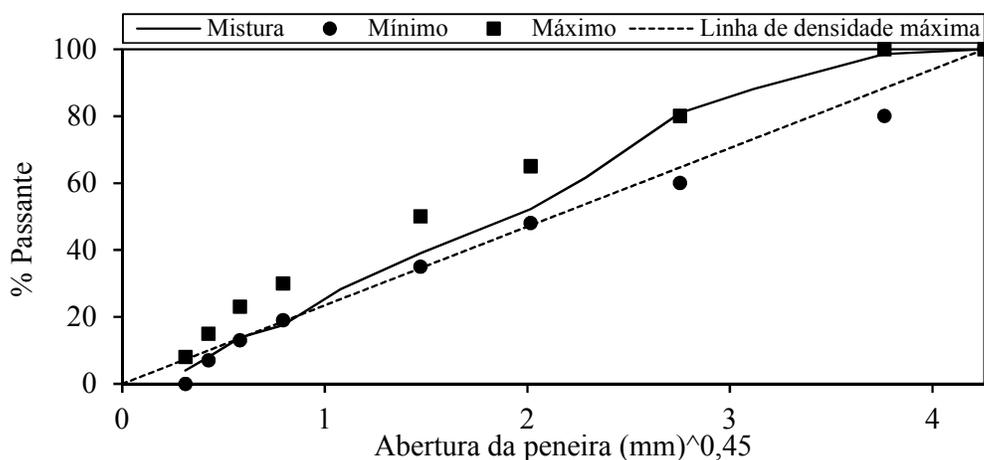


Figura 3.1. Granulometria das misturas avaliadas neste estudo.

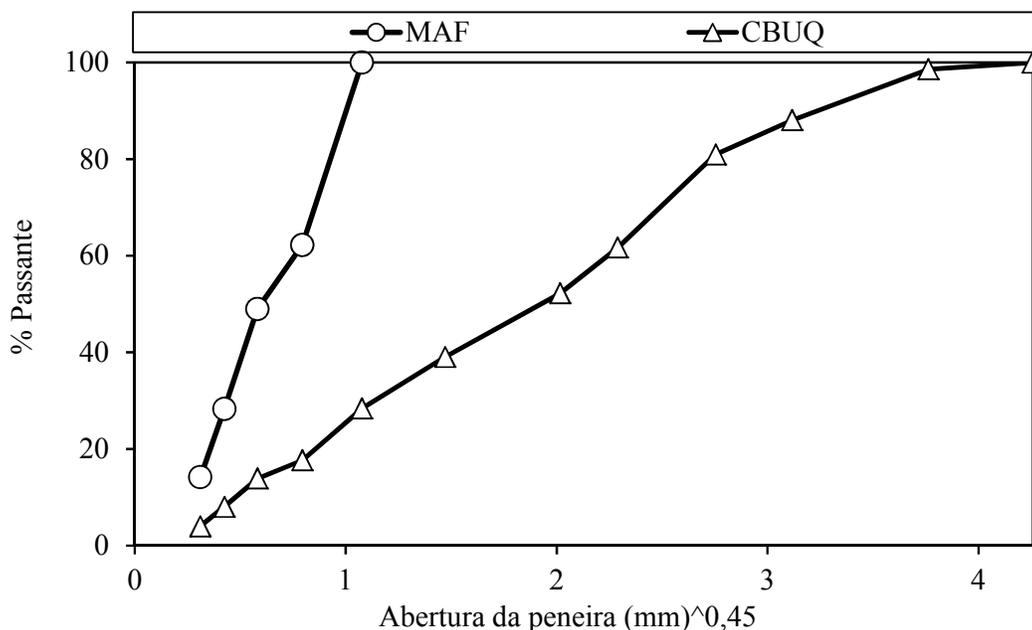
**Tabela 3.1. Granulometria das misturas asfálticas avaliadas neste estudo.**

Abertura da malha da peneira		Mistura %Passante	Limites (%passante)	
ASTM	(mm)		Mínimo	Máximo
1"	25,4	100,0	100	100
3/4"	19,1	98,6	80	100
1/2"	12,5	88,1	-	-
3/8"	9,50	81,0	60	80
1/4"	6,25	61,7	-	-
Nº 4	4,75	52,2	48	65
Nº 8	2,36	39,1	35	50
Nº 16	1,18	28,4	-	-
Nº 30	0,600	17,6	19	30
Nº 50	0,300	13,9	13	23
Nº 100	0,150	8,0	7	15
Nº 200	0,075	4,0	0	8

**Tabela 3.2. Propriedades volumétricas da mistura asfáltica.**

Propriedade	Medida
Pb (%)	4,7%
Vv (%)	3,8%
VMA (%)	13,0%
VFA (%)	71,0%
D/B	0,85
%Gmm @Nini	87,2%
%Gmm @Nmax	96,9%

O método de dosagem de MAF proposto por SOUSA *et al.* (2013) foi adotado para o processo de dosagem da MAF a partir das informações de dosagem do concreto asfáltico correspondente. Durante este processo, as proporções dos agregados e do filer que compõem a MAF foram mantidas iguais às usadas na composição do concreto asfáltico correspondente. Em seguida, as quantidades dos agregados e do filer foram normalizadas com relação à quantidade de material da peneira de maior abertura usada na granulometria da MAF (peneira Nº16 ou 1,18 mm neste estudo). Isto significa que 100% dos agregados na MAF são menores do que 1,18 mm. A granulometria adotada para a fabricação das quatro MAFs neste estudo é apresentada na Figura 3.2, que também mostra a granulometria do concreto asfáltico correspondente à MAF 1.



**Figura 3.2. Granulometria da MAF correspondente à mistura CBUQ dosada neste trabalho.**

No processo de dosagem da MAF, SOUSA *et al.* (2013) sugerem que seja feita a separação da porção fina (material passante na peneira N°16) e da porção graúda (material retido na peneira N°16). Esta separação é feita a partir dos seguintes passos:

- Três amostras soltas da mistura a ser testada são preparadas. A quantidade mínima de material para cada amostra é mostrada na Tabela 3.3, como indicado na norma AASHTO T209 (2010):

**Tabela 3.3. Quantidade mínima das amostras que devem ser preparadas (SOUSA *et al.*, 2013)**

Tamanho máximo nominal do agregado (mm)	Quantidade mínima da amostra (g)
$\geq 37,5$	4000
19,0 a 25,0	2500
$\leq 12,5$	1500

- As misturas são submetidas a um período de envelhecimento de 2 h em estufa a  $135 \pm 5^\circ\text{C}$ , como indicado na norma AASHTO T209 (2010);
- As misturas soltas são retiradas da estufa e resfriadas por 30 minutos;

- Os possíveis grumos de material existentes nas misturas soltas são separados manualmente e as misturas são colocadas em uma superfície lisa para que resfriem por mais 30 minutos;
- Usa-se um fracionador mecânico para peneirar as misturas soltas nas peneiras N°4, N°8 e N°16. Para ajudar na separação das partículas durante o peneiramento, podem-se usar bolas de aço de 9,5 mm com as propriedades descritas no equipamento microdeval da norma AASHTO T327 (2012). Após o fracionamento, o material é separado nos grupos a seguir:
  - Grupo 1: material retido na peneira N°4;
  - Grupo 2: material passante na peneira N°4 e retido na peneira N° 8;
  - Grupo 3: material passante na peneira N°8 e retido na peneira N°16;
  - Grupo 4: material passante na peneira N°16.
- Cada grupo de material é submetido a um processo de secagem na temperatura de 110°C;
- Cada grupo de material é colocado em um recipiente e registra-se a massa do recipiente,  $W_p$ , e a massa do recipiente com cada grupo de materiais,  $W_{Mi}$ ;
- Os recipientes com os materiais são colocados em um forno de ignição a 427°C para extrair o ligante. A extração do ligante é considerada completa quando a variação de massa é menor do que 0,01%. Depois da extração, as amostras devem ser resfriadas por aproximadamente 30 minutos;
- A nova massa do recipiente com cada grupo de material ( $W_{Ai}$ ) é registrada;
- Calcula-se o teor de ligante de cada grupo utilizando a fórmula:

$$P_{bi} = \frac{W_{Mi} - W_{Ai}}{W_{Mi} - W_p} \quad (3.1)$$

Onde:

$i$  corresponde ao número do grupo, de 1 a 4.

O teor de ligante encontrado para o grupo 4 ( $P_{b4}$ ) é utilizado para a moldagem das amostras de MAF. Esse teor é selecionado porque os agregados do grupo 4 são os correspondentes à maior peneira utilizada na dosagem da MAF (peneira N°16) e é esperado que esse teor de ligante seja maior quando comparado com os agregados miúdos. Neste trabalho, o teor de ligante obtido na dosagem da MAF 1 foi de 8,8%. A curva granulométrica e o teor de ligante adotados para a MAF 1 foram usados também

para as MAFs 2, 3 e 4. Assim, as quatro MAFs foram diferenciadas apenas pelos materiais (ligante e agregados) usados nas suas composições.

A MAF 1 foi composta de pó de pedra proveniente da pedreira Sepetiba e cal CH-I. Esta combinação de agregados é identificada como Agregado 1 na Tabela 3.4, que mostra um resumo dos materiais usados na composição das 4 MAFs avaliadas. As MAFs 2, 3 e 4 foram produzidas com uma combinação de areia, pó de pedra da pedreira Esam e cal hidratada CH-III, que foi denominada de Agregado 2 na Tabela 3.4. Na tabela, os Ligantes 1, 2 e 3 correspondem, respectivamente, ao CAP 50/70, CAP 30/45 e CAPFLEX 60/85. Estas diferentes combinações de materiais, e não a dosagem das MAFs, podem possivelmente justificar as alterações no comportamento mecânico das misturas.

**Tabela 3.4. Composição das MAFs avaliadas neste estudo.**

Tipo de ligante		Agregado 1	Agregado 2
Ligante 1	50/70	MAF 1	MAF 2
Ligante 2	30/45	-	MAF 3
Ligante 3	CAPFLEX 60/85	-	MAF 4

As amostras de concreto asfáltico e de MAFs foram fabricadas usando um misturador mecânico para a homogeneização dos seus componentes e um compactador giratório Superpave (CGS), como ilustrado nas Figuras 3.3 e 3.4, respectivamente.



(a) Misturador mecânico



(b) Hélice interna do equipamento

**Figura 3.3. Misturador mecânico usado neste estudo.**



**Figura 3.4. CGS empregado neste estudo.**

Para simular o envelhecimento a curto prazo das misturas, amostras não-compactadas permaneceram em uma estufa por 2 h, na temperatura de compactação, antes de serem compactadas. Parte da mistura solta foi usada para a determinação da massa específica máxima medida (ou massa específica Rice) (Gmm), seguindo a norma ASTM D 2041 (2011).

### **3.3 Ensaios de caracterização dos ligantes asfálticos**

Os ligantes foram classificados de acordo com a metodologia Superpave (AASHTO M 320 (2010)) para a determinação do seu “grau de desempenho” (PG - performance grade em inglês). Para tal, foram utilizados os seguintes equipamentos: reômetro de cisalhamento dinâmico (DSR), viscosímetro rotacional, reômetro de fluência em viga (BBR), estufa rotacional de película delgada (RTFOT) e vaso pressurizado de envelhecimento (PAV), de acordo com as normas AASHTO R28 (2009), AASHTO T48 (2006), AASHTO T240 (2013), AASHTO T313 (2012), AASHTO T315 (2012) e AASHTO T316 (2006).

Uma vez determinada a temperatura alta do grau PG do ligante, foram realizados ensaios de *multiple stress creep and recovery (MSCR)*, seguindo a norma *AASHTO TP70* (2009). Para tal, foram aplicados dez ciclos de carregamento torsional com pulsos de 0,1 kPa por 1 segundo, seguidos de períodos de descanso de 9 segundos. A amplitude da carga foi, então, aumentada a 3,2 kPa e novos 10 ciclos de carregamento e repouso foram aplicados. Dos resultados dos ensaios de MSCR, foram calculadas a

porcentagem de recuperação das deformações e a compliância não recuperável ( $J_{nr}$ ) dos ligantes seguindo o procedimento de cálculo descrito na norma *AASHTO* TP70 (2009).

### **3.4 Determinação de propriedades das MAFs**

Como mencionado, o procedimento numérico-experiental proposto por ARAGÃO *et al.* (2014) foi adotado neste estudo para a determinação de propriedades de fratura das MAFs avaliadas. Nas simulações numéricas, além da definição da geometria e das condições de contorno, são necessárias propriedades viscoelásticas lineares e de fratura das MAFs. Os procedimentos adotados para a determinação destes parâmetros de entrada do modelo computacional são apresentados a seguir.

#### ***3.4.1 Propriedades viscoelásticas lineares de mistura MAF***

O processo de preparação consiste em misturar e compactar as amostras em um CGS, para obter amostras cilíndricas com 150 mm de diâmetro e com uma altura de aproximadamente 90 mm considerando as informações de dosagem das MAFs.

Durante o processo de fabricação, a massa de material foi ajustada por tentativa para que as amostras tivessem entre 4% e 5% de vazios, para um corpo de prova compactado com uma altura de 90 mm e considerando os resultados do ensaio a massa específica Rice. Para a obtenção dos corpos de prova que serão utilizados na caracterização das MAFs é necessário serrar o topo e a base das amostras obtidas anteriormente com o objetivo de obter um cilindro com aproximadamente 50 mm de altura e 150 mm de diâmetro. Em seguida, amostras medindo 50 mm em altura e 12 mm em diâmetro foram extraídas dos corpos de prova fabricados no CGS usando uma sonda rotativa, como ilustrado na Figura 3.5.

Para possibilitar a extração das amostras cilíndricas mostradas na Figura 3.5 de corpos de prova do CGS, foram necessárias a fabricação e a adaptação de brocas especiais. Além disso, o procedimento de extração teve que ser ajustado até a determinação de uma velocidade de descida adequada da broca. Adicionalmente, durante a extração, foi observada a necessidade da aplicação contínua de água fria para evitar o aquecimento excessivo das amostras e a conseqüente alteração das suas características geométricas.



(a) Exemplos de corpos de prova de MAF (b) Etapa de extração dos corpos de prova

**Figura 3.5. Corpos de prova de MAF extraídos nesta pesquisa.**

Para caracterizar propriedades viscoelásticas lineares das misturas MAF, testes de varredura de frequência foram realizados no DSR nas amostras cilíndricas medindo 50 mm em altura e 12 mm em diâmetro. Antes dos testes, pratos metálicos de 12 mm em diâmetro foram colados às extremidades das amostras e acoplados ao equipamento, como mostrado na Figura 3.6.



**Figura 3.6. Corpo de prova acoplado ao DSR e pronto para ser ensaiado nesta pesquisa.**

O primeiro ensaio realizado com amostras de MAF foi uma varredura de frequência para a caracterização de curvas mestras de módulo de cisalhamento dinâmico. Nos testes, um carregamento torsional e cíclico do tipo haversine foi aplicado. A amplitude de deformação do carregamento cíclico, de 0,0065%, foi previamente determinada a partir de ensaios de varredura de deformação e considerada pequena o suficiente para garantir a linearidade do comportamento viscoelástico do material.

Durante os ensaios de varredura de frequência, as amostras foram testadas nas temperaturas 5, 15, 25, 35 e 50°C, com frequências variando entre 0,01 e 25,00 Hz. O princípio da superposição tempo-temperatura foi adotado para gerar curvas mestras de módulo de cisalhamento dinâmico, que é definido como a razão entre as amplitudes de tensão e deformação cíclicas.

A partir das curvas mestras obtidas, o método da colocação foi adotado para ajustar os coeficientes da função analítica em forma de série (série de Prony) do módulo cisalhante de armazenamento, com base no modelo generalizado de Maxwell, como indicado na Equação 3.2. Estes coeficientes foram posteriormente usados como parâmetros de entrada no modelo computacional para a simulação do comportamento viscoelástico linear das MAFs.

$$G'(\omega) = G_{\infty} + \sum_{i=1}^n \frac{G_i \omega^2 \rho_i^2}{\omega^2 \rho_i^2 + 1} \quad (3.2)$$

Onde:

$G'(\omega)$  é o módulo cisalhante de armazenamento;

$\omega$  é a frequência angular;

$G_{\infty}$  é o módulo de equilíbrio a um tempo longo de carregamento;

$G_i$  são as constantes de mola do modelo generalizado de Maxwell;

$\rho_i$  é o tempo de relaxação;

$n$  é o número de unidades de Maxwell no modelo generalizado de Maxwell.

Usando os coeficientes da série de Prony da Equação 3.3 ( $G_{\infty}$ ,  $G_i$  e  $\rho_i$ ) obtidos a partir da expressão analítica que define  $G'(\omega)$ , o módulo cisalhante de relaxação pode ser expresso, no domínio do tempo, como

$$G(t) = G_{\infty} + \sum_{i=1}^n G_i e^{-\frac{t}{\rho_i}} \quad (3.3)$$

Onde :

$G(t)$  é o módulo cisalhante de relaxação no domínio do tempo;

$t$  é o tempo de carregamento.

Assumindo que o coeficiente de Poisson não varia com o tempo e que o material é isotrópico, a Equação 3.4 pode ser escrita para a determinação do módulo de relaxação uniaxial.

$$E(t) = 2 \cdot G(t) \cdot (1 + \nu) \quad (3.4)$$

Onde:

$E(t)$  é o módulo de relaxação uniaxial;

$\nu$  é o coeficiente de Poisson (assumido constante e igual a 0,35 neste trabalho).

### **3.4.2 Propriedades de fratura de mistura MAF**

Durante o estudo, foram testadas as três geometrias mais usadas em ensaios de fratura de misturas asfálticas na literatura, ou seja, DC(T), SCB e SE(B). Amostras de MAF foram inicialmente fabricadas no CGS medindo 150 mm em diâmetro e 155 mm em altura. Em seguida, tais amostras foram usadas para a obtenção de corpos de prova para os ensaios de fratura.

Para a fabricação de amostras SCB e DC(T), as amostras do CGS foram cortadas em fatias de 150 mm de diâmetro e 25 mm de altura. Algumas destas fatias foram serradas ao meio para produzir amostras SCB. As outras fatias foram, então, transformadas em amostras DC(T) com o uso de uma sonda rotativa para produzir os furos usados posteriormente na aplicação do carregamento de tração por meio de roletes metálicos. Amostras SE(B) medindo 150 mm x 60 mm x 25 mm também foram extraídas de amostras CGS, em um processo mais demorado, já que as seis faces de cada amostra tiveram que ser serradas cuidadosamente para garantir o paralelismo entre as faces opostas.

Por fim, uma fenda foi cortada para induzir a formação e propagação da fissura próximo à linha de simetria das amostras, já que somente o modo I de fratura foi avaliado neste trabalho. O tamanho das fendas foi ajustado para gerar ligamentos de 50 mm nas amostras SCB, SE(B) e 82,5 mm nas amostras DC(T).

É importante notar que a escolha da espessura das amostras se baseou em diversos estudos anteriores com misturas convencionais e MAF que demonstraram que amostras com 25 mm de espessura não desenvolvem níveis de tensão significativos na direção da espessura das amostras (ARAGÃO e KIM, 2012). Com isto, o custo computacional de simulações em três dimensões pode ser drasticamente reduzido, já que o problema tridimensional pode ser simulado assumindo a hipótese de estado plano bidimensional de tensões, caso a amostra seja fina o suficiente. Neste caso, as amostras estão sujeitas a um estado plano de tensões na ponta da fissura, enquanto que a triaxialidade do estado de tensões no interior da seção é significativa em amostras espessas.

Este trabalho também avaliou a influência da temperatura e da velocidade de carga nas propriedades de fratura das MAFs. Para isso, os testes de fratura da MAF 1 foram conduzidos em diferentes temperaturas (-10, 10 e 25°C) e velocidades de abertura da fenda inicial (0,5, 1,0 e 2,0 mm/min.), controladas por sensores do tipo “clip-on gauge” instalados na ponta da fenda inicial de cada amostra. A Tabela 3.5 indica as condições que a MAF 1 foi ensaiada.

Para otimizar o programa experimental e reduzir a quantidade de material necessário para a fabricação de amostras, os testes de fratura para as MAFs 2, 3 e 4 foram realizados nas temperaturas de -10 e 25°C somente. Em cada temperatura, os testes foram conduzidos nas 3 taxas de abertura da fenda inicial adotadas para a MAF 1, ou seja, 0,5, 1,0 e 2,0 mm/min., resultando em 6 combinações de temperatura e taxa de abertura de trinca, como indicado na Tabela 3.6.

Assim, no total, foram analisadas 27 condições de ensaio por cada tipo de geometria, resultando em 81 condições totais de ensaio. Finalmente, para cada uma das condições testadas neste estudo, planejou-se fazer pelo menos três repetições, o que representaria pelo menos 243 ensaios. No entanto, ressalta-se o grande consumo de tempo e corpos de prova que foram necessários para o ajuste por tentativa e erro dos parâmetros de PID (Proportional-Integral-Derivate) do carregamento imposto pelo atuador da máquina. Considerando estas amostras de calibração do PID e as amostras ensaiadas para a caracterização do processo de fratura em si, foram realizados aproximadamente 600 ensaios.

**Tabela 3.5. Condições de temperatura e taxas de abertura adotadas nos testes de fratura DC(T), SCB e SE(B) neste estudo.**

Taxa de abertura	Temperatura
0,5 mm/min.	-10°C
	10°C
	25°C
1,0 mm/min.	-10°C
	10°C
	25°C
2,0 mm/min.	-10°C
	10°C
	25°C

**Tabela 3.6. Matriz resumida de ensaios de fratura desta pesquisa.**

	Tipo de ligante	Agregado 1	Agregado 2
Ligante 1	50/70	9 condições	6 condições
Ligante 2	30/45	-	6 condições
Ligante 3	CAPFLEX 60/85	-	6 condições

Antes de ensaiados, os corpos de prova foram condicionados na câmara de temperatura de uma máquina universal até que a temperatura interna se estabilizasse na temperatura de teste. Para este controle, uma amostra de sacrificio foi usada e sua temperatura interna foi medida com um termopar, como ilustrado na Figura 3.7.



**Figura 3.7. Amostra para montagem do termopar neste estudo.**

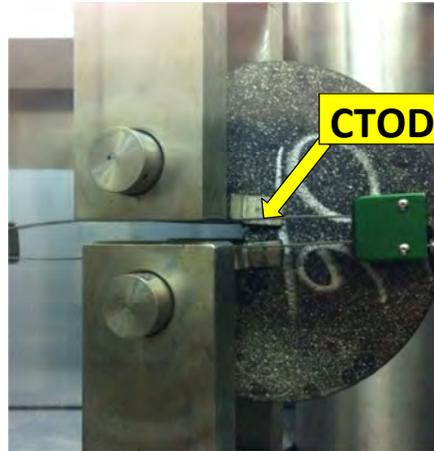
Seguindo a etapa de condicionamento, foram aplicados com uma máquina universal MTS Landmark com controlador FlexTest 40 e uma célula de carga de 25 kN (ver Figura 3.8) carregamentos monotônicos às amostras de tal forma que as taxas de abertura das trincas foram mantidas constantes. Um sensor do tipo *clip-on gauge* foi montado na face frontal dos corpos de prova para a medida da abertura da fenda inicial na sua extremidade interna (*crack tip opening displacement, CTOD*), como ilustrado na Figura 3.9. Este sensor controlou a velocidade constante de abertura das trincas a partir de um procedimento iterativo de ajuste do carregamento imposto pelo atuador da máquina conhecido como *feedback loop* ou servo-controle.



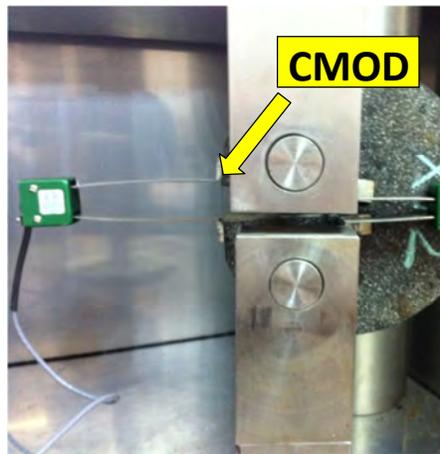
**Figura 3.8. Equipamento utilizado neste estudo para realização dos ensaios de fratura no Laboratório de Pavimentação da COPPE/UFRJ.**

Um segundo *clip-on gauge* também foi instalado na extremidade externa da fenda inicial para o monitoramento do chamado *crack mouth opening displacement (CMOD)* (Figura 3.10).

Seguindo a recomendação do procedimento da norma ASTM D 7313 (2007) para ensaios DC(T), todas as medidas foram monitoradas até que a força de reação determinada pela célula de carga da máquina universal atingisse 100 N.



**Figura 3.9.** *Clip-on gauge* usado para a medida do CTOD nesta pesquisa.

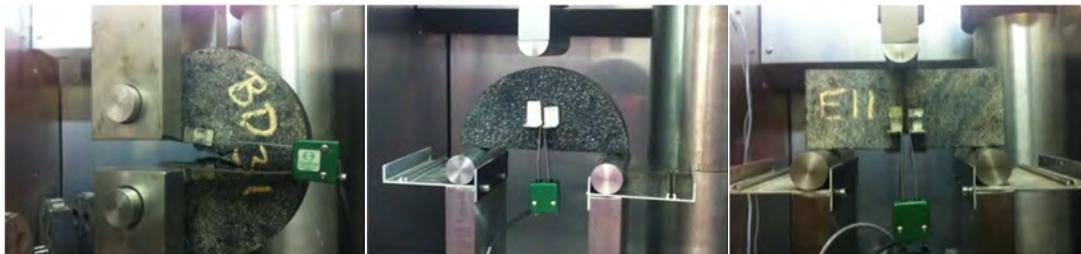


**Figura 3.10.** *Clip-on gauge* usado para a medida do CMOD nesta pesquisa.

A escolha do CTOD (e não do CMOD) para o controle da taxa de abertura das trincas baseia-se em pesquisas anteriores que demonstraram que em testes de fratura com taxas constantes de evolução do CMOD, as correspondentes taxas de evolução do CTOD não são constantes até que se atinja o pico de força (SONG *et al.*, 2008). Isto pode indicar que a taxa de evolução do CTOD só se torna constante quando há a formação de microfissuras a partir da coalescência de microfissuras. Assim, neste trabalho, uma taxa constante foi imposta ao CTOD para garantir que todas as amostras fossem submetidas à mesma taxa de propagação de trincas durante toda a duração dos ensaios.

Nos testes de flexão (*SCB* e *SE(B)*), roletes metálicos de 25 mm de diâmetro foram usados como suporte. Os mesmos roletes foram inseridos nos furos de amostras *DC(T)* para a aplicação do carregamento de tração (ver Figura 3.11). Em todos os testes,

a força de reação foi monitorada pelo sistema de aquisição de dados da máquina universal.



(a) Amostra DC(T)

(b) Amostra SCB

(c) Amostra SE(B)

**Figura 3.11. Exemplo de amostras dos três tipos de geometrias para serem ensaiadas nesta pesquisa.**

### 3.5 Modelagem computacional para a obtenção de propriedades de fratura

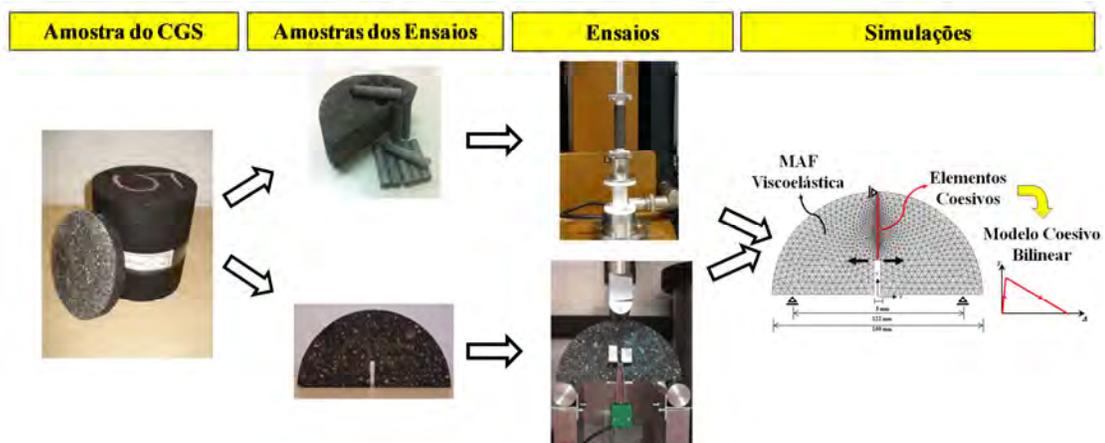
O comportamento viscoelástico da MAF cria uma complicação adicional na identificação de suas propriedades de fratura. De acordo com ARAGÃO *et al.* (2014), a análise inversa para obter parâmetros de fratura a partir da comparação entre os resultados experimentais e de simulações numéricas é uma abordagem mais apropriada do que suposição feita por abordagens tradicionais de equivalência entre propriedades da zona de processo de fratura e parâmetros de fratura calculados com base em deformações médias de amostras em processo de fissuramento. Parte da energia obtida a partir do cálculo da área sob curvas experimentais força-deslocamento está relacionada, por exemplo, com a energia dissipada devido ao comportamento viscoelástico da matriz. Assim, os parâmetros de fratura ao longo da zona de processo de fratura devem ser identificados localmente e não a partir de resultados globais de força-deslocamento. Com base neste fato, a metodologia proposta por ARAGÃO *et al.* (2014), que combina resultados de simulação numérica e de testes experimentais, como ilustrado na Figura 3.12, foi adotada nesta pesquisa.

Como mostrado na figura, foram compactadas amostras no compactador giratório Superpave (CGS). Das amostras, foram extraídos quatro tipos de corpos de provas: a) amostras cilíndricas medindo 12 mm em diâmetro e 50 mm em altura, (b) amostras SCB medindo 150 mm em diâmetro, 75 mm em altura e 25 mm em espessura, (c) amostras SE(B) medindo 150 mm em largura, 60 mm em altura e 25 mm em espessura e (d) amostras DC(T) medindo 150 em diâmetro e 25 mm em espessura em

com furos para a aplicação de carga medindo 25 mm em diâmetro e posicionados de acordo com recomendações da norma ASTM D 7313 (2007).

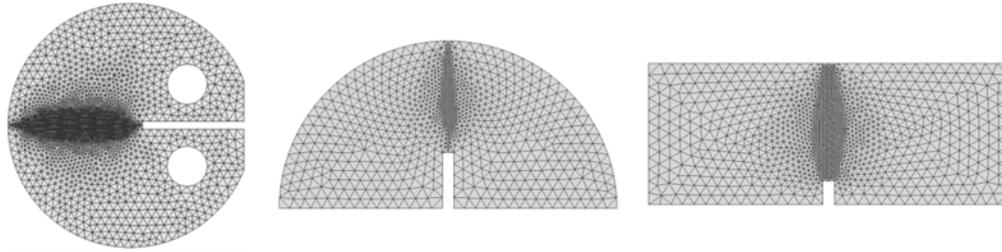
Depois da fabricação das amostras para os testes de fratura, ou seja, SCB, SE(B) e DC(T), uma fenda foi cortada em cada corpo de prova próximo à linha de simetria das amostras. O tamanho das fendas foi ajustado para gerar ligamentos de 50 mm nas amostras SCB e SE(B) e de 82,5 mm nas amostras DC(T).

Para as amostras cilíndricas de 12 mm em diâmetro e 50 mm em altura, foram determinadas as propriedades viscoelásticas lineares da MAF no reômetro de cisalhamento dinâmico (*dynamic shear rheometer*, DSR). Para as amostras SCB, SE(B) e DC(T), testes de fratura foram conduzidos em laboratório em diferentes temperaturas (-10°C, 10°C e 25°C) e taxas de propagação de trincas (0,5 mm/min., 1,0 mm/min. e 2,0 mm/min.). Os resultados obtidos dos ensaios de laboratório foram utilizados como dados de entrada para a simulações numéricas.



**Figura 3.12. Resumo do procedimento numérico-experimental adotado neste trabalho.**

A modelagem de fratura em misturas MAF foi baseada no método dos elementos finitos e no conceito de zonas coesivas de fratura. Amostras virtuais das diferentes geometrias avaliadas foram fabricadas e discretizadas para a geração de malhas de elementos finitos. Estudos de convergência do nível de refinamento das malhas foram conduzidos para minimizar os erros de aproximação intrínsecos a métodos numéricos como é o método dos elementos finitos. A Figura 3.13 ilustra as malhas finais usadas no estudo.



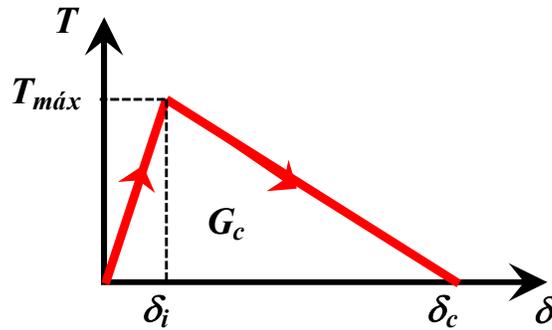
**Figura 3.13. Malhas de elementos finitos usadas nas simulações numéricas.**

Nas simulações, foi considerada a aproximação de estado plano de tensão, o que permitiu que os problemas reais em três dimensões fossem simulados como problemas em duas dimensões. Essa aproximação foi possibilitada pela razoável homogeneidade das MAFs e reduziu o esforço computacional.

As MAFs foram modeladas como materiais viscoelásticos lineares com fratura ocorrendo ao longo de zonas coesivas de fratura. A análise inversa proposta por ARAGÃO *et al.* (2014) de obtenção de propriedades de fratura foi, então, conduzida para a identificação das propriedades de fratura das MAFs para as diferentes temperaturas e velocidades de propagação de trincas avaliadas.

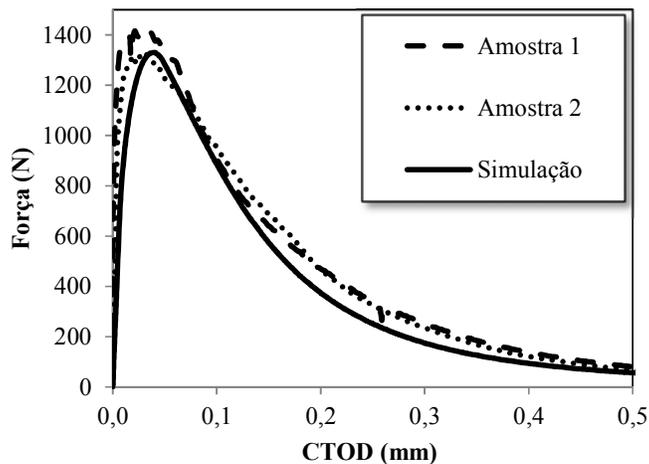
Elementos de zona coesiva de fratura foram introduzidos nas malhas em regiões potenciais de fratura para simular a formação e propagação de trincas nas MAFs. Entre os diferentes modelos de zona coesiva disponíveis na literatura, o modelo bilinear de tração-deslocamento da Figura 3.14 foi selecionado neste trabalho pela sua simplicidade e por possibilitar a redução da compliância artificial a partir do ajuste do deslocamento efetivo,  $\delta_i$ .

No modelo bilinear, assume-se um comportamento elástico (recuperável) até que as faces do elemento coesivo sejam separadas por  $\delta_i$ . Neste ponto, inicia-se o dano no material que é incrementado até que outro nível de deslocamento entre as faces do elemento coesivo,  $\delta_c$ , seja atingido e resulte na perda total de capacidade de suporte de carga do material. O pico de tensão correspondente ao deslocamento  $\delta_i$  é denominado de resistência coesiva,  $T_{m\acute{a}x}$ , e o trabalho de separação é calculado a partir da integração da função que define a curva tração-separação do modelo coesivo e é tipicamente chamado de energia de fratura coesiva,  $G_c$ .



**Figura 3.14. Modelo coesivo bilinear.**

Durante as simulações, a resistência coesiva ( $T_{\max}$ ) e energia de fratura ( $G_c$ ) são ajustadas por um processo de tentativa e erro. Inicialmente a resistência coesiva é ajustada até a observação de equivalência entre os picos de força obtidos das simulações e dos correspondentes testes de fratura (DC(T), SCB e SE(B)) conduzidos em diferentes temperaturas e taxas de abertura de CTOD. Depois disso, o outro parâmetro necessário para a definição do modelo coesivo bilinear, ou seja, a energia de fratura, é calculada como a integração da tração na zona coesiva com respeito à distancia de separação das faces ajustando a obtenção de equivalência entre os resultados numéricos e experimentais da região pós-pico das curvas força-tempo. O processo de calibração esta completo quando a simulação esteja suficientemente perto dos resultados experimentais, por exemplo, quando a soma ao quadrado dos residuais (simulação vs. experimentais) tenham uma soma desviada menor o que 5% dos resultados experimentais. A Figura 3.15 mostra um exemplo da boa correspondência encontrada entre os resultados numéricos e experimentais para um dos casos avaliados no trabalho.



**Figura 3.15. Exemplo de comparação entre resultados experimentais e numéricos desta pesquisa.**

## 4. Resultados

### 4.1 Ligantes asfálticos

Três ligantes foram usados nesta pesquisa: CAP 30/45, CAP 50/70 e CAPFLEX 60/85. Os ligantes foram classificados em PG 64-22 H, PG 64-22 S e PG 70-22 H, respectivamente, de acordo com a metodologia Superpave, a partir dos resultados mostrados na Tabela 4.1. Na tabela, são apresentados os resultados obtidos para os diferentes parâmetros avaliados, além das normas cujos procedimentos foram seguidos, as temperaturas em que os testes foram realizados e os critérios estabelecidos para os diferentes parâmetros medidos. Os parâmetros  $|G^*|$ ,  $\delta$ ,  $J_{nr\ 3,2}$  e  $J_{nr\ diff}$  correspondem, respectivamente, ao módulo de cisalhamento dinâmico, ao ângulo de fase, à compliância não recuperável para um nível de tensão aplicada do tipo degrau de 3,2 kPa e à diferença percentual entre  $J_{nr\ 3,2}$  e  $J_{nr\ 0,1}$ , calculada pela Equação 4.1.

$$J_{nr\ diff} = \frac{J_{nr\ 3,2} - J_{nr\ 0,1}}{J_{nr\ 0,1}} \times 100 \quad (4.1)$$

De acordo com a norma AASHTO MP19 (2010), quatro níveis de tráfego são usados para classificar os ligantes, ou seja:

- **S:** *Standard Grade* (Grau Padrão) - volume de tráfego menor do que 10 milhões de *Equivalent Single Axle Loads (ESALs)* e velocidade de tráfego maior do que 70 km/h;
- **H:** *High Grade* (Grau Alto) - volume de tráfego entre 10 e 30 milhões de *ESALs* ou velocidade de tráfego baixa (20 a 70 km/h);
- **V:** *Very High Grade* (Grau Muito Alto) - volume de tráfego maior do que 30 milhões de *ESALs* ou tráfego estacionário (<20 km/h);
- **E:** *Extremely High Grade* (Grau Extremamente Alto) - volume de tráfego maior do que 30 milhões de *ESALs* e tráfego estacionário (< 20 km/h) em locais como praças de pedágio ou instalações portuárias.

**Tabela 4.1. Classificação pela metodologia Superpave dos ligantes usados neste estudo.**

Propriedade	Norma AASHTO	Critério	Temperatura do teste (°C)	CAP 30/45	CAP 50/70	CAPFLEX 60/85
<b>Ligante Original</b>						
Ponto de Fulgor (°C)	T48 (2006)	> 230°C	-	>235	>235	>235
<i>Viscosímetro Rotacional</i>						
Viscosidade Brookfield (cP)	T316 (2006)	< 3000 cP	135	500	388	1311
<i>Dynamic Shear Rheometer (DSR)</i>						
G* /sen (δ) (kPa)	T315 (2012)	> 1,00 kPa	58	-	3,76	7,65
			64	2,43	1,57	-
			70	1,04	0,71	2,08
			76	0,53	-	1,13
			82	-	-	0,64
<b>Ligante envelhecido no Rolling Thin-Film Oven Test (RTFOT) - AASHTO T240 (2013)</b>						
<i>Dynamic Shear Rheometer (DSR)</i>						
G* /sen (δ) (kPa)	T315 (2012)	> 2,20 kPa	58	-	6,54	-
			64	5,11	2,93	6,64
			70	2,17	1,23	3,51
			76	1,00	0,61	1,80
			MSCR - J <sub>nr 3.2</sub>	TP70 (2009)	S [2,0 < J <sub>nr 3.2</sub> < 4,0]	64
H [1,0 < J <sub>nr 3.2</sub> < 2,0]	64	1,9			-	-
H [1,0 < J <sub>nr 3.2</sub> < 2,0]	70	-			-	1,5
V [0,5 < J <sub>nr 3.2</sub> < 1,0]	-	-			-	-
E [0,0 < J <sub>nr 3.2</sub> < 0,5]	-	-			-	-
MSCR - J <sub>nr diff</sub> (%)	TP70 (2009)	< 75,0%		3,4	19,4	34,9
<b>Ligante envelhecido no RTFOT + Pressure Aging Vessel (PAV) - AASHTO R28 (2009)</b>						
<i>Dynamic Shear Rheometer (DSR)</i>						
G* /sen (δ) (kPa)	T315 (2012)	< 5000 kPa	25	9041	5663	5682
			28	5961	3648	3736
			31	3712	2210	2307
<i>Bending Beam Rheometer (BBR)</i>						
Módulo de rigidez (MPa)	T313 (2012)	S < 300 kPa	-6	94,3	55,1	53,3
			-12	190,0	145,5	144,5
			-18	424,5	261,0	298,0
Coeficiente angular	T313 (2012)	m > 0,300	-6	0,389	0,451	0,439
			-12	0,307	0,350	0,324
			-18	0,244	0,209	0,263
<b>Classificação PG</b>				<b>PG 64-22 H</b>	<b>PG 64-22 S</b>	<b>PG 70-22 H</b>

Além da classificação por desempenho do ligante, testes em temperaturas adicionais foram realizados no viscosímetro rotacional para a determinação das faixas de temperaturas de usinagem e de compactação, como mostrado na Tabela 4.2.

Dos resultados obtidos, para o ligante CAP 30/45, foram adotadas as temperaturas de usinagem e compactação de 162°C e 148°C, respectivamente. Para o CAP 50/70, as temperaturas de usinagem e compactação usadas foram 155°C e 143°C, respectivamente. Finalmente, para o CAPFLEX 60/85 foram usadas 162°C e 152°C como temperaturas de usinagem e compactação, respectivamente.

**Tabela 4.2. Temperaturas de usinagem e compactação dos ligantes.**

		LIGANTE		
		CAP 30/45	CAP 50/70	CAPFLEX 60/85
	<b>VISCOSIDADE (cP)</b>	<b>TEMPERATURA DE USINAGEM (°C)</b>		
Limite inferior	190	159	151	160*
Limite superior	150	166	160	165*
	<b>VISCOSIDADE (cP)</b>	<b>TEMPERATURA DE COMPACTAÇÃO (°C)</b>		
Limite inferior	310	146	141	150*
Limite superior	250	149	145	155*

\*Nota: Temperaturas recomendadas pelo fornecedor do ligante.

## 4.2 Ensaio com MAFs

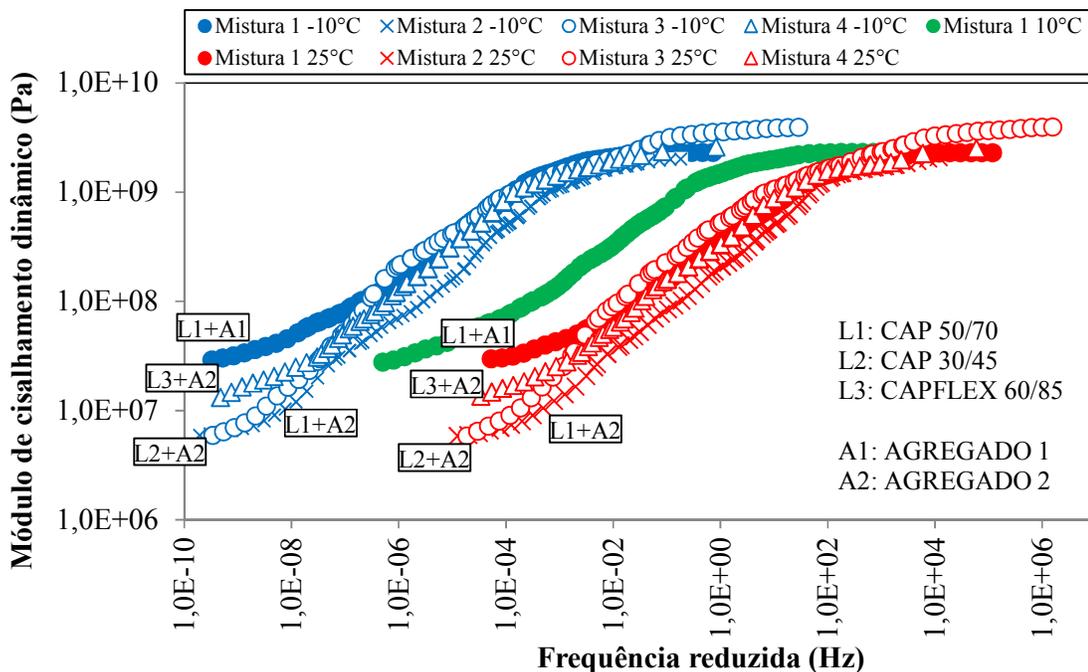
### 4.2.1 Propriedades viscoelásticas lineares

As curvas mestras de módulo de cisalhamento dinâmico são apresentadas na Figura 4.1 para as temperaturas -10°C e 25°C, para todas as MAFs testadas nestas temperaturas. Adicionalmente, a Figura 4.1 também mostra a curva mestra obtida para a MAF 1 na temperatura de 10°C.

Como mostrado na Figuras 4.1, os  $|G^*|$  das quatro MAFs avaliadas foram semelhantes, especialmente em frequências intermediárias e altas. Para frequências mais

baixas, as MAFs compostas por ligantes não modificados e agregado 2 (MAFs 2 e 3) apresentaram rigidezes semelhantes e inferiores às das misturas 1 e 4. Por sua vez, a MAF 1 contendo o agregado 1 e o ligante CAP 50/70 foi mais rígida do que a MAF 2 contendo o agregado 2 e o mesmo ligante CAP 50/70, especialmente para frequências mais baixas, isto evidencia o efeito da mudança do agregado no comportamento mecânico da MAF.

Quando comparadas as MAFs com o mesmo agregado (agregado 2) com os diferentes ligantes estudados (CAP 50/70, CAP 30/45 e CAPFLEX 60/85), para avaliar o efeito do ligante no comportamento mecânico, pode-se observar que a MAF 4 (contendo o ligante modificado com polímero, CAPFLEX 60/85) apresentou uma rigidez maior do que a MAFs 2 e 3, especialmente para frequências mais baixas. Isto pode ser atribuído à presença do polímero no ligante CAPFLEX 60/85. No caso da MAF 3, o incorporação do ligante CAP 30/45 favoreceu uma rigidez maior do que a MAF 2, novamente associado a que o ligante CAP 30/45 é mais rígido do que o ligante CAP 50/70.



**Figura 4.1. Curvas mestras de módulo de cisalhamento dinâmico das MAFs estudadas.**

As Tabelas 4.3 a 4.6 mostram os coeficientes da série de Prony obtidos segundo a Equação 3.3 e usados posteriormente como parâmetros de entrada na modelagem

computacional. Esses parâmetros foram calculados pelo método de colocação para cada uma das temperaturas testadas nos ensaios de fratura e para cada uma das MAF estudadas.

**Tabela 4.3. Propriedades viscoelásticas lineares da MAF 1.**

Temperatura de referência	-10°C		10°C		25°C	
	$\rho_i$ (sec)	$G_i$ (Pa)	$\rho_i$ (sec)	$G_i$ (Pa)	$\rho_i$ (sec)	$G_i$ (Pa)
1	5,54E-01	1,82E+06	4,00E-03	2,01E+08	2,30E-04	6,14E+07
2	5,54E+00	7,32E+08	4,00E-02	2,83E+08	2,30E-03	5,52E+08
3	5,54E+01	7,92E+08	4,00E-01	8,21E+08	2,30E-02	7,71E+08
4	5,54E+02	4,06E+08	4,00E+00	5,62E+08	2,30E-01	4,10E+08
5	5,54E+03	1,55E+08	4,00E+01	2,15E+08	2,30E+00	1,83E+08
6	5,54E+04	4,39E+07	4,00E+02	7,48E+07	2,30E+01	1,04E+08
7	5,54E+05	2,64E+07	4,00E+03	2,53E+07	2,30E+02	2,69E+07
8	5,54E+06	9,58E+06	4,00E+04	1,28E+07	2,30E+03	1,27E+07
9	5,54E+07	6,57E+06	4,00E+05	9,17E+06	2,30E+04	9,16E+06
$\infty$	-	2,22E+07	-	2,22E+07	-	2,22E+07

**Tabela 4.4. Propriedades viscoelásticas lineares da MAF 2.**

Temperatura de referência	-10°C		25°C	
	$\rho_i$ (sec)	$G_i$ (Pa)	$\rho_i$ (sec)	$G_i$ (Pa)
1	2,7E+01	3,32E+08	2,0E-04	4,00E+08
2	2,7E+02	5,38E+08	2,0E-03	2,09E+08
3	2,7E+03	6,64E+08	2,0E-02	1,01E+09
4	2,7E+04	3,47E+08	2,0E-01	3,02E+08
5	2,7E+05	7,27E+07	2,0E+00	1,30E+08
6	2,7E+06	3,57E+07	2,0E+01	4,85E+07
7	2,7E+07	2,39E+07	2,0E+02	2,55E+07
8	2,7E+08	3,35E+06	2,0E+03	6,15E+06
9	2,7E+09	7,88E+05	2,0E+04	1,42E+06
$\infty$	-	5,73E+06	-	5,73E+06

**Tabela 4.5. Propriedades viscoelásticas lineares da MAF 3.**

Temperatura de referência	-10°C		25°C	
	$\rho_i$ (sec)	$G_i$ (Pa)	$\rho_i$ (sec)	$G_i$ (Pa)
Parâmetros da série de Prony				
1	2,2E-01	3,27E+08	2,8E-06	2,81E+08
2	2,2E+00	2,64E+08	2,8E-05	3,21E+08
3	2,2E+01	1,27E+09	2,8E-04	1,00E+09
4	2,2E+02	4,81E+08	2,8E-03	6,99E+08
5	2,2E+03	5,81E+08	2,8E-02	5,63E+08
6	2,2E+04	5,78E+08	2,8E-01	5,69E+08
7	2,2E+05	1,84E+08	2,8E+00	2,89E+08
8	2,2E+06	1,85E+08	2,8E+01	1,33E+08
9	2,2E+07	3,13E+07	2,8E+02	6,89E+07
10	2,2E+08	1,05E+07	2,8E+03	1,13E+07
11	2,2E+09	1,74E+06	2,8E+04	2,81E+06
$\infty$	-	5,19E+06	-	5,19E+06

**Tabela 4.6. Propriedades viscoelásticas lineares da MAF 4.**

Temperatura de referência	-10°C		25°C	
	$\rho_i$ (sec)	$G_i$ (Pa)	$\rho_i$ (sec)	$G_i$ (Pa)
Parâmetros da série de Prony				
1	1,2E+01	4,65E+08	2,4E-04	7,09E+08
2	1,2E+02	5,02E+08	2,4E-03	1,44E+08
3	1,2E+03	4,68E+08	2,4E-02	7,34E+08
4	1,2E+04	7,33E+08	2,4E-01	5,97E+08
5	1,2E+05	2,60E+08	2,4E+00	1,54E+08
6	1,2E+06	9,60E+07	2,4E+01	1,10E+08
7	1,2E+07	3,98E+07	2,4E+02	3,07E+07
8	1,2E+08	8,22E+06	2,4E+03	9,04E+06
9	1,2E+09	7,05E+06	2,4E+04	5,10E+06
$\infty$	-	1,14E+07	-	1,14E+07

## **4.3 Caracterização do processo de fratura**

### ***4.3.1 Caracterização do processo de fratura da MAF 1***

Dos resultados obtidos para a MAF 1 (Figuras 4.2 a 4.4 e Tabela 4.7), pode-se notar que a aplicação de taxas de CTOD mais lentas geralmente resultou em picos de força menores e curvas força - CTOD mais extensas. A influência da taxa de CTOD foi, em geral, maior à medida em que se aumentou a temperatura.

Os picos de força para os testes conduzidos a  $-10^{\circ}\text{C}$  e  $10^{\circ}\text{C}$  foram semelhantes e superiores aos picos de força dos testes a  $25^{\circ}\text{C}$  para as três geometrias avaliadas. A influência da temperatura nos valores de picos de força foi mais significativa para temperaturas mais elevadas do que para temperaturas mais baixas, já que foram observadas diferenças significativas entre os picos de força dos testes conduzidos a  $10^{\circ}\text{C}$  e a  $25^{\circ}\text{C}$ , mas não entre os picos dos ensaios realizados a  $-10^{\circ}\text{C}$  e a  $10^{\circ}\text{C}$ .

Apesar de apresentarem picos semelhantes, as curvas força-CTOD dos ensaios realizados a  $-10^{\circ}\text{C}$  e a  $10^{\circ}\text{C}$  tiveram extensões bem diferentes. Como indicado na Tabela 4.7, as energias de fratura necessárias para levar as amostras à ruptura foram maiores para os ensaios conduzidos a  $10^{\circ}\text{C}$  do que para os ensaios conduzidos a  $-10^{\circ}\text{C}$ , o que está de acordo com as Figuras 4.2 a 4.4, em que os ensaios conduzidos a  $10^{\circ}\text{C}$  geraram curvas força-CTOD mais extensas do que os ensaios realizados a  $-10^{\circ}\text{C}$ , apesar dos picos semelhantes.

As figuras também indicam que os CTODs críticos (relacionados à ruptura das amostras) dos ensaios realizados a  $10^{\circ}\text{C}$  e a  $25^{\circ}\text{C}$  foram semelhantes e maiores do que os observados para os testes conduzidos a  $-10^{\circ}\text{C}$ , indicando que a temperaturas mais elevadas o material apresenta fratura menos frágil do que a  $-10^{\circ}\text{C}$ , como esperado. Por fim, a comparação entre as curvas força-CTOD a  $10^{\circ}\text{C}$  e a  $25^{\circ}\text{C}$  também indica que a energia de fratura para os testes realizados a  $10^{\circ}\text{C}$  foi maior do que a dos conduzidos a  $25^{\circ}\text{C}$ , já que os picos de força foram maiores para os testes a  $10^{\circ}\text{C}$ . Isso é confirmado nos resultados de energia de fratura mostrados na Tabela 4.7 para todas as geometrias avaliadas. Os resultados correspondem ao valor médio dos testes de fratura de pelo menos dois corpos de prova.

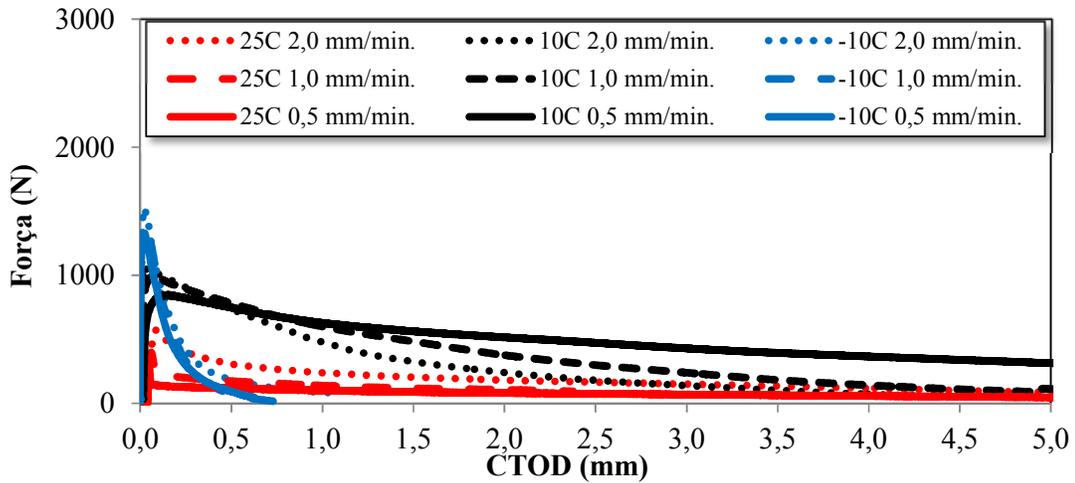


Figura 4.2. Resultados de ensaios DC(T) para a MAF 1.

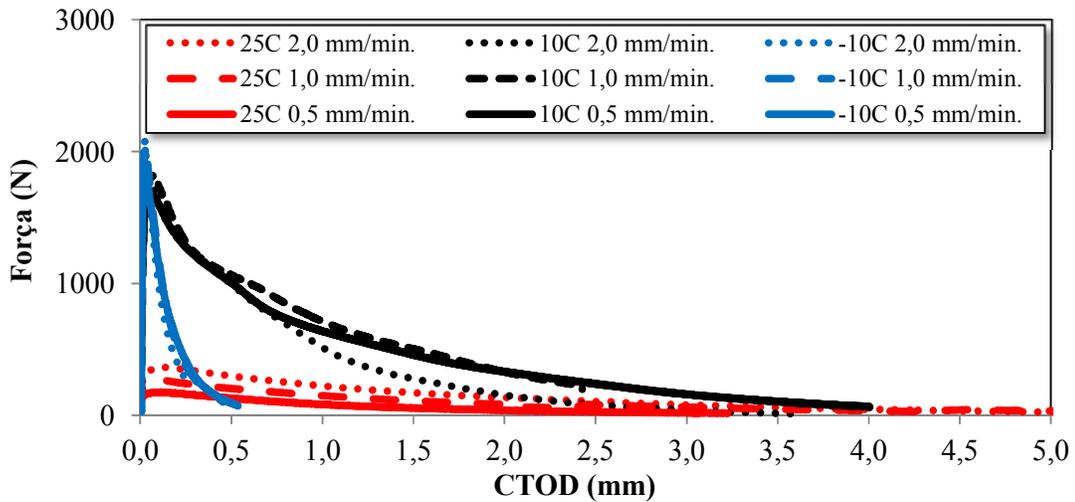


Figura 4.3. Resultados de ensaios SCB para a MAF 1.

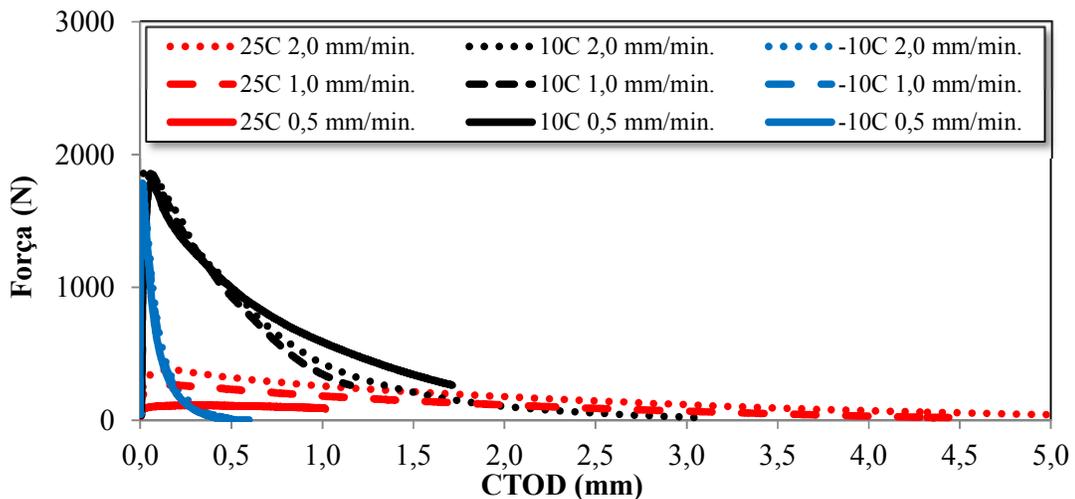


Figura 4.4. Resultados de ensaios SE(B) para a MAF 1.

**Tabela 4.7. Resumo dos resultados dos ensaios de fratura para a MAF 1.**

Ensaio	Temperatura (°C)	Taxa de abertura do CTOD (mm/min.)	Pico de força (N)	Área força - CTOD (J/m <sup>2</sup> )	Área força - CMOD (J/m <sup>2</sup> )
DCT	-10	0,5	1330	225	416
		1,0	1377	244	468
		2,0	1528	339	661
	10	0,5	849	542	2132
		1,0	998	1828	4734
		2,0	1076	1325	3332
	25	0,5	382	51	267
		1,0	399	65	318
		2,0	722	131	464
SCB	-10	0,5	1859	301	674
		1,0	2015	299	478
		2,0	2091	225	367
	10	0,5	1678	1543	3142
		1,0	1819	1740	3550
		2,0	1988	1287	2427
	25	0,5	178	114	129
		1,0	276	360	564
		2,0	365	545	490
SEB	-10	0,5	1785	158	226
		1,0	1790	171	251
		2,0	1681	175	258
	10	0,5	1541	1527	2325
		1,0	1857	1103	1581
		2,0	1625	975	1410
	25	0,5	113	84	109
		1,0	266	400	566
		2,0	381	710	1026

#### 4.3.2 Caracterização dos processos de fratura das MAFs 2 a 4

Como indicado na Tabela 3.6, as MAFs 2, 3 e 4 foram compostas pelo mesmo agregado (Agregado 2 na tabela) e por diferentes ligantes, ou seja, CAP 50/70, CAP 30/45 e CAPFLEX 60/85, respectivamente. Além disso, como também indicado na tabela, as misturas foram testadas nas mesmas condições de temperatura e taxa de CTOD. Assim, os resultados da caracterização experimental dos processos de fratura destas MAFs foram agrupados nesta seção.

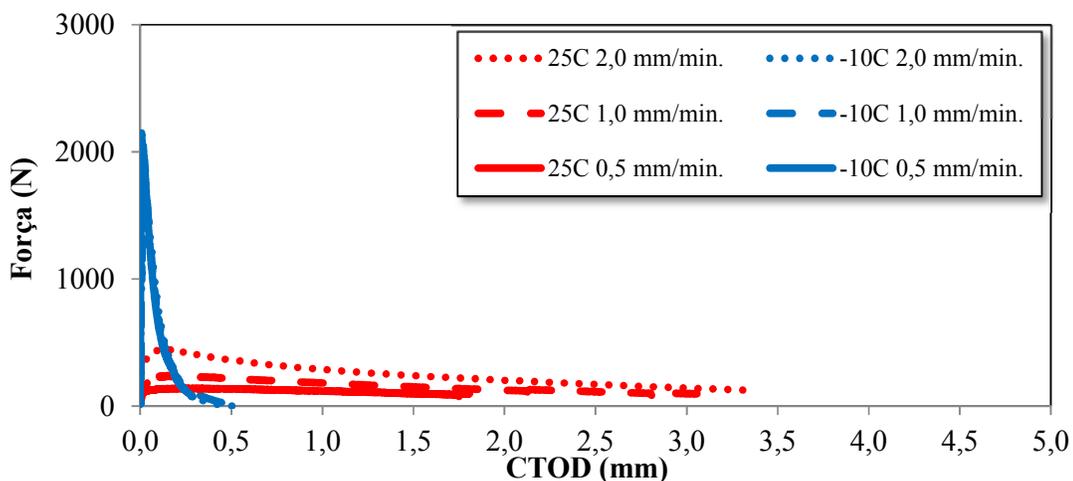
Assim como o observado para a MAF 1, os resultados obtidos para a MAF 2 (Figuras 4.5 a 4.7 e Tabela 4.8), MAF 3 (Figuras 4.8 a 4.10 e Tabela 4.9) e MAF 4

(Figuras 4.11 a 4.13 e Tabela 4.10) indicam que os picos de força dos testes realizados a  $-10^{\circ}\text{C}$  foram superiores aos picos dos testes conduzidos a  $25^{\circ}\text{C}$ . Além disso, os CTODs críticos dos testes a  $-10^{\circ}\text{C}$  foram consideravelmente inferiores aos CTODs críticos dos testes a  $25^{\circ}\text{C}$ , indicando o comportamento frágil de fratura do material a temperaturas baixas, como esperado.

Os resultados também evidenciam a variação das características de fratura das MAFs com a taxa de abertura do CTOD para a temperatura de  $25^{\circ}\text{C}$ . Nesta temperatura, a tendência é de aumento do pico de força com o aumento da taxa de CTOD, o que indica uma maior resistência ao início do dano no material para testes realizados a velocidades mais altas. O aumento da taxa de CTOD também resultou geralmente no aumento da área sob as curvas, indicando possivelmente que o material submetido a carregamentos mais rápidos pode dissipar mais energia de fratura antes de romper.

No entanto, para a temperatura de  $-10^{\circ}\text{C}$ , a influência da taxa de abertura de CTOD nas características de fratura das MAFs foi bem menos evidente. Além dos picos de força, as áreas sob as curvas foram geralmente semelhantes para as diferentes velocidades avaliadas, especialmente para os testes SCB e DC(T). Para os testes SE(B), a área sob as curvas força-CTOD aumentou com a taxa de abertura de CTOD.

As observações feitas a partir da análise dos dados experimentais para as quatro MAFs avaliadas foram importantes para facilitar a interpretação das propriedades de fratura determinadas posteriormente a partir do procedimento numérico-experimental adotado neste estudo.



**Figura 4.5. Resultados de ensaios SCB para a MAF 2.**

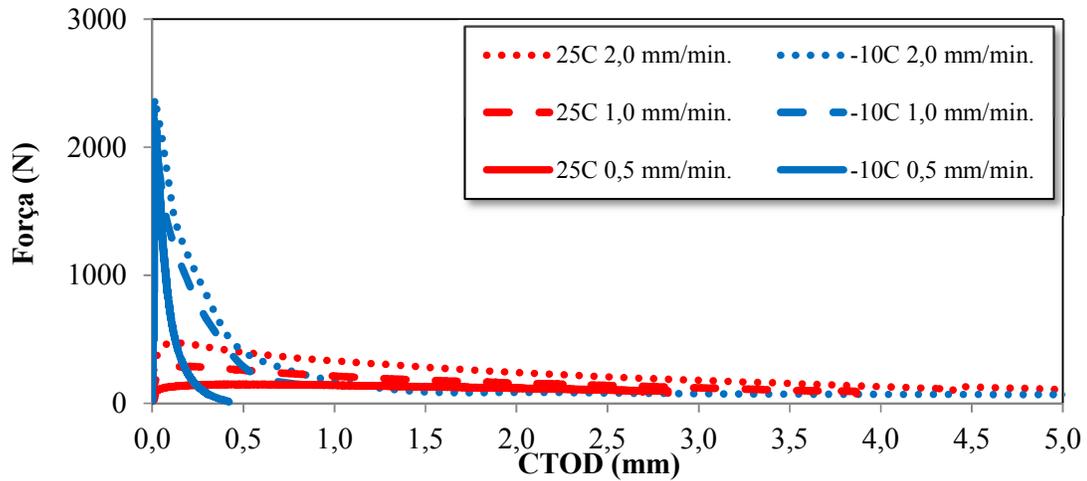


Figura 4.6. Resultados de ensaios SE(B) para a MAF 2.

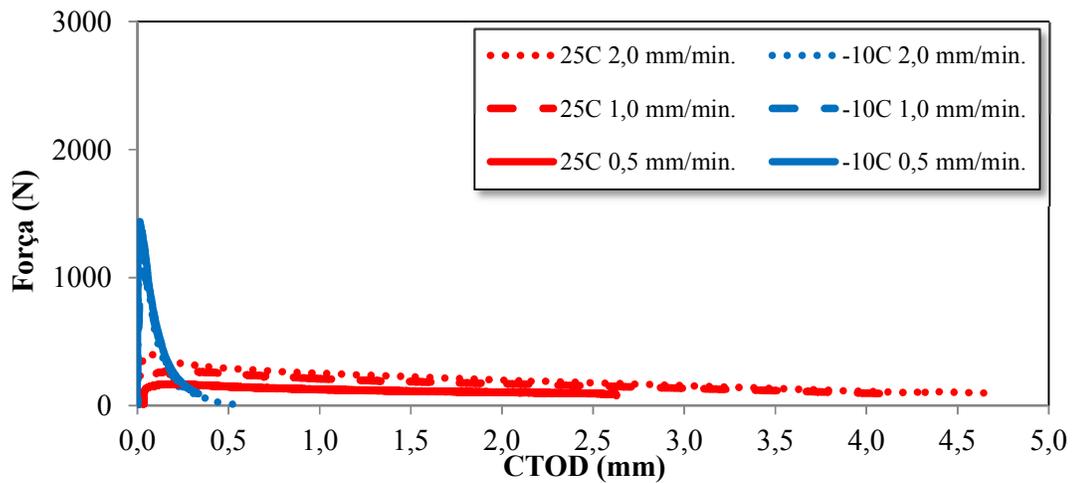


Figura 4.7. Resultados de ensaios DC(T) para a MAF 2.

Tabela 4.8. Resumo dos resultados dos ensaios de fratura para a MAF 2.

Ensaio	Temperatura (°C)	Taxa de abertura do CTOD (mm/min.)	Pico de força (N)	Área força - CTOD (J/m <sup>2</sup> )	Área força - CMOD (J/m <sup>2</sup> )
DCT	-10	0,5	1443	166	322
		1,0	1159	139	195
		2,0	1302	146	242
	25	0,5	172	268	752
		1,0	272	329	1002
		2,0	420	817	1739
SCB	-10	0,5	2148	180	313
		1,0	1971	177	262
		2,0	1685	175	292

SEB	25	0,5	142	200	299
		1,0	250	455	720
		2,0	456	994	1523
	-10	0,5	2161	177	245
		1,0	2214	540	685
		2,0	2369	708	783
	25	0,5	150	312	360
		1,0	290	582	774
		2,0	475	1088	1585

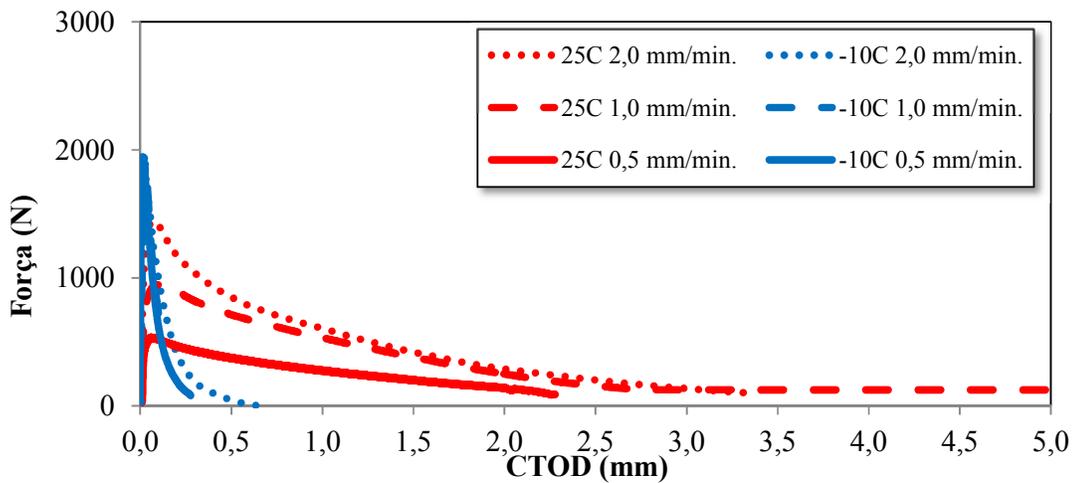


Figura 4.8. Resultados de ensaios SCB para a MAF 3.

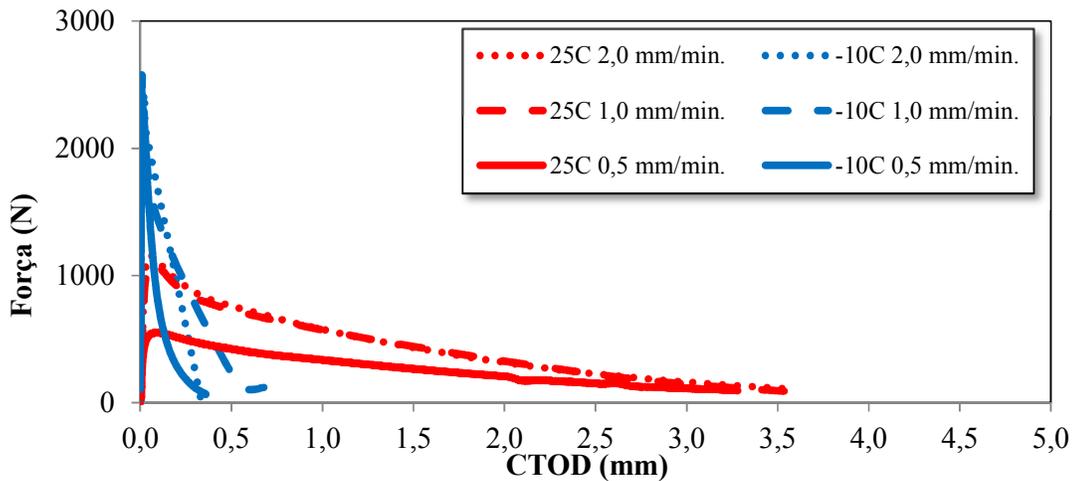


Figura 4.9. Resultados de ensaios SE(B) para a MAF 3.

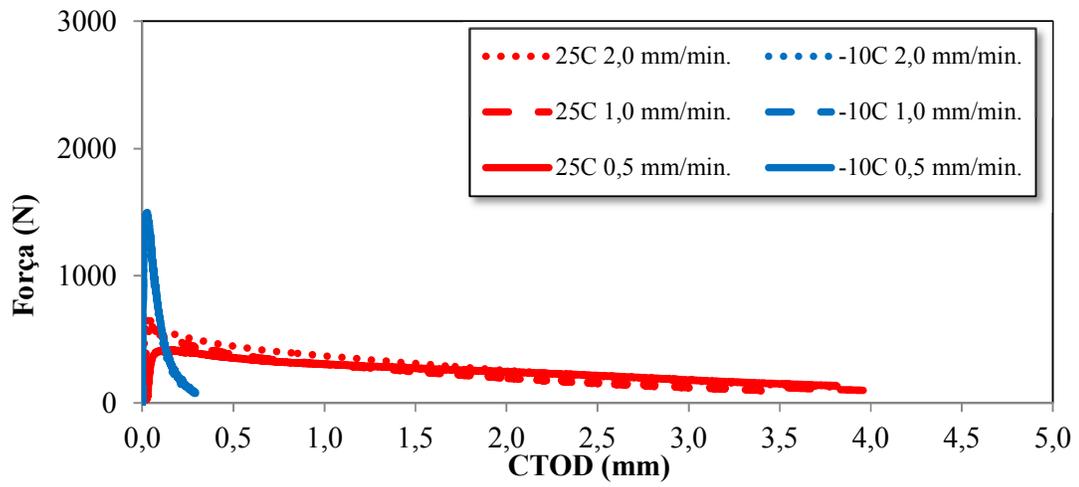
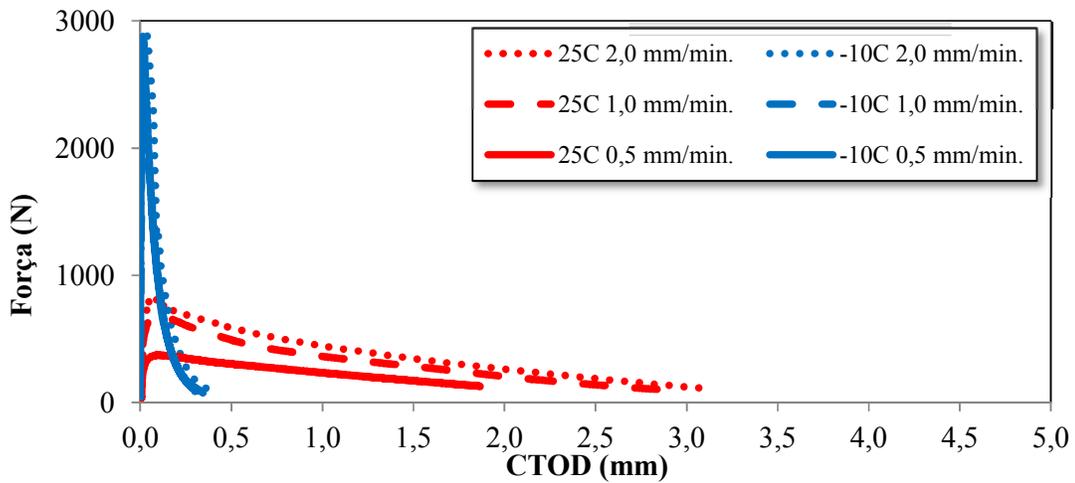


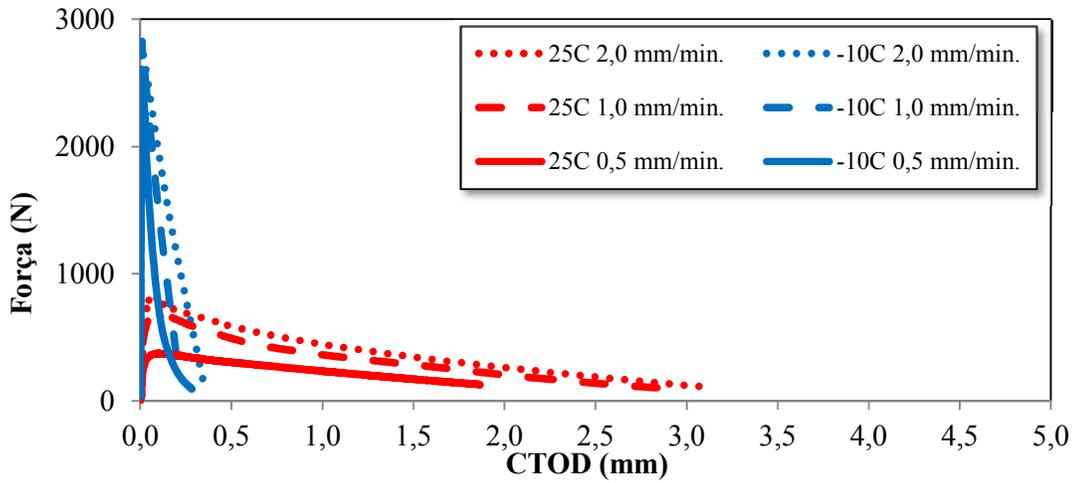
Figura 4.10. Resultados de ensaios DC(T) para a MAF 3.

**Tabela 4.9. Resumo dos resultados dos ensaios de fratura para a MAF 3.**

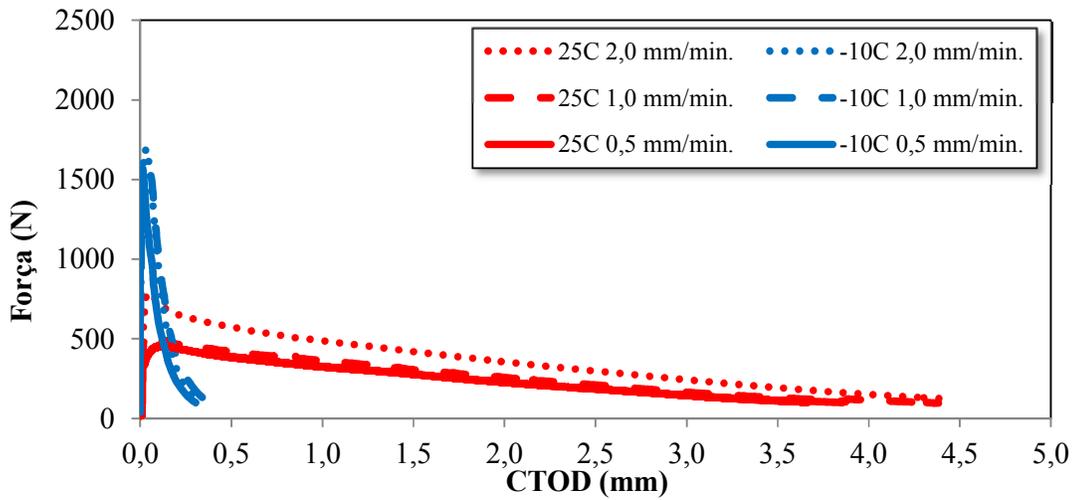
Ensaio	Temperatura (°C)	Taxa de abertura do CTOD (mm/min.)	Pico de força (N)	Área força - CTOD (J/m <sup>2</sup> )	Área força - CMOD (J/m <sup>2</sup> )
DCT	-10	0,5	1497	154	261
		1,0	1369	149	289
		2,0	1416	144	260
	25	0,5	419	698	1893
		1,0	604	818	2380
		2,0	653	1113	3003
SCB	-10	0,5	1954	170	251
		1,0	1896	144	227
		2,0	1978	248	411
	25	0,5	537	610	1121
		1,0	957	1322	2445
		2,0	1444	1576	3179
SEB	-10	0,5	2295	215	275
		1,0	2580	548	714
		2,0	2453	387	442
	25	0,5	554	751	1078
		1,0	1097	1481	1841
		2,0	1164	1529	2192



**Figura 4.11. Resultados de ensaios SCB para a MAF 4.**



**Figura 4.12. Resultados de ensaios SE(B) para a MAF 4.**



**Figura 4.13. Resultados de ensaios DC(T) para a MAF 4.**

**Tabela 4.10. Resumo dos resultados dos ensaios de fratura para a MAF 4.**

Ensaio	Temperatura (°C)	Taxa de abertura do CTOD (mm/min.)	Pico de força (N)	Área força - CTOD (J/m <sup>2</sup> )	Área força - CMOD (J/m <sup>2</sup> )
DCT	-10	0,5	1569	164	340
		1,0	1569	239	422
		2,0	1690	216	352
	25	0,5	461	735	2075
		1,0	537	1079	2198
		2,0	804	1615	3605
SCB	-10	0,5	2878	256	395
		1,0	2749	245	417
		2,0	2911	352	551
	25	0,5	385	409	1102
		1,0	699	917	1382
		2,0	799	1136	2147
SEB	-10	0,5	2530	206	292
		1,0	2825	441	462
		2,0	2832	554	532
	25	0,5	607	818	1169
		1,0	859	1168	1690
		2,0	1171	1365	2023

#### 4.4 Determinação de propriedades de fratura das MAFs

As Figuras 4.14, 4.16, 4.18 e 4.20 mostram as energias de fratura determinadas a partir do procedimento numérico-experimental (ver Anexo AII) para todos casos simulados. Além disso, as figuras apresentam as energias de fratura calculadas a partir das curvas experimentais de força-CTOD e força-CMOD.

Autores como ARAGÃO *et al.* (2012) e ARAGÃO *et al.* (2014) sugerem que a hipótese de equivalência entre a energia de fratura do material e áreas abaixo de curvas experimentais de força-deslocamento (como CTOD ou CMOD, por exemplo) não é apropriada porque outras fontes de dissipação de energia são erroneamente incluídas nos cálculos. O erro tende a aumentar se os deslocamentos são medidos longe da zona de processo de fratura, como é o caso do CMOD.

Os resultados apresentados nas Figura 4.14, 4.16, 4.18 e 4.20 indicam que as energias de fratura obtidas a partir do procedimento numérico-experimental foram de fato geralmente menores do que aquelas obtidas das curvas de força-CTOD e estas ainda menores do que as energias obtidas usando os resultados do CMOD, o que está de acordo com as observações de ARAGÃO *et al.* (2014).

Além de permitir a caracterização do processo de fratura localmente na zona de fratura, o procedimento numérico-experimental ainda apresenta a vantagem de fornecer diferentes propriedades de fratura, tais como a resistência e a energia de fratura, a partir de simulações de um único ensaio de laboratório. Outros procedimentos propostos na literatura geralmente requerem a realização de diversos ensaios para a obtenção de diferentes propriedades de fratura.

Os resultados das propriedades de fratura obtidas a partir do procedimento numérico-experimental adotado neste trabalho são apresentados nas seções a seguir.

#### ***4.4.1 Resultados da modelagem para a MAF 1***

A Figura 4.14 mostra que a energia de fratura variou com a temperatura e com a taxa de abertura de CTOD, o que está de acordo com a análise das curvas experimentais mostradas anteriormente. Da figura, pode-se observar também que a energia de fratura calculada dos resultados experimentais como a área sob curvas força-deslocamento (usando CTOD ou CMOD) apresentou valores maiores do que a partir do procedimento numérico-experimental.

Em geral, as energias de fratura dos testes realizados a  $-10^{\circ}\text{C}$  foram menores do que as dos testes nas temperaturas mais altas, o que era esperado, já que materiais asfálticos tendem a apresentar fratura frágil a temperaturas baixas, com menor dissipação de energia antes da ruptura. As energias de fratura para os testes conduzidos a  $10^{\circ}\text{C}$  foram maiores do que as obtidas para os testes a  $-10^{\circ}\text{C}$  e a  $25^{\circ}\text{C}$ . Isto está de acordo com os resultados experimentais discutidos anteriormente, em que os testes a  $10^{\circ}\text{C}$  geralmente apresentaram picos de força semelhantes aos dos testes a  $-10^{\circ}\text{C}$  e maiores do que os dos testes a  $25^{\circ}\text{C}$ , mas deslocamentos críticos bem maiores do que os observados para os testes a  $-10^{\circ}\text{C}$  e parecidos com os observados a  $25^{\circ}\text{C}$ .

A variação da energia de fratura com a taxa de CTOD apresentou tendências diferentes. Para os testes conduzidos a  $-10^{\circ}\text{C}$ , as energias de fratura geralmente variaram pouco com a taxa de CTOD e foram, em média, próximas de  $145 \text{ J/m}^2$  para os ensaios DC(T) e SCB. Para os testes SE(B), energias de fratura de  $90 \text{ J/m}^2$  foram encontradas para as três taxas de abertura de CTOD avaliadas.

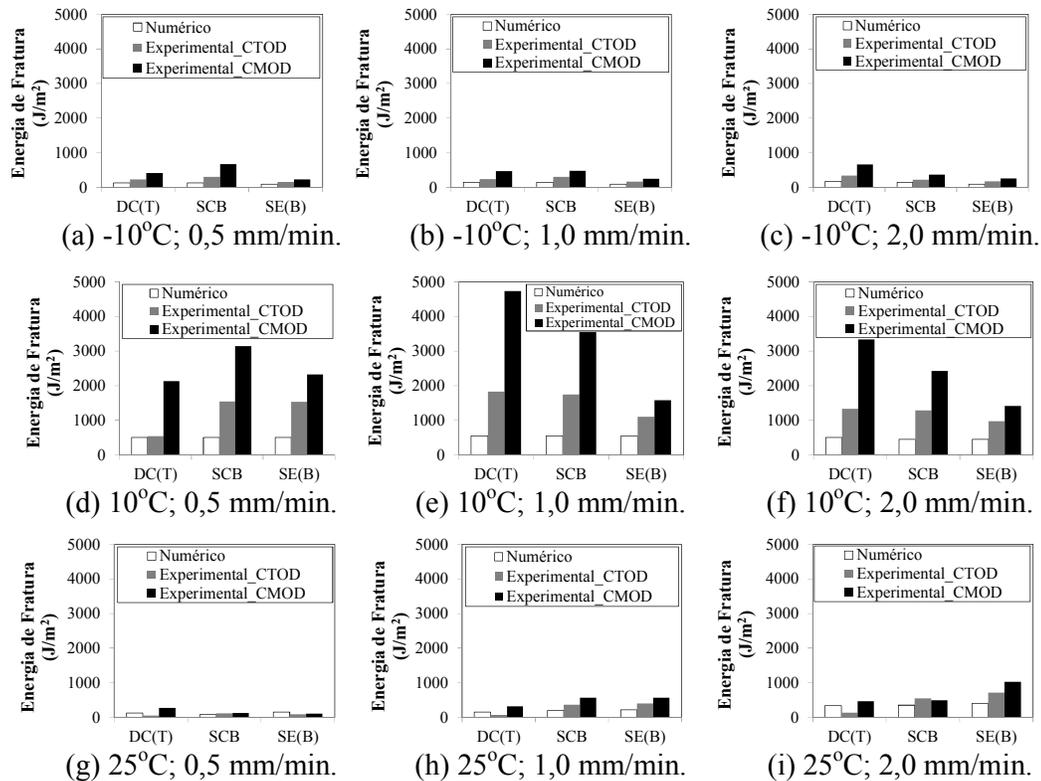
Para os testes realizados a  $10^{\circ}\text{C}$ , as energias de fratura foram semelhantes para as três geometrias e três taxas de abertura de CTOD avaliadas, com magnitudes entre  $450 \text{ J/m}^2$  e  $550 \text{ J/m}^2$ . Uma variação da energia de fratura com a taxa de abertura de CTOD foi observada nos resultados dos testes realizados a  $25^{\circ}\text{C}$ . Para todas as

geometrias avaliadas, houve uma tendência de aumento da energia de fratura com o aumento da taxa de abertura de CTOD. Em média, estas energias de fratura foram de  $117 \text{ J/m}^2$ ,  $190 \text{ J/m}^2$  e  $362 \text{ J/m}^2$  para as taxas de abertura de 0,5 mm/min., 1,0 mm/min. e 2,0 mm/min., respectivamente.

Além de permitir a identificação de características de fratura dependentes da temperatura e da velocidade de propagação de trincas, a Figura 4.14 também indica que as energias de fratura determinadas a partir do procedimento numérico-experimental foram tipicamente mais uniformes para as três geometrias avaliadas do que aquelas obtidas a partir de procedimentos puramente experimentais.

Como exemplo, para  $-10^\circ\text{C}$  e taxa de CTOD de 2,0 mm/min, as diferenças obtidas na energia de fratura para os ensaios SCB e SE(B) com relação aos resultados dos ensaios DC(T) foram de 17% e 50%, 34% e 48%, 45% e 61%, para as abordagens numérico-experimental, experimental baseada em medidas de CTOD e experimental baseada em medidas de CMOD, respectivamente. Para  $10^\circ\text{C}$  e taxa de CTOD de 1,0 mm/min., estas diferenças foram de 0% e 0%, 5% e 40%, 25% e 67%, respectivamente. Finalmente, para  $25^\circ\text{C}$  e taxa de CTOD de 0,5 mm/min., estas diferenças foram de 40% e 20%, 124% e 64%, 52% e 59%, respectivamente.

A maior uniformidade observada entre as energias de fratura obtidas a partir do procedimento numérico-experimental também é evidenciada na Tabela 4.11, onde são mostradas razões entre os valores individuais de energia de fratura e os valores máximos deste parâmetro para as três geometrias e combinações de temperatura e taxa de CTOD avaliadas.



**Figura 4.14. Energias de fratura obtidas a partir de três metodologias de cálculo para diferentes temperaturas e taxas de CTOD para a MAF 1.**

A Figura 4.15 indica que a resistência coesiva também variou com a temperatura. Foi observada uma tendência consistente de redução deste parâmetro com o aumento da temperatura. Por outro lado, em geral, não foi observada grande alteração nos valores de resistência coesiva para diferentes taxas de abertura de CTOD.

Para  $-10^{\circ}\text{C}$ , a resistência coesiva para as três geometrias avaliadas foi, em média, de 5,1 MPa para as três condições de CTOD, ou seja, 0,5 mm/min., 1,0 mm/min. e 2,0 mm/min. Para  $10^{\circ}\text{C}$ , o valor médio foi de 3,3 MPa para taxas de CTOD de 0,5 mm/min. e 2,0 mm/min. e de 2,7 MPa para a taxa de 1,0 mm/min. Já a  $25^{\circ}\text{C}$ , os valores de resistência coesiva foram muito próximos (entre 0,2 MPa e 0,5 MPa) para todas as taxas de CTOD avaliadas e significativamente menores do que os valores obtidos a  $-10^{\circ}\text{C}$  e a  $10^{\circ}\text{C}$ . A única exceção foi o resultado para o ensaio SE(B) na taxa de CTOD de 0,5 mm/min., que apresentou um valor inesperadamente alto de 1,3 MPa.

**Tabela 4.11. Relações entre os valores de energia de fratura individuais e máximos para cada condição de ensaio avaliada para a MAF 1.**

GEOMETRIA	-10°C_0,5 mm/min.			-10°C_1,0 mm/min.			-10°C_2,0 mm/min.		
	Numérico	Exp. CTOD	Exp. CMOD	Numérico	Exp. CTOD	Exp. CMOD	Numérico	Exp. CTOD	Exp. CMOD
DC(T)	1,00	0,75	0,62	1,00	0,81	0,98	1,00	1,00	1,00
SCB	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	0,83	0,66	0,55
SE(B)	0,72	0,52	0,34	0,60	0,57	0,52	0,50	0,52	0,39

GEOMETRIA	10°C_0,5 mm/min.			10°C_1,0 mm/min.			10°C_2,0 mm/min.		
	Numérico	Exp. CTOD	Exp. CMOD	Numérico	Exp. CTOD	Exp. CMOD	Numérico	Exp. CTOD	Exp. CMOD
DC(T)	1,00	0,35	0,68	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00
SCB	1,00	1,00	1,00	1,00	0,95	0,75	0,90	0,97	0,73
SE(B)	1,00	0,99	0,74	1,00	0,60	0,33	0,90	0,74	0,42

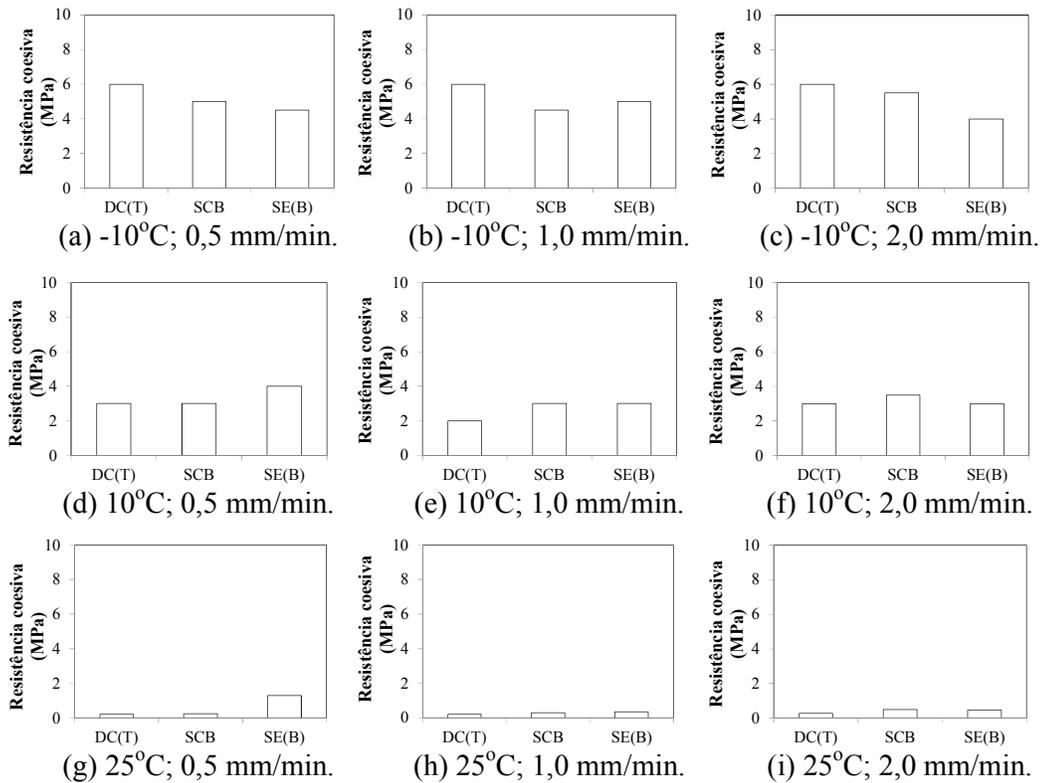
  

GEOMETRIA	25°C_0,5 mm/min.			25°C_1,0 mm/min.			25°C_2,0 mm/min.		
	Numérico	Exp. CTOD	Exp. CMOD	Numérico	Exp. CTOD	Exp. CMOD	Numérico	Exp. CTOD	Exp. CMOD
DC(T)	0,83	0,45	1,00	0,68	0,16	0,56	0,84	0,18	0,45
SCB	0,50	1,00	0,48	0,91	0,90	1,00	0,88	0,77	0,48
SE(B)	1,00	0,73	0,41	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00

Assim como para a energia de fratura, os valores de resistência coesiva foram semelhantes para as três geometrias em todas as combinações de temperatura e taxa de abertura de CTOD avaliadas. Esta observação evidencia a eficiência do procedimento numérico-experimental adotado neste trabalho, já que diferentes propriedades de fratura do material podem ser obtidas a partir da simulação de um único ensaio. Outras metodologias usuais recomendam a determinação das propriedades de fratura a partir de diferentes procedimentos experimentais, o que requer mais tempo e materiais para as caracterizações de laboratório. Além disso, o procedimento numérico-experimental também é baseado em fundamentação teórica mais robusta do que outras metodologias que comumente caracterizam a resistência à fratura de misturas asfálticas com base em medidas globais de força-deslocamento, gerando erros nos cálculos das propriedades de fratura.

Finalmente, a Figura 4.15 mostra resultados da resistência coesiva obtidos da simulação numerica-experimental, onde os resultados dos ensaios SCB também indicam que foram consideravelmente mais próximos aos resultados DC(T) quando comparados aos resultados obtidos para a geometria SE(B). As diferenças na resistência coesiva

entre os ensaios SCB e DC(T) foram, em média, 17%, 22% e 53% para os ensaios feitos a  $-10^{\circ}\text{C}$ ,  $10^{\circ}\text{C}$  e  $25^{\circ}\text{C}$ , respectivamente. Comparando os resultados obtidos para as geometrias SE(B) e DC(T), as diferenças foram, em média, 25%, 28% e 231% para os ensaios feitos a  $-10^{\circ}\text{C}$ ,  $10^{\circ}\text{C}$  e  $25^{\circ}\text{C}$ , respectivamente. A diferença mais significativa observada foi para a geometria SE(B), na temperatura de  $25^{\circ}\text{C}$  e taxa de CTOD de  $0,5\text{ mm/min.}$ , em que foram obtidos valores de  $0,20\text{ MPa}$ ,  $0,25\text{ MPa}$ , e  $1,30\text{ MPa}$  para os ensaios DC(T), SCB e SE(B), respectivamente.



**Figura 4.15. Resistência coesiva obtida a partir da abordagem numérico-experimental para diferentes temperaturas e taxas de CTOD para a MAF 1.**

#### 4.4.2 Resultados da modelagem para a MAF 2

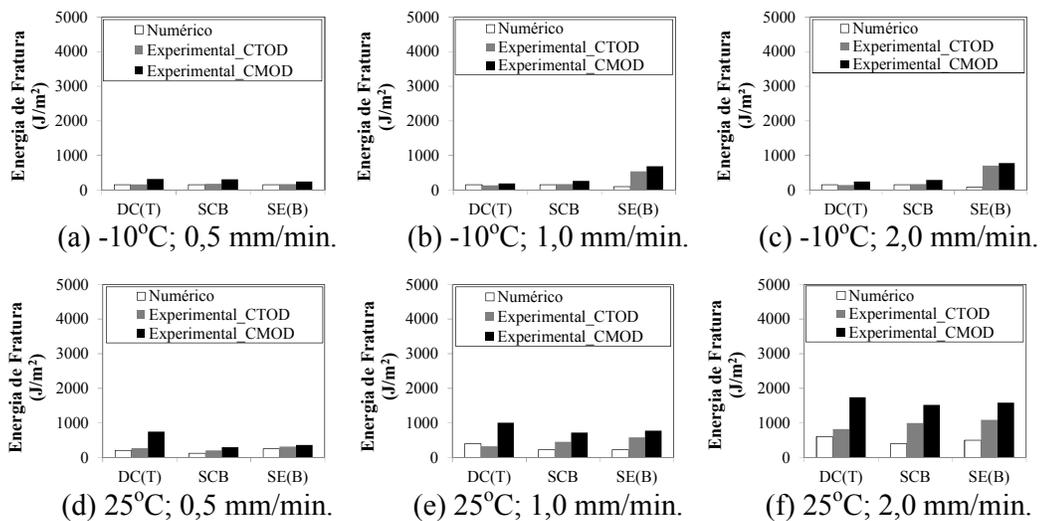
Em geral, as energias de fratura dos ensaios conduzidos a  $-10^{\circ}\text{C}$  foram menores do que as dos testes a  $25^{\circ}\text{C}$ , o que era esperado devido à fratura mais frágil do material a baixas temperaturas.

Por outro lado, foram observadas duas tendências distintas de variação da energia de fratura com a taxa de CTOD: a  $-10^{\circ}\text{C}$ , não houve variação significativa, especialmente para as energias de fratura obtidas a partir do procedimento numérico-experimental, cujos valores foram de aproximadamente  $150\text{ J/m}^2$  para as três geometrias

avaliadas; a 25°C, no entanto, a energia de fratura aumentou com a taxa de CTOD e apresentou valores médios de 208 J/m<sup>2</sup>, 292 J/m<sup>2</sup> e 533 J/m<sup>2</sup> para as taxas de CTOD de 0,5 mm/min., 1,0 mm/min. e 2,0 mm/min., respectivamente.

Da Figura 4.16 e Tabela 4.12, também pode-se observar que as energias de fratura determinadas usando a abordagem numérico-experimental foram mais uniformes para as três geometrias avaliadas do que os resultados obtidos usando abordagens puramente experimentais. Esta uniformidade é de fato desejada pois indica que propriedades de fratura intrínsecas ao material podem ser obtidas nas condições de teste adotadas neste trabalho para diversas configurações de geometria, carregamento das amostras e temperaturas.

A variação na energia de fratura entre as três geometrias avaliadas revelou que as energias de fratura dos ensaios SCB foram mais próximas das análises dos resultados de ensaios DC(T) do que os obtidos a partir de ensaios SE(B). As diferenças entre as energias de fratura dos ensaios SCB e DC(T) foram, em média, 0% e 27% para ensaios realizados a -10°C e 25°C, respectivamente. No caso dos resultados de ensaios SE(B) e DC(T), as variações foram em média, 27% e 28% para ensaios feitos a -10°C e 25°C, respectivamente.



**Figura 4.16. Energias de fratura obtidas a partir de três metodologias de cálculo para diferentes temperaturas e taxas de CTOD para a MAF 2.**

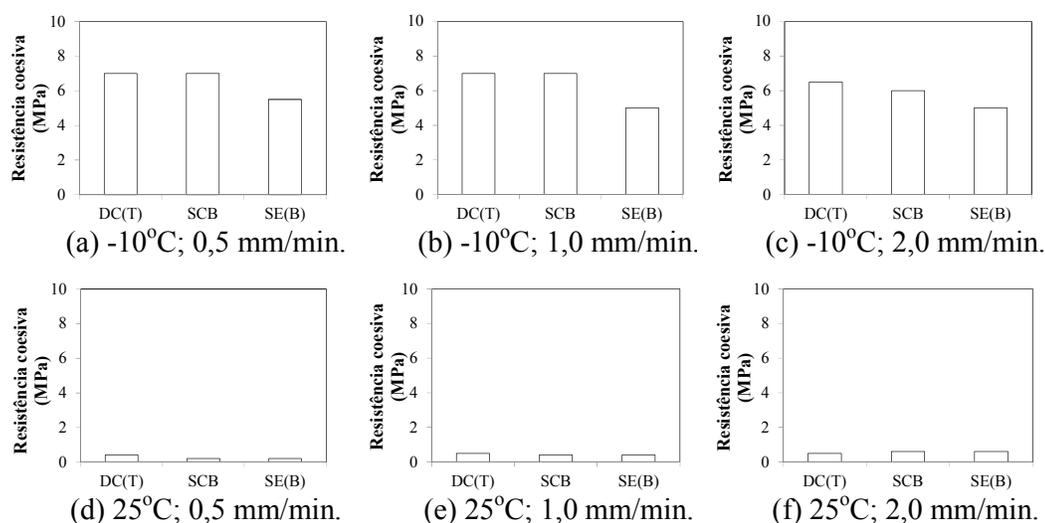
**Tabela 4.12. Relações entre os valores de energia de fratura individuais e máximos para cada condição de ensaio avaliada para a MAF 2.**

GEOMETRIA	-10°C_0,5 mm/min.			-10°C_1,0 mm/min.			-10°C_2,0 mm/min.		
	Numérico	Exp. CTOD	Exp. CMOD	Numérico	Exp. CTOD	Exp. CMOD	Numérico	Exp. CTOD	Exp. CMOD
DC(T)	1,00	0,92	1,00	1,00	0,26	0,28	1,00	0,21	0,31
SCB	1,00	1,00	0,97	1,00	0,33	0,38	1,00	0,25	0,37
SE(B)	1,00	0,98	0,76	0,67	1,00	1,00	0,53	1,00	1,00

GEOMETRIA	25°C_0,5 mm/min.			25°C_1,0 mm/min.			25°C_2,0 mm/min.		
	Numérico	Exp. CTOD	Exp. CMOD	Numérico	Exp. CTOD	Exp. CMOD	Numérico	Exp. CTOD	Exp. CMOD
DC(T)	0,80	0,86	1,00	1,00	0,56	1,00	1,00	0,75	1,00
SCB	0,70	0,64	0,40	0,63	0,78	0,72	0,83	0,91	0,88
SE(B)	1,00	1,00	0,48	0,56	1,00	0,77	0,83	1,00	0,91

A Figura 4.17 mostra que a resistência coesiva apresentou uma tendência de redução com o aumento da temperatura. Para -10°C, a resistência coesiva para as três geometrias avaliadas foi em média de 6,2 MPa para todas as taxas de CTOD (0,5 mm/min., 1,0 mm/min. e 2,0 mm/min.). Já para os ensaios a 25°C, os valores da resistência coesiva foram muito próximos (entre 0,2 MPa e 0,60 MPa) para todas as taxas de CTOD avaliadas e significativamente menores em relação aos valores obtidos a -10°C. Não foi observada variação significativa entre as resistências coesivas para as diferentes taxas de CTOD avaliadas.

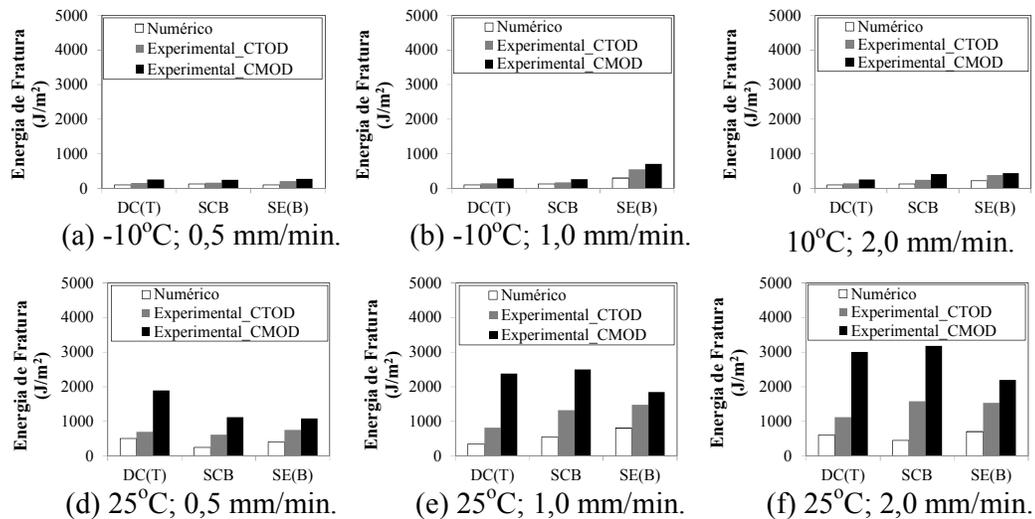


**Figura 4.17. Resistência coesiva obtida a partir da abordagem numérico-experimental para diferentes temperaturas e taxas de CTOD para a MAF 2.**

#### 4.4.3 Resultados da modelagem para a MAF 3

Como observado para as MAFs anteriores, as energias de fratura dos ensaios conduzidos a  $-10^{\circ}\text{C}$  foram menores do que as dos testes a  $25^{\circ}\text{C}$ . Por outro lado, assim como para a MAF 2, foram observadas duas tendências distintas de variação da energia de fratura com a taxa de CTOD: a  $-10^{\circ}\text{C}$ , não houve variação significativa, especialmente para as energias de fratura obtidas a partir do procedimento numérico-experimental, cujos valores foram de 100 a  $125 \text{ J/m}^2$  para as três geometrias avaliadas. A única exceção foi a energia de fratura do teste SE(B) a  $1,0 \text{ mm/min.}$ , cujo valor foi de  $200 \text{ J/m}^2$ . A  $25^{\circ}\text{C}$ , no entanto, a energia de fratura aumentou com a taxa de CTOD e apresentou valores médios de  $383 \text{ J/m}^2$ ,  $517 \text{ J/m}^2$  e  $617 \text{ J/m}^2$  para as taxas de CTOD de  $0,5 \text{ mm/min.}$ ,  $1,0 \text{ mm/min.}$  e  $2,0 \text{ mm/min.}$ , respectivamente.

Da Figura 4.18 e Tabela 4.13, pode-se observar novamente que as energias de fratura determinadas usando a abordagem numérico-experimental foram mais uniformes para as três geometrias avaliadas do que as obtidas a partir de abordagens puramente experimentais. Por exemplo, para  $-10^{\circ}\text{C}$  e taxa de CTOD de  $0,5 \text{ mm/min.}$ , as diferenças obtidas na energia de fratura para os ensaios SCB e SE(B) com relação aos ensaios DC(T) foram 0% e 0%, 10% e 39%, 4% e 5%, respectivamente, para as abordagens numérico-experimental, puramente experimental com base em medidas de CTOD e puramente experimental com base em medidas de CMOD.



**Figura 4.18. Energias de fratura obtidas a partir de três metodologias de cálculo para diferentes temperaturas e taxas de CTOD para a MAF 3.**

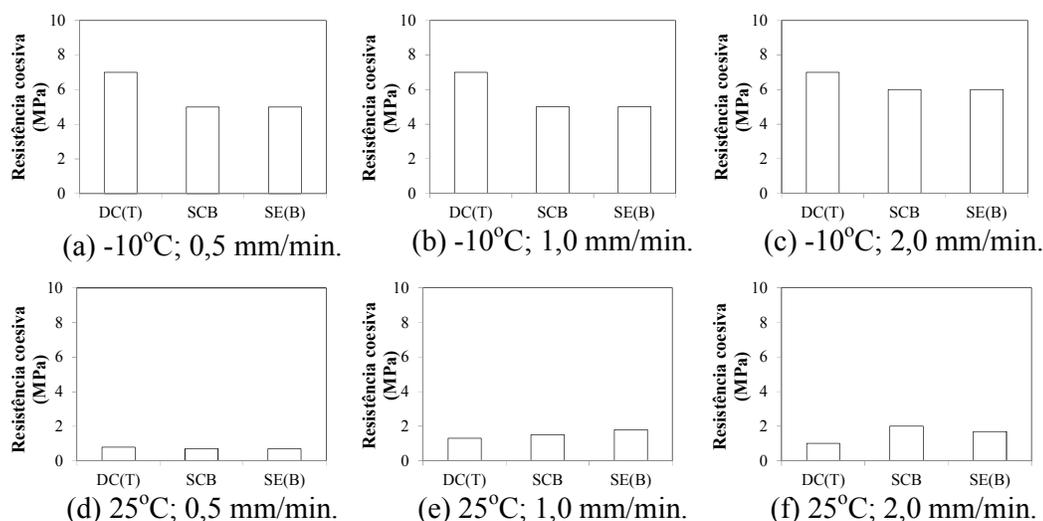
**Tabela 4.13. Relações entre os valores de energia de fratura individuais e máximos para cada condição de ensaio avaliada para a MAF 3.**

GEOMETRIA	-10°C_0,5 mm/min.			-10°C_1,0 mm/min.			-10°C_2,0 mm/min.		
	Numérico	Exp. CTOD	Exp. CMOD	Numérico	Exp. CTOD	Exp. CMOD	Numérico	Exp. CTOD	Exp. CMOD
DC(T)	1,00	0,72	0,95	0,50	0,27	0,40	0,80	0,37	0,59
SCB	1,00	0,79	0,91	0,63	0,31	0,38	0,80	0,64	0,93
SE(B)	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00

GEOMETRIA	25°C_0,5 mm/min.			25°C_1,0 mm/min.			25°C_2,0 mm/min.		
	Numérico	Exp. CTOD	Exp. CMOD	Numérico	Exp. CTOD	Exp. CMOD	Numérico	Exp. CTOD	Exp. CMOD
DC(T)	1,00	0,93	1,00	0,82	0,55	0,95	0,86	0,71	0,94
SCB	0,67	0,81	0,59	1,00	0,89	1,00	0,79	1,00	1,00
SE(B)	0,89	1,00	0,57	1,00	1,00	0,74	1,00	0,97	0,69

A Figura 4.19 mostra que a variação da resistência coesiva com a taxa de CTOD foi dependente da temperatura. Para -10°C, a resistência coesiva teve pequena variação com a taxa de CTOD. Para os testes SCB e SE(B), foram obtidas resistências de 5 MPa, 5 MPa e 6 MPa para taxas de CTOD de 0,5 mm/min., 1,0 mm/min. e 2,0 mm/min., respectivamente. Já para o DC(T), as resistências coesivas obtidas foram de 7 MPa para as três taxas de CTOD. Já para 25°C, os valores médios de resistência coesiva foram de 0,73 MPa, 1,53 MPa e 1,57 MPa para as taxas de CTOD de 0,5 mm/min., 1,0 mm/min. e 2,0 mm/min., respectivamente, indicando um aumento da resistência seguido de estabilização no valor desta propriedade.



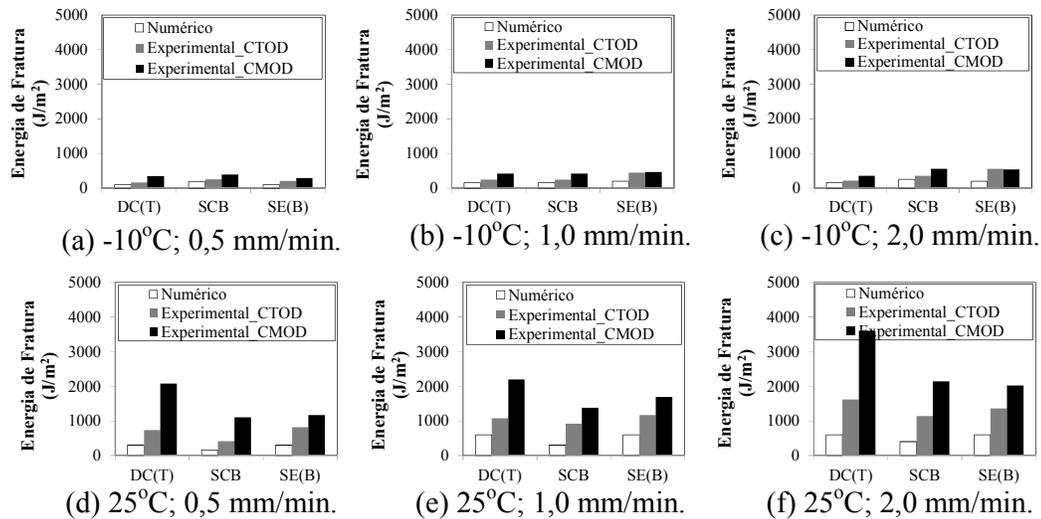
**Figura 4.19. Resistência coesiva obtida a partir da abordagem numérico-experimental para diferentes temperaturas e taxas de CTOD para a MAF 3.**

#### 4.4.4 Resultados da modelagem para a MAF 4

Como também observado para as MAFs anteriores, as energias de fratura dos ensaios conduzidos a  $-10^{\circ}\text{C}$  foram menores do que as dos testes a  $25^{\circ}\text{C}$ .

No entanto, diferente das MAFs 2 e 3, a energia de fratura obtida dos testes a  $-10^{\circ}\text{C}$  apresentou tendência de crescimento com a taxa de CTOD. Os valores médios obtidos foram de  $108 \text{ J/m}^2$ ,  $142 \text{ J/m}^2$  e  $200 \text{ J/m}^2$  para as taxas de  $0,5 \text{ mm/min.}$ ,  $1,0 \text{ mm/min.}$  e  $2,0 \text{ mm/min.}$ , respectivamente. Para os testes a  $25^{\circ}\text{C}$ , os valores encontrados para as mesmas taxas de CTOD foram de  $283 \text{ J/m}^2$ ,  $600 \text{ J/m}^2$  e  $600 \text{ J/m}^2$ .

Da Figura 4.20 e Tabela 4.14, pode-se observar novamente que as energias de fratura determinadas usando a abordagem numérico-experimental foram mais uniformes para as três geometrias avaliadas do que as obtidas a partir de abordagens puramente experimentais. Por exemplo, para  $25^{\circ}\text{C}$  e taxa de CTOD de  $1,0 \text{ mm/min.}$ , as diferenças obtidas na energia de fratura para os ensaios SCB e SE(B) com relação aos ensaios DC(T) foram  $0$  e  $0\%$ ,  $15\%$  e  $8\%$ ,  $37\%$  e  $23\%$ , respectivamente, para as abordagens numérico-experimental, puramente experimental com base em medidas de CTOD e puramente experimental com base em medidas de CMOD.



**Figura 4.20. Energias de fratura obtidas a partir de três metodologias de cálculo para diferentes temperaturas e taxas de CTOD para a MAF 4.**

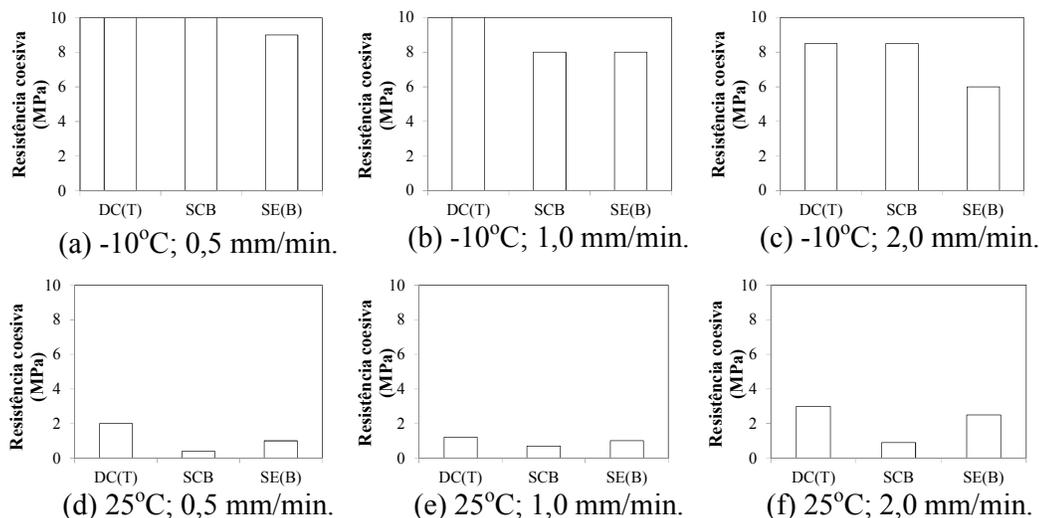
**Tabela 4.14. Relações entre os valores de energia de fratura individuais e máximos para cada condição de ensaio avaliada para a MAF 4.**

GEOMETRIA	-10°C_0,5 mm/min.			-10°C_1,0 mm/min.			-10°C_2,0 mm/min.		
	Numérico	Exp. CTOD	Exp. CMOD	Numérico	Exp. CTOD	Exp. CMOD	Numérico	Exp. CTOD	Exp. CMOD
DC(T)	0,80	0,64	0,86	1,00	0,54	0,91	0,60	0,39	0,64
SCB	1,00	1,00	1,00	0,83	0,56	0,90	1,00	0,63	1,00
SE(B)	0,80	0,81	0,74	1,00	1,00	1,00	0,80	1,00	0,97

GEOMETRIA	25°C_0,5 mm/min.			25°C_1,0 mm/min.			25°C_2,0 mm/min.		
	Numérico	Exp. CTOD	Exp. CMOD	Numérico	Exp. CTOD	Exp. CMOD	Numérico	Exp. CTOD	Exp. CMOD
DC(T)	1,00	0,90	1,00	1,00	0,92	1,00	1,00	1,00	1,00
SCB	0,83	0,50	0,53	1,00	0,79	0,63	1,00	0,70	0,60
SE(B)	1,00	1,00	0,56	1,00	1,00	0,77	1,00	0,84	0,56

A Figura 4.21 mostra que a variação da resistência coesiva com a taxa de CTOD foi dependente da temperatura. Para -10°C, a resistência coesiva tendeu a diminuir com o aumento da taxa de CTOD com valores médios de 9,67 MPa, 8,67 MPa e 7,67 MPa para as taxas de CTOD de 0,5 mm/min., 1,0 mm/min. e 2,0 mm/min., respectivamente. Por outro lado, para os testes a 25°C, houve uma tendência de crescimento nos valores de resistência coesiva, que foram, em média, de 1,13 MPa, 0,97 MPa e 2,13 MPa para as taxas de CTOD de 0,5 mm/min., 1,0 mm/min. e 2,0 mm/min., respectivamente.



**Figura 4.21. Resistência coesiva obtida a partir da abordagem numérico-experimental para diferentes temperaturas e taxas de CTOD para a MAF 4.**

#### 4.5 Influência dos materiais nas características de fratura das MAFs

Com resultados obtidos para as quatro misturas avaliadas, é possível fazer algumas observações sobre a influência dos materiais nas características de fratura das MAFs. É importante ressaltar, no entanto, que os resultados obtidos aqui não necessariamente indicam a qualidade global dos materiais avaliados, sendo mais reflexo dos arranjos dos esqueletos minerais produzidos. Como mencionado, o objetivo principal deste trabalho não foi a avaliação dos materiais em si, mas sim a avaliação do procedimento numérico-experimental explorado como técnica de obtenção de propriedades de fratura de MAFs.

Uma comparação preliminar entre os resultados das MAFs foi feita nesta seção com base nos resultados encontrados para os picos de força e CTODs correspondentes a estes picos de força e ao critério de parada dos ensaios adotados no trabalho, ou seja, aquele correspondente ao nível de força de 100 N.

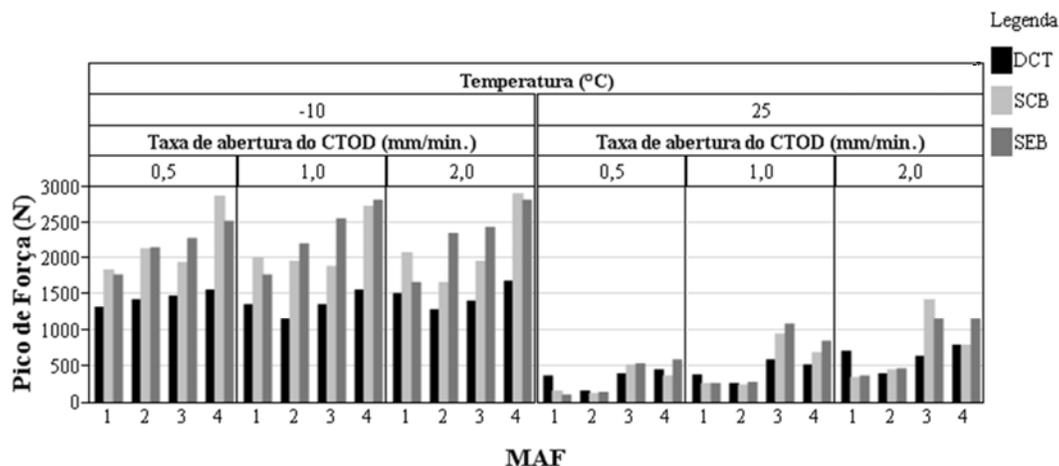
Para as MAFs 1 e 2, a diferença nos resultados obtidos pode estar relacionada com o tipo de agregado usado: Agregado 1 - combinação de pó de pedra da pedreira de Sepetiba e cal CH-I - para a MAF 1 e Agregado 2 - combinação de areia, pó de pedra da pedreira Esam e cal hidratada CH-III - para a MAF 2. O mesmo ligante, CAP 50/70, foi usado em ambas as MAFs. Para as MAFs 2, 3 e 4, as diferenças obtidas podem estar relacionadas ao tipo de ligante adotado (CAP 50/70, CAP 30/45 e CAPFLEX 60/85, respectivamente), já que o mesmo agregado, Agregado 2, foi usado na composição das três MAFs.

Como observado na Figura 4.22, a MAF 4 foi a que apresentou picos de força mais elevados nas duas temperaturas avaliadas, o que pode indicar que a combinação de Agregado 2 e ligante CAPFLEX 60/85 foi a que gerou a MAF mais resistente ao início do dano por fratura. Em geral, a MAF 3 também gerou picos de força maiores do que a MAF 2, o que pode indicar a maior resistência ao início do dano por fratura da MAF composta por CAP 30/45 do que da MAF composta por CAP 50/70.

Os picos de força também foram influenciados pelo tipo de agregado. Em geral, a MAF 1 (Agregado 1 e CAP 50/70) apresentou picos de força inferiores aos da MAF 2 (Agregado 2 e CAP 50/70) para a taxa mais lenta de abertura do (0,5 mm/min.). Para as taxas de abertura mais elevadas (1,0 mm/min. e 2,0 mm/min.), tendência semelhante foi observada para os testes SE(B). Para os ensaios DC(T) e SCB, em geral, a MAF 1 apresentou picos de força semelhantes ou ligeiramente maiores do que a MAF 2.

Assim como a  $-10^{\circ}\text{C}$ , a  $25^{\circ}\text{C}$ , as MAFs produzidas com CAP 30/45 e CAPFLEX 60/85 (MAFs 3 e 4, respectivamente) foram mais resistentes ao início do dano por fratura do que as MAFs fabricadas com o CAP 50/70 (MAFs 1 e 2).

Por outro lado, o efeito do tipo de agregado não foi tão evidente nos ensaios realizados a  $25^{\circ}\text{C}$ , já que as MAFs 1 e 2 geralmente apresentaram valores semelhantes nos picos de força. A exceção foi para os resultados do ensaio DC(T), em que a MAF 1 apresentou maiores valores de força pico nas três taxas de abertura do CTOD avaliadas.



**Figura 4.22. Picos de força das MAFs ensaiadas em diferentes condições de temperatura e taxa de abertura do CTOD nesta pesquisa.**

Além do pico de força, que está relacionado à resistência do material, as magnitudes do CTOD correspondentes a este pico de força e ao final do processo de fratura são dois parâmetros importantes que devem ser avaliados.

A Figura 4.23 apresenta os valores do CTOD correspondentes ao pico de força para as MAFs nas diferentes condições de ensaio avaliadas neste trabalho. Este ponto é importante porque também está relacionado à resistência do material. Já a Figura 4.24 mostra os valores do CTOD quando a força de 100 N foi atingida durante os ensaios. Neste ponto, a capacidade de carga do material foi considerada baixa devido à macrotrinca formada e propagada durante o processo de fratura.

Da Figura 4.23, pode-se observar que, a  $-10^{\circ}\text{C}$ , os efeitos dos materiais nos valores de CTOD no pico de força e a 100 N não foram tão pronunciados, já que, nesta temperatura, os CTODs foram geralmente muito baixos para todas as misturas, o que era esperado dada a fragilidade do material a temperaturas mais baixas. Algumas exceções foram observadas, especialmente nos valores de CTOD final para os testes SE(B) da MAF 2 (Agregado 2 e CAP 50/70) a  $1,0\text{ mm/min.}$  e a  $2,0\text{ mm/min.}$ , que foram

maiores do que os das outras MAFs, e de CTOD final para o teste DC(T) da MAF 1 (Agregado 1 e CAP 50/70), que também foi maior do que os das outras MAFs testadas nas mesmas condições.

A 25°C, em geral, a MAF 2 foi a que apresentou os maiores valores de CTOD correspondentes aos picos de força. A outra mistura contendo o CAP 50/70 (MAF 1), mas agregado diferente (Agregado 1), também apresentou boa capacidade de suportar os esforços indutores da formação das macrotrincas, já que seus valores de CTOD correspondentes aos picos de força foram, em geral e com poucas exceções, semelhantes ou maiores do que os observados para as MAFs 3 e 4.

A Figura 4.24, por sua vez, mostra que a MAF 1 apresentou CTODs menores do que as outras MAFs no final do processo de fratura. Tais diferenças foram mais pronunciadas nas taxas mais lentas de CTOD. Para a taxa de 2,0 mm/min., a MAF 1 apresentou CTOD final semelhante ao das outras MAFs no teste DC(T), mas geralmente inferior nos testes de flexão. Além disso, a MAF 3 (Agregado 2 e CAP 30/45) apresentou CTODs finais maiores do que as outras MAFs para a taxa de 0,5 mm/min., mas a diferença entre os CTODs das MAFs 2, 3 e 4 foram diminuindo com o aumento desta taxa. Para 2,0 mm/min., estas MAFs apresentaram CTODs finais semelhantes, a não ser a MAF 2 no teste SE(B), cujo CTOD final foi consideravelmente maior do que os CTODs das outras MAFs.

É importante ressaltar novamente que estudos futuros são necessários para a obtenção de conclusões mais definitivas sobre o efeito dos materiais nas características de fratura das MAFs. Para isso, serão necessários alguns procedimentos diferentes dos adotados nesta dissertação. Por exemplo, cada MAF deverá ser dosada individualmente, de acordo com as características dos seus materiais, para a determinação de seus parâmetros volumétricos. Neste trabalho, a MAF 1 foi dosada e a mesma granulometria de agregados e o mesmo teor de ligante foram adotados para as MAFs 2, 3 e 4, o que pode impossibilitar a comparação direta entre os resultados das MAFs com a finalidade de classificação da qualidade dos materiais.

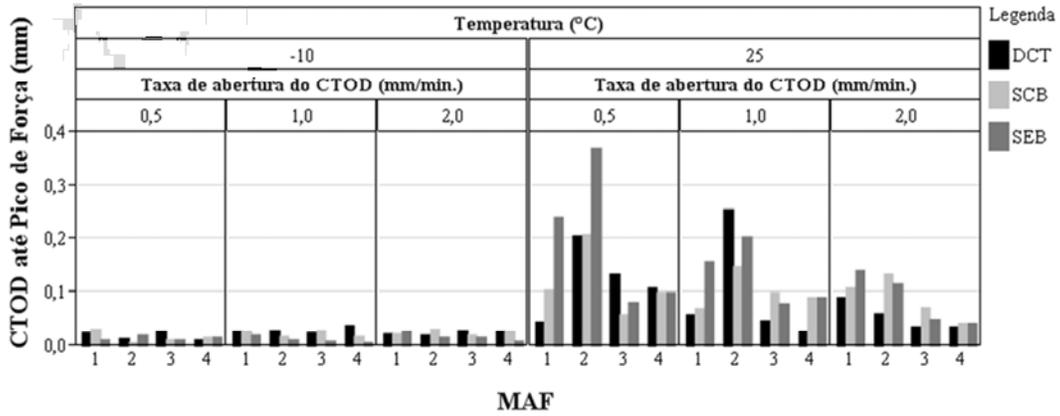


Figura 4.23. CTODs até o pico de força das MAFs ensaiadas nesta pesquisa em diferentes condições de temperatura e taxa de abertura de trinca.

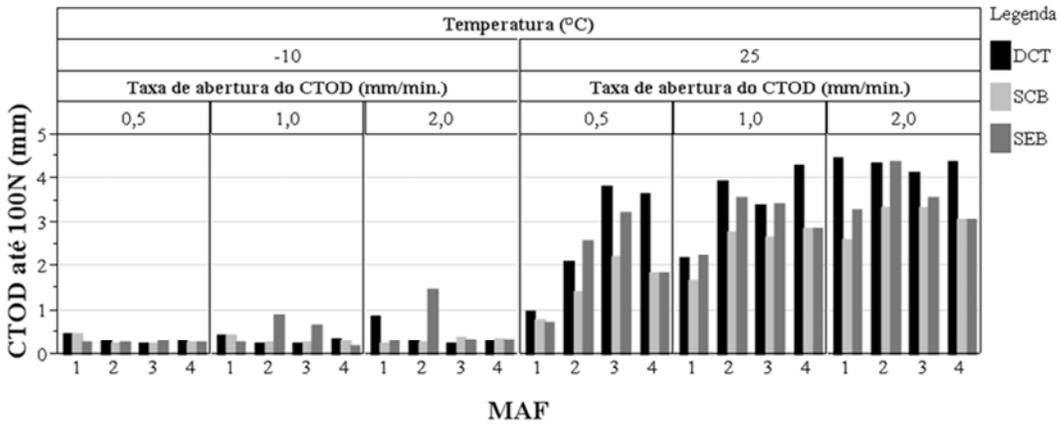


Figura 4.24. CTODs para força de 100 N das MAFs ensaiadas nesta pesquisa em diferentes condições de temperatura e taxa de abertura de trinca.

## 5. Conclusões e sugestões de pesquisas futuras

Este trabalho avaliou características de fratura em modo I de quatro misturas asfálticas de agregados finos (MAFs), compostas por diferentes agregados e ligantes asfálticos. Testes foram conduzidos em laboratório em diferentes temperaturas (-10°C, 10°C e 25°C) e taxas de propagação de trincas (0,5 mm/min., 1,0 mm/min. e 2,0 mm/min.) e considerando as três configurações de ensaios de fratura mais usadas na literatura: flexão de semi-círculos (SCB), flexão de vigas prismáticas com uma fenda (SE(B)) e tração em disco com uma fenda (DC(T)).

Através dos experimentos realizados, foi possível verificar que a geometria SE(B) apresentou maiores dificuldades de fabricação em laboratório em relação às outras geometrias testadas. No caso das geometrias SCB e DC(T), ambas apresentaram uma maior simplicidade e eficiência no processo de fabricação a partir de corpos de prova cilíndricos compactados em laboratório. Contudo, foi possível obter o dobro de amostras SCB com a mesma quantidade de material utilizado para uma amostra DC(T). No entanto, a análise dos resultados de ensaios SCB necessitam de um conhecimento mais aprofundado para a interpretação das características do processo de fratura.

Um procedimento numérico-experimental recentemente proposto na literatura foi adotado para a caracterização de propriedades de fratura das MAFs, que foram modeladas como materiais viscoelásticos lineares, homogêneos e isotrópicos. O modelo numérico baseou-se no método dos elementos finitos e na teoria de fratura por zonas coesivas e foi calibrado até que as propriedades de fratura, resistência e energia de fratura resultassem em curvas de força-deslocamento equivalentes às obtidas nos ensaios de laboratório.

Os resultados obtidos indicam que as propriedades de fratura variaram com a temperatura e velocidade de propagação da fissura. Diferentes tendências de variação foram observadas para as MAFs avaliadas, mas em geral pode-se dizer que os resultados indicaram que a resistência coesiva e a força pico diminuíram com o aumento da temperatura. Além disso, foi observado um aumento da resistência coesiva, da força pico e da energia de fratura com o aumento da velocidade ou taxa de carregamento.

Os resultados também mostraram que o procedimento numérico-experimental gerou propriedades de fratura que foram significativamente mais uniformes, ou seja, independentes da geometria e configuração de ensaio, do que os procedimentos puramente experimentais testados. Isto se deu porque o cálculo de propriedades como a

energia de fratura dos materiais a partir da integração de curvas força-deslocamento inclui outras fontes de dissipação de energia além da energia de fratura em si, resultando em valores superestimados para esta propriedade.

Diferente de outras metodologias, o procedimento numérico-experimental adotado não requer a realização de diversos ensaios para a determinação das diferentes propriedades de fratura do material, permitindo que simulações de um único ensaio a partir do conceito de zonas coesivas de fratura possam ser realizadas para a determinação e caracterização local do processo de fratura.

Este fato, aliado à uniformidade dos resultados encontrados para os ensaios SCB, SE(B) e DC(T), torna o procedimento numérico-experimental eficiente e atrativo, já que simulações de configurações de ensaios mais simples e que usem menores quantidades de materiais na fabricação de amostras podem ser realizadas. Tendo isto em conta, a geometria SCB pode ser considerada como uma alternativa promissora para caracterizar o processo de fratura da MAF.

Este trabalho é parte fundamental de um modelo computacional microestrutural em desenvolvimento para simular o comportamento mecânico de misturas asfálticas a partir de propriedades e características geométricas dos seus constituintes. Espera-se que a versão final do modelo, que requer o entendimento sobre as características de fratura de MAFs explorado neste trabalho, seja disponibilizada para a comunidade de pavimentação como uma ferramenta eficiente de análise e projeto de misturas asfálticas e pavimentos com significativa economia de tempo e materiais investidos em campanhas experimentais.

Para trabalhos futuros, sugerem-se os seguintes tópicos:

- Desenvolvimento ou adaptação de métodos para a dosagem de misturas MAF a partir de características volumétricas de concretos asfálticos correspondentes;
- Investigação sobre a necessidade da consideração de outros modelos constitutivos além da viscoelasticidade linear para modelar o comportamento das MAFs nas simulações do processo de fratura, especialmente em temperaturas intermediárias;
- Determinação de propriedades de fratura de MAFs em modo I em condições adicionais de temperatura e taxa de propagação de fissuras para uma investigação mais completa dos efeitos destas variáveis no processo de fratura;

- Determinação de propriedades de fratura em modo II e modo combinado;
- Incorporação das propriedades de fratura de misturas MAF em modos I, II e combinado em simulações do comportamento mecânico de concretos asfálticos correspondentes para diferentes condições de temperatura e velocidade de fratura.

## Referências bibliográficas

- AASHTO M320. (2010). *Standard specification for performance-graded asphalt binder*. American Association of State Highway and Transportation Officials. Washington, Estados Unidos.
- AASHTO M323. (2013). *Standard specification for superpave volumetric mix design*. American Association of State Highway and Transportation Officials. Washington, Estados Unidos.
- AASHTO MP19. (2010). *Performance-graded asphalt binder using multiple stress creep recovery (MSCR)*. American Association of State Highway and Transportation Officials. Washington, Estados Unidos.
- AASHTO R28. (2009). *Accelerated aging of asphalt binder using a pressurized aging vessel (PAV)*. American Association of State Highway and Transportation Officials. Washington D.C., Estados Unidos.
- AASHTO T240 (2013). *Effect of heat and air on a moving film of asphalt binder (Rolling Thin-Film Oven Test)*. American Association of State Highway and Transportation Officials. Washington D.C., Estados Unidos.
- AASHTO T209 (2010). *Theoretical maximum specific gravity and density of hot mix asphalt*. American Association of State Highway and Transportation Officials. Washington D.C., Estados Unidos.
- AASHTO T313 (2012). *Determining the flexural creep stiffness of asphalt binder using the bending beam rheometer (BBR)*. American Association of State Highway and Transportation Officials. Washington D.C., Estados Unidos.
- AASHTO T315 (2012). *Determining the rheological properties of asphalt binder using a dynamic shear rheometer (DSR)*. American Association of State Highway and Transportation Officials. Washington D.C., Estados Unidos.
- AASHTO T316 (2006). *Viscosity determination of asphalt binder using rotation viscometer (RV)*. American Association of State Highway and Transportation Officials. Washington D.C., Estados Unidos.

- AASHTO T48 (2006). *Flash and fire points by Cleveland open cup*. American Association of State Highway and Transportation Officials. Washington D.C., Estados Unidos.
- AASHTO TP70 (2009). *Multiple stress creep recovery (MSCR) test of asphalt binder using a dynamic shear rheometer (DSR)*. American Association of State Highway and Transportation Officials. Washington D.C., Estados Unidos.
- AASHTO T327 (2012). *Standard method of test for resistance of coarse aggregate to degradation by abrasion in the micro-deval apparatus*. American Association of State Highway and Transportation Officials. Washington D.C., Estados Unidos.
- ABDULSHAFI, A.A., MAJIDZADEH, K. (1985). *J-integral and cyclic plasticity approach to fatigue and fracture of asphalt mixes*. Transportation Research Record, No. 1034. Transportation Research Board of the National Academies. Washington, D.C.
- ALIHA, M.R.M., BEHBAHANI, H., FAZAELI, H., REZAIFAR, M.H. (2015). *Experimental study on mode I fracture toughness of different asphalt mixtures*. Sharif University of Technology. Scientia Iranica(22), pp. 120-130.
- ALLEN, D.H., SEARCY, C.R. (2001). *A micromechanically based model for predicting dynamic damage evolution in ductile polymers*. Mech. Mater., 33, 177-184.
- AMARAL, S.D.C. (2000). *Estudos de misturas asfálticas densas com agregados do estado do Pará, utilizando asfalto convencional (CAP-40) e asfalto modificado com polímero SBS (Betuflex B 65/60)*. Dissertação para obtenção do título de mestre em Engenharia Civil. Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, Brasil.
- AMORIM, J.A. (2007). *Aplicação de modelos coesivos intrínsecos na simulação da propagação dinâmica de fraturas*. Dissertação para obtenção do título de mestre em mestre na área de concentração de estruturas. Universidade federal de Alagoas. Brasil.

- ARAGÃO, F.T.S., KIM, Y.R. (2010). *Modeling fracture and failure of heterogeneous and inelastic asphaltic materials using the cohesive zone concept and the finite element method*. ASCE GeoFlorida Congress: Advances in Analysis, Modeling & Design. West Palm Beach, FL, Estados Unidos. pp. 2662-2671.
- ARAGÃO, F.T.S. (2011). *Computational microstructure modeling of asphalt mixtures subjected to rate-dependent fracture*. Tese de Doutorado. University of Nebraska - Lincoln. Lincoln, Estados Unidos.
- ARAGÃO, F.T.S., KIM, Y.R., LEE, J., ALLEN, D.H. (2011). *Micromechanical model for heterogeneous asphalt concrete mixtures subjected to fracture failure*. Journal of Materials in Civil Engineering, ASCE, Vol. 23(1), pp. 30-38.
- ARAGÃO, F.T.S., KIM, Y.R. (2011). *Characterization of fracture properties of asphalt mixtures based on cohesive zone modeling and digital image correlation technique*. Transportation Research Board, TRB (versão eletrônica), National Research Council, Washington, D.C. Estados Unidos.
- ARAGÃO, F.T.S., KIM, Y.R. (2012). *Mode I fracture characterization of bituminous paving mixtures at intermediate service temperatures*. Experimental Mechanics, Vol. 52. pp. 1423-1434.
- ARAGÃO, F.T.S., KIM, Y.R., SOARES, J.B. (2012). *A rate-dependent cohesive zone fracture model for asphaltic materials*. 2nd International Symposium on Asphalt Pavements & Environment. Fortaleza, Brasil.
- ARAGÃO, F.T.S., KIM, Y.R., HAFT-JAVAHERIAN, M. (2012). *Modeling rate-dependent fracture behavior of asphalt mixtures*. Transportation Research Board, TRB, National Research Council, Washington, D.C. Estados Unidos.
- ARAGÃO, F.T.S., HARTMANN, D. A., MOTTA, L.M.G., CASTELO, V.T.F. (2013). *Investigação sobre procedimentos experimentais para a determinação de propriedades de fratura de misturas asfálticas*. XVII Congresso Ibero Latino-Americano del Asfalto. Antigua Guatemala.
- ARAGÃO, F.T.S., HARTMANN, D.A., KIM, Y.R., MOTTA, L.M.G., HAFT-JAVAHERIAN, M. (2014). *A numerical-experimental approach to characterize fracture properties of asphalt mixtures at low in-service temperatures*. Transportation Research Record: Journal of the

Transportation Research Board, No. 2447. Transportation Research Board of the National Academies. Washington, D.C. pp. 42-50

ARAGÃO, F.T.S., KIM, Y.R. (2014). *Modeling the effects of constituent properties on the mechanical behavior of asphalt mixtures*. 12th ISAP Conference on Asphalt Pavements. Raleigh, North Carolina. v. 2. p. 1365-1374.

ARAGÃO, F.T.S., HARTMANN, D.A., BADILLA, G.A., PAZOS, A.G. (2015). *Caracterização de propriedades de fratura de misturas asfálticas para diferentes temperaturas e taxas de carregamento*. XVI Congresso Ibero Latino-Americano del Asfalto. Bariloche, Argentina.

ARAGÃO, F.T.S., HARTMANN, D.A., BADILLA, G.A., PAZOS, A.G., KIM, Y.R. (2015). *Modelagem computacional microestrutural: uma alternativa para a caracterização do comportamento mecânico de misturas asfálticas*. XXIX Congresso Nacional de Pesquisa e Ensino em Transporte da ANPET. Ouro Preto, Minas Gerais, Brasil.

ARAGÃO, F.T.S., HARTMANN, D.A., PAZOS, A.G., KIM, Y.R. (2015). *Virtual fabrication and computational simulation of asphalt concrete microstructure*. International journal of pavement engineering, v. 16. P. 1-12.

ARAGÃO, F.T.S., HARTMANN, D.A., BADILLA, G.A., KIM, Y.R. (2016). *Evaluation of temperature- and rate-dependent fracture characteristics of asphalt mixtures with three geometries: SCB, DC(T), and SE(B)*. Transportation Research Board, TRB, National Research Council, Washington, D.C. Estados Unidos.

ARAMBULA, E., MASAD, E., EPPS, A. (2007). *Moisture susceptibility of asphalt mixtures with known field performance using dynamic analysis and a crack growth model*. Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board. Washington, DC.

ASTM D2041 (2011). *Standard test method for theoretical maximum specific gravity and density of bituminous paving mixtures*. ASTM International.

ASTM D4402 (2012). *Standard test method for viscosity determination of asphalt at elevated temperatures using a rotational viscometer*. ASTM International.

- ASTM D7313 (2007). *Standard test method for determining fracture energy of asphalt-aggregate mixtures using the disk-shaped compact tension geometry*. ASTM International.
- ASTM E399 (2002). *Standard test method for plane-strain fracture toughness of metallic materials*. Annual Book of ASTM Standards, ASTM International.
- BASHAM, K.D., CHONG, K.P., BOSERI, A.P. (1990). *A new development in devising tension-softening curves for brittle materials*. Em Proceedings of the Ninth International Conference on Experimental Mechanics, Copenhagen, Denmark, 1423-1432.
- BAZANT, Z.P., BECQ-GIRAUDON, E. (2002). *Statistical prediction of fracture parameters of concrete and implications for choice of testing standard*. Cement and Concrete Research, 32(4), pp. 529-556.
- BORGES, J. (2002). *Análise do comportamento de vigas de concreto de alto desempenho por meio da mecânica da fratura*. Tese de Doutorado. Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. São Paulo, Brasil.
- BRAZ, D. (1997). *Tomografia computadorizada no estudo da mecânica da fratura em misturas asfálticas*. Tese de Doutorado. COPPE/UFRJ. Rio de Janeiro, Brasil.
- BUENO, E.M.R., BITTENCOURT, T.N. (1998). *Introdução aos conceitos básicos da mecânica da fratura elastoplástica*. Boletim Técnico BT/PEF-9805. Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. São Paulo, Brasil.
- BUDNY, J. (2012). *Avaliação do comportamento mecânico de misturas asfálticas mornas*. Dissertação de Mestrado. COPPE/UFRJ. Rio de Janeiro, Brasil.
- CAMPOS, A.M.L.D.S. (2008). *O efeito da temperatura de queima no agregado sintético de argila calcinada, aplicado em concreto asfáltico*. Dissertação para a obtenção do título de mestre em Engenharia Civil. Universidade Federal do Amazonas. Manaus. Brasil.
- CASTELO BRANCO, V.T.F. (2008). *A unified method for the analysis of nonlinear viscoelasticity and fatigue cracking of asphalt mixes using the dynamic mechanical analyser*. Tese de doutorado. Texas A&M University. College Station, TX.

- CHANDRA, N., LI, H., SHET, C. E GHONEM, H. (2002). *Some issues in the application of cohesive zone models for metal-ceramic interfaces*. International Journal of Solids and Structures, 39, pp. 2827-2855.
- CHANG, S.H., LEE, C.I., JEON, S. (2002). *Measurement of rock fracture toughness under modes I and II and mixed-mode conditions by using disc-type specimens*. Engineering Geology 66, pp. 79-97.
- CHONG, K.P., VI, L.C., EINSTEIN, H.H. (1989). *Size effects, process zone and tension softening behavior in fracture of geomaterials*. Engineering Fracture Mechanics. Volume 34, Issue 3, p.p. 669-678.
- CONFEDERAÇÃO NACIONAL DO TRANSPORTE, CNT. (2015a). *Pesquisa CNT de rodovias 2015: relatório Gerencial*. CNT: SEST: SENAT. Brasília.
- CONFEDERAÇÃO NACIONAL DO TRANSPORTE, CNT. (2015b). *Boletim estatístico –CNT- Julho 2015*. CNT: SEST: SENAT. Brasília.
- COPPEAD (2007). *Transporte de cargas no Brasil: ameaças e oportunidades para o desenvolvimento do país*. Centro de estudos em logística. Universidade Federal do Rio de Janeiro. Rio de Janeiro, Brasil.
- COUTINHO, R.P., BABADOPULOS, L.F.A.L., CASTELO BRANCO, V.T.F., SOARES, J.B. (2011). *Proposição de um novo método de dosagem para representação da parte fina de misturas asfálticas*. XVI Congresso Ibero Latino-Americano del Asfalto. Rio de Janeiro, Brasil.
- COUTINHO, R.P. (2012). *Utilização da parte fina de misturas asfálticas para avaliação do dano por fadiga*. Dissertação para a obtenção do título de mestre em Engenharia Civil. Universidade Federal do Ceará. Fortaleza, Brasil.
- DEPARTAMENTO NACIONAL DE INFRAESTRUTURA DE TRANSPORTES, DNIT. (2011). *Manual de gerência de pavimentos. Pavimentação – Manuais*. I. Série. II Diretoria Executiva. Instituto de Pesquisas Rodoviárias - Rio de Janeiro, Brasil.
- DEPARTAMENTO NACIONAL DE INFRAESTRUTURA DE TRANSPORTES, DNIT. (2014). *Sistema viário nacional*. Instituto de Pesquisas Rodoviárias - Rio de Janeiro, Brasil.

- EFFTING, C. (2004). *Mecânica da fratura aplicada aos materiais duteis e frágeis*. Tese de Mestrado. Universidade do estado de Santa Catarina. Santa Catarina, Brasil.
- FORTES, C. (2003). *Apostila mecânica da fratura*. Assistência Técnica Consumíveis – ESAB BR.
- FREIRE, R.A., CASTELO BRANCO, V.T.F., VASCONCELOS, K.L. (2014). *Avaliação da resistência ao trincamento de misturas asfálticas compostas por agregados miúdos com diferentes tamanhos máximos nominais*. Transportes, 22, n.3, pp. 117-127.
- FREITAS, F.A.C. (2007). *A theoretical and experimental technique to measure fracture properties in viscoelastic solids*. Tese de Doutorado. University of Nebraska - Lincoln. Lincoln, Estados Unidos.
- FREITAS, F.A.C., KIM, Y.R., ALLEN, D.H., ARAGÃO, F.T.S (2007). *A theoretical and experimental technique to characterize fracture in asphalt mixtures and pavements*. Transportation Research Board, TRB, National Research Council, Washington, D.C. Estados Unidos.
- GUDDATI, M.N., FENG, Z., KIM, Y.R. (2002). *Toward a micromechanics-based procedure to characterize fatigue performance of asphalt concrete*. Annual Meeting of Transportation Research Board, TRB, National Research Council, Washington, D.C. Estados Unidos.
- GUINEA, G.V., PLANAS, J., E ELICES, M. (1994). *A general bilinear fit for the softening curve of concrete*. Materiaux constr., 27 (2), pp. 99-105.
- HASHIN, Z. (1965). *Viscoelastic behavior of heterogeneous media*. Journal of Applied Mechanics, pp. 630-636.
- HARTMANN, D.A. ; ARAGÃO, F.T.S. ; PAZOS, A.G. (2014). *Simulação do comportamento mecânico de misturas asfálticas de agregados finos através da abordagem computacional microestrutural*. 21º Encontro de Asfalto do Instituto Brasileiro de Petróleo, Rio de Janeiro, Brasil.
- HIRSCH, F. (2009). *Avaliação das propriedades de misturas asfálticas através do ensaio de tração em disco circular com fenda*. Dissertação de Mestrado COPPE/UFRJ. Rio de Janeiro, Brasil.

- JACOB, M.M., HOPMAN, P.C., MOLENAAR, A.A.A. (1996). *Application of fracture mechanics in principles to analyze cracking in asphalt concrete*. Journal of the Association of Asphalt Paving Technologists 65, pp. 1-39.
- JENQ, Y.S., PERNG J.D. (1991). *Analysis of crack propagation in asphalt concrete using cohesive crack model*. Transportation Research Record, TRR, National Research Council, Washington, D.C. Estados Unidos. No. 1317, 90-99.
- JENQ, Y.S., LIAW, C., LIU, P. (1993). *Analysis of crack resistance of asphalt concrete overlays – a fracture mechanics approach*. Transportation Research Record, TRR, National Research Council, Washington, D.C. Estados Unidos. No. 1388, 160-166.
- KARKI, P. (2010). *Computational and experimental characterization of bituminous composites based on experimentally determined properties of constituents*. Dissertação de Mestrado. University of Nebraska - Lincoln. Lincoln, Estados Unidos.
- KHALID, H.A., ARTAMENDI, I. (2008). *Measurement and effective evaluation of crack growth in asphalt mixtures*. Pavement cracking: mechanism, modeling, detection, testing, and case histories. Edited by I. L. Al-Qadi, T. Scarpas, and A. Loizos, CRC Press, 417-425.
- KIM, Y.R, ARAGÃO, F.T.S. (2013). *Microstructure modeling of rate-dependent fracture behavior in bituminous paving mixtures*. Finite Elements in Analysis and Design. 63. Elsevier. pp. 23-32.
- KIM, Y.R, SOOHYOK, I., BAN, H., ARAGÃO, F.T.S. (2014). *Impact of truck loading on design and analysis of asphaltic pavement structures-phase IV: Mixed-mode fracture characterization*. Final Report. WBS:25-1121-0003-205. Mid-america transportation Center. Nebraska. Estados Unidos.
- LOPEZ, J.M.M. (2010). *Modelagem do trincamento de misturas asfálticas pelo método dos elementos discretos*. Dissertação de Mestrado, PUC-Rio. Rio de Janeiro, Brasil.

- LI, S., LIU, W.K. (2000). *Numerical simulations of strain localization in inelastic solids using meshfree methods*. International Journal for Numerical Methods in Engineering 48, pp. 1285-1309.
- LI, X., MARASTEANU, M.O. (2004). *Evaluation of the Low Temperature Fracture Resistance of Asphalt Mixtures Using the Semi Circular Bend Test*. Journal of the Association of Asphalt Paving Technologists, Vol. 73, pp. 401-426.
- LI, X., MARASTEANU, M.O. (2010). *Using Semi Circular Bending Test to Evaluate Low Temperature Fracture Resistance for Asphalt Concrete*. Experimental Mechanics, Vol. 50, pp. 867-876.
- MAJIDZADEH, K., KAUFFMANN, E., RAMSAMOOJ, D. (1971). *Application of fracture mechanics in the analysis of pavement fatigue*. Proceedings of the Association of Asphalt Paving Technologists, Vol. 40, pp. 227-246.
- MARASTEANU, M.O., DAI, S.T., LABUZ, J.F., LI, X. (2002). *Determining the Low-Temperature Fracture Toughness of Asphalt Mixtures*. In Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board, No. 1789, TRB, National Research Council, Washington, D.C., pp. 191-199.
- MARASTEANU, M.O., BUTTLAR, W., BAHIA, H. E WILLIAMS, C. (2012). *Investigation of Low Temperature Cracking in Asphalt Pavements, National Pooled Fund Study -Phase II*. Final Report MN/RC 2012-23. Minnesota Department of Transportation. Minnesota, Estados Unidos.
- MASAD, E., CASTELO BRANCO, V.T.F., LITTLE, D.N., LYTTON, R. (2007). *A unified method for the analysis of controlled-strain and controlled-stress fatigue testing*. International Journal of Pavement Engineering, vol. 9, pp. 233-246.
- MEDINA, J., MOTTA, L.M.G. (2005). *Mecânica dos pavimentos*. Segunda edição. Editora UFRJ. Rio de Janeiro. Brasil.
- MOBASHER, B., MAMLOUK, M., LIN, H. (1997). *Evaluation of crack propagation properties of asphalt mixtures*. Journal of Transportation Engineering, 123 (5), pp. 405-413.
- MOHAMMAD, L.N., KABIR, M.D. (2008). *Evaluation of fracture properties of hot mix asphalt. Pavement cracking: mechanism, m mechanism, modeling,*

*detection, testing, and case histories*. Edited by I. L. Al-Qadi, T. Scarpas, and A. Loizos, CRC Press, pp. 427-436.

MONTESTRUQUE, G., VASCONCELOS, K.L., Bernucci, L.L.B. (2010). *Ensaio de flexão em amostra semi-circular com fenda e análise de imagens para caracterização da resistência à fratura de misturas tipo AAUQ*. XXIV Congresso de Pesquisa e Ensino em Transportes. ANPET. Salvador, Bahia. Brasil.

MORRISON, G.R., RODRIGUEZ, G.M. (1996). *Low temperature failure in particulate-filled asphalt binders and asphalt concrete mixes*. Journal of the Association of Asphalt Paving Technologists 65, pp. 159-192.

NASCIMENTO, F.A.C., ARAUJO, M.M.M., GUIMARÃES, A.C.R. (2010). *Avaliação do comportamento mecânico de misturas asfálticas elaboradas com cimento asfáltico de petróleo modificado por asfalto natural (CAP TLA)*. 40ª Reunião Anual de Pavimentação, Rio de Janeiro. Brasil.

NSENGIYUMVA, G., KIM, Y.R., YOU, T. (2015). *Development of a semicircular bend (SCB) test method for performance testing of Nebraska asphalt mixtures*. Report No. SPR-P1(15) MPMC07. Nebraska Transportation Center.

PARIS, P.C. E ERDOGAN, F. (1963). *A critical analysis of crack propagation laws, Transactions of the American Society for Mechanical Engineering*. Journal of Basic Engineering, Series D, v. 85 (3).

PARK, K., PAULINO, G.H., E ROESLER, J.R. (2008). *Determination of the kink point in the bilinear softening model for concrete*. Eng. Fract. Mech., 75 (13), pp. 3806-3818.

PAZOS, A.G. (2015). *Efeitos de propriedades morfológicas de agregados no comportamento mecânico de misturas asfálticas*. Dissertação de Mestrado. COPPE/UFRJ. Rio de Janeiro, Brasil.

PERNG, J.D. (1989). *Analysis of crack propagation in asphalt concrete using a cohesive crack model*. Tese de mestrado. University Ohio State, Estados Unidos.

- PETERSSON, P.E. (1981). *Crack growth and development of fracture zones in plain concrete and similar materials*. Tech. Report No. LUTVDG/TVBM-1006, Lund Institute of Technology, Swede.
- RAHULKUMAR, P., JAGOTA, A., BENNISON, S.J., SAIGAL, S. (2000). *Cohesive element modeling of viscoelastic fracture: application to peel testing of polymers*. International Journal of Solids and Structures, 37, pp.1873-1897.
- RICE, J.R. (1968). *A path-independent integral and the approximate analysis of strain concentration for notches and cracks*. ASME, Journal of Applied Mechanics, vol. 35, pp. 379-386.
- RODRIGUES, R.M. (1991). *Estudo do trincamento dos pavimentos*. Tese de Doutorado. COPPE/UFRJ. Rio de Janeiro, Brasil.
- SAHA, G., BILIGIRI, K.P. (2015). *Fracture damage evaluation of asphalt mixtures using semi-circular bending test based on fracture energy approach*. Engineering fracture mechanics 142.
- SCHAPERY, R.A. (1962). *Approximate methods of transform inversion for viscoelastic stress analysis*. Proc. 4th U.S, Nat. Cong. Appl. Mech., 1075.
- SHET, C. E CHANDRA, N. (2002). *Analysis of energy balance when using cohesive zone models to simulate fracture process*. Journal of Engineering Materials and Technology, 124. pp. 440-450.
- SONG, S.H., PAULINO, G.H., BUTTLAR, W.G. (2005). *Cohesive zone simulation of mode I and mixed-mode crack propagation in asphalt concrete*. GSP 130 Advances in Pavement Engineering.
- SONG, S.H., PAULINO, G.H., BUTTLAR, W.G. (2006). *A Bilinear Cohesive Zone Model Tailored for Fracture of Asphalt Concrete Considering Viscoelastic Bulk Material*. J. of Engineering Fracture Mechanics, pp. 2829-2847.
- SONG, S.H., WAGONER, M.P., PAULINO, G.H. (2008).  *$\delta_{25}$  Crack opening displacement parameter in cohesive zone models: experiments and simulations in asphalt concrete*. Fatigue and Fracture of Engineering Materials & Structures, 31, pp. 850-856.

- SOOHYOK, I. (2012). *Characterization of viscoelastics and fracture properties of asphaltic materials in multiples length scales*. Tese de Doutorado. University of Nebraska - Lincoln. Lincoln, Estados Unidos.
- SOOHYOK, I., BAN, H., KIM Y.R. (2014a). *Characterization of mode-I and mode-II fracture properties of fine aggregate matrix using a semicircular specimen geometry*. Construction and Building Materials 52, pp. 413-421.
- SOOHYOK, I., BAN, H., KIM Y.R. (2014b). *Mode-dependent fracture behavior of asphalt mixtures with semicircular bend test*. Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board, No 2447. TRB, National Research Council, Washington, D.C., pp. 23-31.
- SOUSA, J.M. (2011). *Estudo do ensaio de determinação da tenacidade à fratura em deformação plana (K<sub>ic</sub>) em PMMA e análise das tensões desenvolvidas por fotoelasticidade*. Tese de doutorado. Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais. São Paulo. Brasil.
- SOUSA, P., KASSEN, E., MASAD, E., LITTLE, D. (2013). *New design method of fine aggregates mixtures and aumated method for analysis of dynamic mechanical characterization data*. Construction and Building Materials 41, pp. 216-223.
- TANG, S. (2014). *Evaluate the fracture and fatigue resistances of hot mix asphalt containing high percentage reclaimed asphalt pavement (RAP) materials at low and intermediate temperatures*. Tese de Doutorado. Iowa State University. Iowa, Estados Unidos.
- TESHALE, E.Z., STOLARSKI, H.K., MARASTEANU, M.O. (2013). *Determination of creep compliance of asphalt concrete from notched semi-circular bend (SCB) test*. Experimental mechanics 53(6).
- URAL, A., KRISHNAN, V.R. E PAPOULIA, K.D. (2009). *A cohesive zone model for fatigue crack growth allowing for crack retardation*. Int. Journal Solids Struct., 46 (11-12), pp. 2453-2462.
- VAN ROOIJEN, R.C., DE BONDT, A.H. (2008). *Crack Propagation Performance Evaluation of Asphaltic Mixes Using a New Procedure Based on Cyclic*

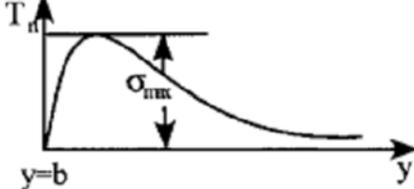
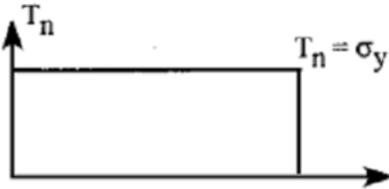
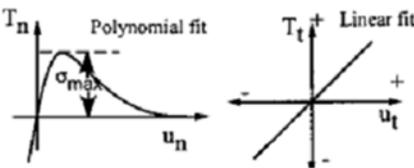
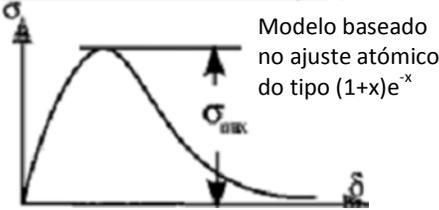
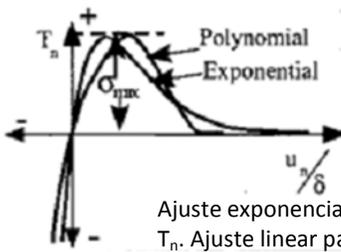
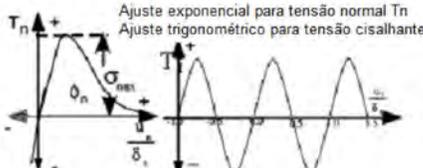
- Semi-Circular Bending Tests*. In *Pavement Cracking: Mechanisms, Modeling, Detection, Testing, and Case Histories*, ed. I. L. Al-Qadi, T. Scarpas, and A. Loizos. CRC Press, pp. 437-446.
- VASCONCELOS, K.L., BHASIN, A., LITTLE, D.N. (2009). *Influence of reduced production temperatures on the adhesive properties of aggregates and laboratory performance of fine aggregate – asphalt mixtures*. *International Journal of Road Materials and Pavement Design*, vol. 11, pp. 47-64.
- VOLOKH, K.Y. (2004). *Comparison between cohesive zone models*. *Communications in Numerical Methods in Engineering*, 20, pp. 845-856.
- WAGONER, M.P., BUTTLAR, W.G., PAULINO, G.H. (2005a). *Development of a Single-Edge Notched Beam Test for Asphalt Concrete Mixtures*. *ASTM J. of Testing and Evaluation*, 33(6), pp. 452-460.
- WAGONER, M.P., BUTTLAR, W.G., PAULINO, G.H. (2005b). *Disk-Shaped Compact Tension Test for Asphalt Concrete Fracture*. *Society for Experimental Mechanics*, 45(3), pp. 270-277.
- WAGONER, M.P., BUTTLAR, W.G., PAULINO, G.H., BLANKENSHIP, P. (2005). *Investigation of the Fracture Resistance of Hot-Mix Asphalt Concrete Using a Disk-Shaped Compact Tension Test*. TRR, No. 1929, 183-192.
- WAGONER, M.P. (2006). *Fracture tests for bituminous-aggregate mixtures: laboratory and field investigations*. Tese de Doutorado. University of Illinois at Urbana-Champaign. Estados Unidos.
- WELLS, A.A. (1961). *Unstable crack propagation in metals: cleavage and fast fracture*. *Proceedings of the Crack Propagation Symposium*, vol. 1, paper 84. Cranfield, UK.
- WILLIAMS, M. (1952). *Stress Singularities Resulting from Various Boundary Conditions in Angular Corners of Plates in Extension*. *ASME J. Appl. Mech*, 19, 526-528.
- WITTMANN, F.H., ROKUGO, K., BRUEHWILER, E., MIHASHI, H., E SIMONIN, P. (1988). *Fracture energy and strain softening of concrete as determined by means of compact tension specimens*. *Mater. Struct.*, 21 (1), pp. 21-32.

- WU, Z., MOHAMMAD, L.N., WANG, L.B., MULL, M.A. (2005). *Fracture resistance characterization of Superpave mixtures using the semi-circular bending test*. *Journal ASTM International*; 2 (3), pp. 324-32.
- WU, Z., RONG, H., ZHENG, J.J., DONG, W. (2013). *Numerical method for mixed-mode I-II crack propagation in concrete*. *Journal of Engineering Mechanics* 139 (11), pp. 1530-1538.
- YOON, C., ALLEN D.H. (1999). *Damage dependent constitutive behavior and energy release rate for a cohesive zone in a thermoviscoelastic solid*. *International Journal Fracture*, 96, pp. 55-74.
- ZOLLINGER, C. (2005). *Application of surface energy measurements to evaluate moisture susceptibility of asphalt and aggregates*. Dissertação de mestrado. Texas A&M University. College Station, TX.

## **Anexo I**

Modelos de zona coesiva e suas aplicações

**Tabela A.1. Modelos de zona coesiva e seus parâmetros (tradução de SHET e CHANDRA, 2002).**

Ano e autor	Modelo proposto	Problema resolvido	Comentários
1959, 1962 Barenblat		Materiais perfeitamente frágeis	A primeira proposta do conceito da zona coesiva
1960 Dugdale		Escoamento elasto-plástico ideal de chapas de aço finas contendo fendas	A resistência coesiva é igualada à resistência ao escoamento do material
1987 Needleman		Separação partícula-matriz	Modelo fenomenológico, prevê a separação normal
1989 Rice e Wang		Segregação de solutos	A parte crescente é igualada a $E_0$ , considera a separação normal e ignora a separação cisalhante
1990 Needleman		Separação partícula-matriz	Prevê separação normal
1990 Needleman		Separação na interface sob tensão hidrostática	Tração de cisalhamento periódica para modelar a tensão cisalhante de Peierls devido ao escorregamento

**Tabela A.1. Modelos de zona coesiva e seus parâmetros (tradução de SHET e Chandra, 2002). (cont.).**

Ano e autor	Modelo proposto	Problema resolvido	Comentários
1990 Tvergaard		Interfaces de compósitos metal-matriz reforçados do tipo “whisker”	Modelo quadrático
1992 Tvergaard e Hutchinson		Crescimento de trincas em materiais elasto-plásticos, descamação de juntas adesivas	Afirma que a forma da lei de separação é relativamente sem importância
1993 Xu e Needleman		Separação entre matriz e partículas	Prevê separações cisalhante e normal
1996 Camacho e Ortiz		Forças de impacto	Usa critérios de fratura adicionais. Prevê a fratura devido às separações cisalhante e normal na tração e por separação cisalhante na compressão
1997 Geubelle e Bayler		Delaminação por impacto a baixa velocidade	Modelo bilinear. A curva crescente pode corresponder à rigidez inicial do material

## **Anexo II**

Aplicação do método numérico-experimental

A modelagem da fratura em misturas asfálticas é uma tarefa complexa devido a fatores como a heterogeneidade, a geometria irregular e a distribuição espacial aleatória de agregados nas microestruturas das misturas, o comportamento mecânico inelástico e as características do processo de fratura, que variam com a temperatura e a taxa de propagação de trincas.

Para simular o comportamento mecânico complexo de misturas asfálticas considerando as diversas complexidades, pesquisadores da COPPE/UFRJ e da University of Nebraska vêm trabalhando no desenvolvimento de um modelo computacional microestrutural baseado no método dos elementos finitos. O modelo permite a simulação do processo de fratura microestrutural de maneira realista, em que a formação e propagação de trincas é monitorada.

Recentemente, Aragão (2011) apresentou a implementação de um modelo coesivo que permite a modelagem ainda mais realista do processo de fratura. No modelo, a resistência à formação e à propagação de trincas é considerada como dependente da taxa de deslocamento existente na região em que a fissura está ocorrendo. Aragão (2011) implementou este modelo na linguagem Fortran e o incorporou ao algoritmo do programa de elementos finitos ABAQUS como uma sub-rotina do tipo *user-element* (UEL). Na sub-rotina, as propriedades de fratura resistência e energia de fratura coesivas são modeladas como funções da taxa de deslocamento do material na região potencial de fratura de acordo com as Equações A1 e A2. Posteriormente, Kim e Aragão (2013) validaram o modelo a partir da comparação entre as suas previsões e os resultados de testes de fratura de flexão em vigas realizados em laboratório para diferentes velocidades de carregamento.

$$T_{max} = T_{max}^{ref} \left\{ 1 + \beta_T \ln \left( \frac{\dot{\delta}_e}{\dot{\delta}_e^{ref}} \right) \right\} \quad (A1)$$

$$G_c = G_c^{ref} \left\{ 1 + \beta_G \ln \left( \frac{\dot{\delta}_e}{\dot{\delta}_e^{ref}} \right) \right\} \quad (A2)$$

Onde

$T_{max}$  é a resistência coesiva (Pa);

$G_c$  é a energia de fratura coesiva (J/m<sup>2</sup>);

$\dot{\delta}_e$  é a taxa de deslocamento efetivo (m/s), que corresponde a  $\frac{d\delta_e}{dt}$ ;

$\delta_e$  é o deslocamento efetivo entre as faces do elemento coesivo (m), dado por

$$\delta_e = \sqrt{\delta_n^2 + \delta_t^2};$$

$\delta_n$  e  $\delta_t$  são os deslocamentos normal e tangencial entre as faces do elemento coesivo (m);

$\dot{\delta}_e^{ref}$  é a taxa de deslocamento efetivo de referência (m/s);

$T_{max}^{ref}$  é a resistência coesiva para  $\dot{\delta}_e^{ref}$  (Pa);

$G_c^{ref}$  é a energia de fratura coesiva para  $\dot{\delta}_e^{ref}$  (J/m<sup>2</sup>);

$\beta_T$  e  $\beta_G$  são os parâmetros do modelo determinados a partir de resultados experimentais de testes de fratura tais como o DC(T), o SCB ou o SE(B) explorados neste trabalho.

A Equação A1 implementada por Aragão (2011) é uma simplificação da Equação A3, proposta por Espinosa e Zavattieri (2003), já que Aragão (2011) desconsiderou os efeitos da temperatura na resistência coesiva. Além disso, Aragão (2011) assumiu uma função semelhante para relacionar a energia de fratura coesiva com a taxa de deslocamento entre as faces dos elementos coesivos nas malhas de elementos finitos, como mostrado na Equação A1. De maneira semelhante, além da Equação A3, a Equação A4 está sendo implementada pelo grupo de pesquisa da COPPE/UFRJ para permitir a consideração da relação entre as propriedades de fratura e a temperatura.

$$T_{max} = T_{max}^{ref} \left\{ 1 + \beta_T \ln \left( \frac{\dot{\delta}_e}{\dot{\delta}_e^{ref}} \right) \right\} \left\{ 1 - \frac{[\theta - \theta_{ref}]}{[\theta_m - \theta_{ref}]} \right\}^{\gamma_T} \quad (A3)$$

$$G_c = G_c^{ref} \left\{ 1 + \beta_G \ln \left( \frac{\dot{\delta}_e}{\dot{\delta}_e^{ref}} \right) \right\} \left\{ 1 - \frac{[\theta - \theta_{ref}]}{[\theta_m - \theta_{ref}]} \right\}^{\gamma_G} \quad (A4)$$

Onde

$\theta$  é a temperatura (°C);

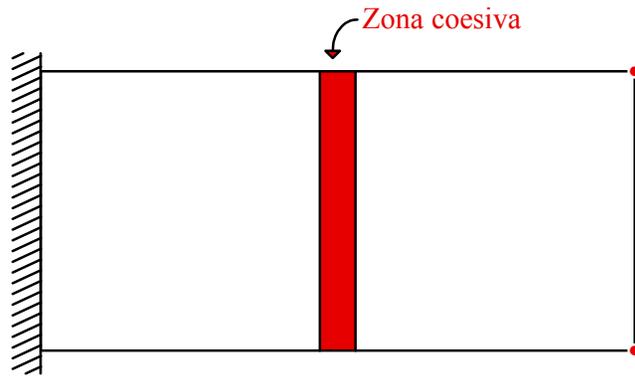
$\theta_{ref}$  é a temperatura de referência (°C);

$\theta_m$  é a temperatura característica do material (°C);

$\gamma_T$  e  $\gamma_G$  são os parâmetros do modelo determinados a partir de resultados experimentais de testes de fratura tais como o DC(T), o SCB ou o SE(B) explorados neste trabalho.

Seguindo a implementação das Equações A3 e A4, foram realizadas simulações de um problema simples, com solução analítica conhecida. Nesta atividade, foi simulada

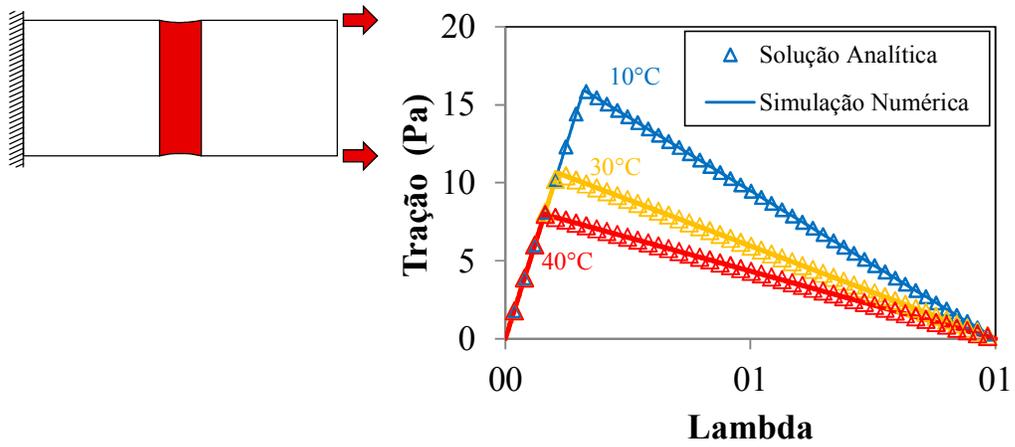
uma barra contendo um elemento coesivo entre dois elementos volumétricos, modelados como materiais elásticos, como mostrado na Figura AII-1. Apesar de simples, este problema possibilita a compreensão do comportamento à fratura devido à presença do elemento coesivo, além de facilitar a identificação de possíveis erros durante a implementação do código.



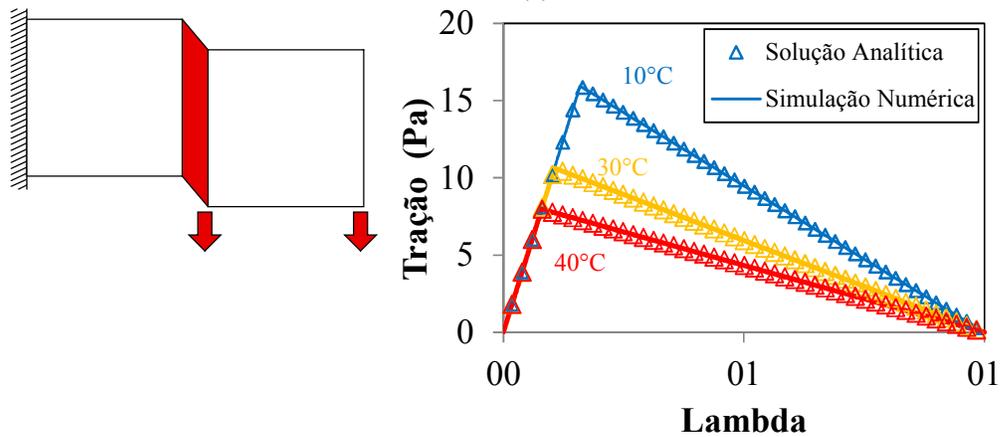
**Figura AII-1. Problema simulado para a verificação do código implementado.**

Diversas simulações foram realizadas usando o modelo de zona coesiva dependente da taxa de deslocamentos e da temperatura implementado. Aragão (2011) já havia verificado a implementação da parte do código que trata da dependência das propriedades de fratura com a taxa de deslocamentos. Durante as simulações, além da temperatura, foram modificados os modos de carregamento (modo I, modo II, e modo misto) e mantidas as demais variáveis constantes.

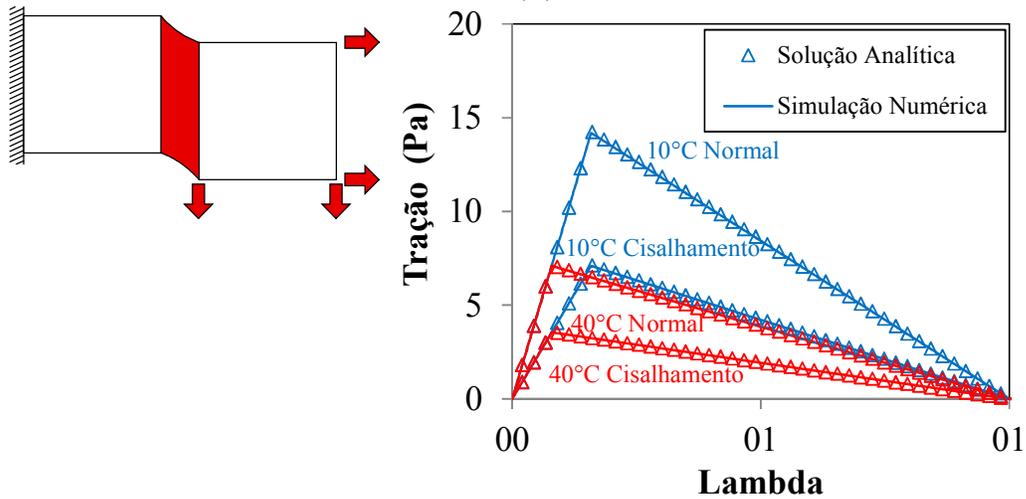
A Figura AII-2 mostra comparações entre os resultados de tração-deslocamento efetivo normalizado ( $\lambda = \frac{\delta_e}{\delta_{critico}}$ ) previstos pelo modelo e obtidos a partir da solução analítica do problema para as diferentes condições de temperatura e modo de carregamento avaliadas. A equivalência entre os resultados indica que o modelo foi implementado com sucesso.



(a)



(B)



(c)

Figura AII-2. Verificação do código implementado neste trabalho considerando diferentes temperaturas e (a) modo I; (b) modo II; (c) modo misto de fratura.

Resultados obtidos nesta dissertação serão importantes para a continuação da modelagem microestrutural do dano por fratura em misturas asfálticas, já que serão usados para calibrar as Equações A3 e A4, importantes parâmetros de entrada das MAFs no modelo. Este esforço está sendo realizado no momento assim como um esforço de validação do modelo a partir da comparação entre resultados experimentais e de simulações numéricas de ensaios de dano de misturas asfálticas conduzidos a diferentes temperaturas e taxas de propagação de trincas.