

UNIVERSIDADE FEDERAL DE JUIZ DE FORA
INSTITUTO DE CIÊNCIAS EXATAS/FACULDADE DE ENGENHARIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM MODELAGEM COMPUTACIONAL

Lahis Souza de Assis

**Modelagem computacional do concreto: implementação de um modelo termo-dano
acoplado para fissuração e uma proposta de estratégia de homogeneização**

Juiz de Fora

2024

Lahis Souza de Assis

Modelagem computacional do concreto: implementação de um modelo termo-dano acoplado para fissuração e uma proposta de estratégia de homogeneização

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Modelagem Computacional da Universidade Federal de Juiz de Fora como requisito parcial à obtenção do título de Doutor em Modelagem Computacional.

Orientadora: Prof. Dra. Flávia de Souza Bastos

Coorientadora: Prof. Dra. Michèle Cristina Resende Farage

Juiz de Fora

2024

Ficha catalográfica elaborada através do Modelo Latex do CDC da UFJF com os dados fornecidos pelo(a) autor(a)

Assis, Lahis Souza de.

Modelagem computacional do concreto: implementação de um modelo termo-dano acoplado para fissuração e uma proposta de estratégia de homogeneização / Lahis Souza de Assis. – 2024.

113 f. : il.

Orientadora: Flávia de Souza Bastos

Coorientadora: Michèle Cristina Resende Farage,

Tese (Doutorado) – Universidade Federal de Juiz de Fora, Instituto de Ciências Exatas/Faculdade de Engenharia. Programa de Pós-Graduação em Modelagem Computacional, 2024.

1. Acoplamento Termomecânico. 2. Fissuração. 3. Resistência Térmica da Fissura. 4. Homogeneização 5. Modelagem Computacional. I. Bastos, Flávia de Souza, orient. II. Farage, Michèle Cristina Resende, coorient. III. Título.

Lahis Souza de Assis

Modelagem Computacional do Concreto: implementação de um modelo termo-dano acoplado para fissuração e uma proposta de estratégia de homogeneização

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Modelagem Computacional da Universidade Federal de Juiz de Fora como requisito parcial à obtenção do título de Doutor em Modelagem Computacional. Área de concentração: Modelagem Computacional.

Aprovada em 25 de setembro de 2024.

BANCA EXAMINADORA

Prof.^a Dr.^a Flávia de Souza Bastos - Orientadora

Universidade Federal de Juiz de Fora

Prof.^a Dr.^a Michèle Cristina Resende Farage - Coorientadora

Universidade Federal de Juiz de Fora

Prof. Dr. Carlos Cristiano Hasenclever Borges

Universidade Federal de Juiz de Fora

Prof. Dr. George Oliveira Ainsworth Junior

Universidade Federal de Juiz de Fora

Prof. Dr. Roque Luiz da Silva Pitangueira

Universidade Federal de Minas Gerais

Prof. Dr. Eduardo Alexandre Rodrigues

Universidade Estadual Paulista Júlio de Mesquita Filho

Juiz de Fora, 22/08/2024.



Documento assinado eletronicamente por **Flavia de Souza Bastos, Coordenador(a)**, em 08/10/2024, às 09:09, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no § 3º do art. 4º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Roque Luiz da Silva Pitangueira, Usuário Externo**, em 08/10/2024, às 11:21, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no § 3º do art. 4º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **George Oliveira Ainsworth Junior, Professor(a)**, em 09/10/2024, às 08:07, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no § 3º do art. 4º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Eduardo Alexandre Rodrigues, Usuário Externo**, em 09/10/2024, às 15:01, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no § 3º do art. 4º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Carlos Cristiano Hasenclever Borges, Professor(a)**, em 10/10/2024, às 09:14, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no § 3º do art. 4º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Michele Cristina Resende Farage, Professor(a)**, em 10/10/2024, às 23:35, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no § 3º do art. 4º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



A autenticidade deste documento pode ser conferida no Portal do SEI-Ufjf (www2.ufjf.br/SEI) através do ícone Conferência de Documentos, informando o código verificador **1940766** e o código CRC **DDF80059**.

Aos meus pais.

AGRADECIMENTOS

À Deus, Jesus e a espiritualidade amiga por todo o amparo durante esta caminhada. Aos meus pais, Eliana e Carlos, e ao meu marido, Joventino, pelo carinho e apoio de sempre.

Às minhas orientadoras, Flávia e Michèle, por tudo que construímos juntas ao longo destes quase dez anos de parceria.

À querida amiga Priscila, um presente do doutorado, por todas as conversas e apoio ao longo do curso.

Ao Dr. Eduardo Alexandre Rodrigues e ao Prof. Dr. Osvaldo Luís Manzoli, por terem compartilhado suas experiências e fornecido o fragmentador de malhas, auxiliando assim no desenvolvimento deste trabalho.

Aos professores e demais colaboradores do Programa de Pós-Graduação em Modelagem Computacional, que com certeza contribuíram de alguma forma para a construção desta tese.

À UFJF e às agências de fomento - CAPES, FAPEMIG e CNPq - pelo apoio financeiro.

“O que sabemos, nada é ao lado do que nos resta aprender.” (Oliver Lodge)

RESUMO

O concreto é um material multifásico altamente heterogêneo e, por isso, o seu comportamento não linear está diretamente ligado às suas características micro e macroestruturais. Além disso, sabe-se que quando sujeito a temperaturas elevadas, o material tem suas propriedades mecânicas degradadas, o que pode levar ao surgimento e à propagação de microfissuras e, em casos extremos, à falha completa do elemento estrutural. Nesse sentido, conhecer o desempenho do concreto submetido a carregamentos termomecânicos é de extrema importância para, por exemplo, avaliar a segurança estrutural de edificações que passaram por eventos de incêndio. No entanto, a realização de ensaios experimentais pode não ser uma tarefa fácil por questões físicas e financeiras. Assim, o desenvolvimento de modelos computacionais que simulem estes problemas, surge como uma alternativa flexível e viável economicamente. Por outro lado, além da complexidade intrínseca do material, fenômenos termomecânicos são naturalmente complicados por suas características multifísicas. A temperatura influencia na resposta mecânica através do desenvolvimento de tensões térmicas adicionais e da termo-dependência das propriedades, e os fenômenos mecânicos impactam no campo de temperaturas devido à denominada Resistência Térmica da Fissura. Estratégias de acoplamento têm sido propostas com o objetivo de solucionar esta classe de problemas, cada uma com suas vantagens e desvantagens peculiares. Quanto à modelagem da fissuração, abordagens contínuas e discretas têm se mostrado adequadas para descrever o processo de falha do material, submetido a carregamentos mecânicos, térmicos ou mistos. Neste cenário, esta Tese de Doutorado apresenta a implementação de um modelo termo-dano baseado em elementos de interface com alta razão de aspecto e em uma lei de dano à tração para o concreto, solucionado através do Método dos Elementos Finitos. Uma proposta de expressão para representar a Resistência Térmica da Fissura bem como uma estratégia de homogeneização são apresentadas. Diversos experimentos computacionais são realizados e confrontados com dados da literatura para comprovar a confiabilidade da metodologia proposta. Os resultados encontrados capturam a resposta não linear oriunda da redução da rigidez pela variável dano, bem como a influência da temperatura na capacidade de carga por conta do acoplamento bidirecional entre os campos.

Palavras-chave: Acoplamento Termomecânico. Fissuração. Resistência Térmica da Fissura. Homogeneização. Modelagem Computacional.

ABSTRACT

Concrete is a highly heterogeneous multiphase material and so its nonlinear behavior is directly linked to its micro and macrostructural features. In addition, it is known that its mechanical properties are degraded when the material is subjected to high temperatures, which can lead to the appearance and propagation of microcracks and, in extreme cases, to the complete failure of the structural element. Therefore, knowing the performance of concrete under thermomechanical loads is of great importance to assessing structural security after fire events, for example. However, carrying out experimental tests may not be an easy task for physical and financial reasons. Thus, the development of computational models that simulate these problems emerges as a flexible and economically viable alternative. On the other hand, in addition to the intrinsic complexity of the material, thermomechanical phenomena are naturally difficult due to their multiphysics characteristics. The temperature influences the mechanical response through the development of additional thermal stress and thermo-dependency of the properties and the mechanical phenomena impact on the temperature field due to called Thermal Crack Resistance. Coupling strategies have been proposed to solve this type of problem, each with its advantages and disadvantages. Regarding cracking modeling, continuous and discrete approaches have been shown to be adequate to describe the concrete failure process subjected to mechanical, thermal and mixed loadings. That way, this Ph.D. Thesis shows the implementation of a thermal-damage model based on interface elements with a high aspect ratio and on a traction damage law for concrete, using the framework of the Finite Element Method. One expression proposal to represent the Thermal Crack Resistance as well a homogenization strategy are presented. Several computational tests are made and confronted with reference datas to prove the proposal methodology confiability. Results captured the nonlinear response arising from the reduction in stiffness due to the damage variable, as well as such as the influence of temperature on load capacity due to bidirectional coupling between the fields.

Keywords: Thermomechanical Coupling. Cracking. Thermal Crack Resistance. Homogenization. Computational Modeling.

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	11
1.1	RELEVÂNCIA DO TEMA	11
1.2	O CONCRETO SOB TEMPERATURAS ELEVADAS	12
1.3	ESTRATÉGIAS PARA O ACOPLAMENTO TERMOMECÂNICO	14
1.4	DEFORMAÇÃO TÉRMICA INDUZIDA PELO CARREGAMENTO	16
1.5	RESISTÊNCIA TÉRMICA DA FISSURA	17
1.6	ABORDAGENS PARA A MODELAGEM DA FISSURAÇÃO	17
1.7	MODELAGEM DO CONCRETO EM MESOESCALA	22
1.8	ESTRATÉGIAS DE HOMOGENEIZAÇÃO	23
1.9	OBJETIVOS	24
1.10	ESTRUTURA DO TEXTO	24
2	FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA	25
2.1	EQUAÇÕES GOVERNANTES PARA O PROBLEMA MECÂNICO	25
2.2	EQUAÇÕES GOVERNANTES PARA O PROBLEMA TÉRMICO	28
2.3	MODELO CONSTITUTIVO LINEAR ELÁSTICO	31
2.4	EQUAÇÕES GOVERNANTES PARA O PROBLEMA TERMOELÁSTICO ACOPLADO	33
2.5	MECÂNICA DO DANO CONTÍNUO	34
3	METODOLOGIA	38
3.1	MODELAGEM DA FISSURAÇÃO DO CONCRETO	38
3.1.1	Modelo de dano à tração	38
3.1.2	Técnica de fragmentação de malha	39
3.1.3	Formulação dos elementos finitos de interface	40
3.1.4	Aproximação contínua de descontinuidades fortes	42
3.2	IMPLEMENTAÇÃO DO MODELO TERMO-DANO	44
3.2.1	Programa utilizado	44
3.2.2	Algoritmos de integração para modelos constitutivos de dano isotrópico	46
3.2.3	Algoritmo para distribuição aleatória dos agregados	47
3.2.4	Algoritmo para geração do modelo geométrico	48
3.3	ESTRATÉGIAS DE ACOPLAMENTO	50
3.3.1	Deformação térmica induzida pelo carregamento	50
3.3.2	Termo-dependência das propriedades de materiais	51
3.3.3	Proposta de expressão para a Resistência Térmica da Fissura	53
3.4	PROPOSTA DE ESTRATÉGIA DE HOMOGENEIZAÇÃO	53
4	EXPERIMENTOS PARA VALIDAÇÃO	56
4.1	IMPLEMENTAÇÃO DO MODELO DE DANO	56
4.1.1	Bloco sob tração e compressão uniaxial	56

4.1.2	Flexão de três pontos em viga com entalhe	57
4.2	ACOPLAMENTO TERMOMECÂNICO	59
4.2.1	Viga sob carregamento térmico e termomecânico	59
4.3	IMPLEMENTAÇÃO DA DEFORMAÇÃO TÉRMICA INDUZIDA PELO CARREGAMENTO	61
4.3.1	Viga bi-engastada sob carregamento térmico	61
4.4	IMPLEMENTAÇÃO DO MODELO TERMO-DANO PARA TEMPERATURA PERMANENTE	62
4.4.1	Viga sob temperatura prescrita e tração uniaxial	62
4.4.2	Flexão de três pontos em viga com entalhe submetida a temperatura prescrita	63
4.5	IMPLEMENTAÇÃO DO MODELO TERMO-DANO PARA TEMPERATURA TRANSIENTE	65
4.5.1	Aquecimento e flexão de três pontos em viga com entalhe	65
4.5.2	Aquecimento em viga com entalhe sob o modo misto de fissuração	65
4.5.3	Aquecimento em uma seção circular de concreto em mesoescala	66
5	EXPERIMENTOS PARA ANÁLISE	69
5.1	RESISTÊNCIA TÉRMICA DA FISSURA	69
5.2	ESTRATÉGIA DE HOMOGENEIZAÇÃO PARA O PROBLEMA MECÂNICO	72
5.3	ESTRATÉGIA DE HOMOGENEIZAÇÃO PARA O PROBLEMA TERMOMECÂNICO	80
6	CONSIDERAÇÕES FINAIS	87
A	PROPRIEDADES DE MATERIAIS PARA OS EXPERIMENTOS	89

1 INTRODUÇÃO

Neste capítulo será apresentada a justificativa para o estudo da temática desta Tese de Doutorado, uma revisão de literatura considerando os trabalhos correlatos, os objetivos propostos e a organização do texto subsequente.

1.1 RELEVÂNCIA DO TEMA

O concreto é um material consagrado na construção civil, sendo seu uso constatado na história das civilizações há pelo menos cinco mil anos [91]. Sua ampla utilização pode ser justificada pela facilidade de obtenção de suas matérias-primas e pela possibilidade de ser moldado *in situ*, permitindo a obtenção de estruturas com diferentes formas [43]. Apesar de amplamente difundido, seu comportamento, principalmente quando submetido a determinadas condições, como solicitações térmicas, ainda não é totalmente compreendido pela comunidade científica. Isso porque o material, composto basicamente por cimento, agregados e água, é altamente heterogêneo, o que resulta em uma resposta característica não linear [101, 87, 129]. Uma busca na plataforma ScienceDirect[®] com as palavras-chave *concrete* e *high temperature* revelou que entre os anos 2022 e 2024 cerca de treze mil artigos científicos relacionados ao tema foram publicados, reforçando a relevância e a contemporaneidade de estudos nesta área.

Além disso, a indústria da construção civil é uma das mais importantes para a economia brasileira, sendo uma forte fonte empregadora e contribuindo diretamente com o Produto Interno Bruto (PIB) do país [73]. Aliado a isso, entre os Objetivos de Desenvolvimento Sustentável (ODS) propostos pela Organização das Nações Unidas (ONU) [146] para cumprimento até 2030, tem-se o de número nove, que estimula o fortalecimento da pesquisa científica nos setores industriais. Neste sentido, trabalhos acadêmicos que visem conhecer melhor o comportamento do concreto podem contribuir com esta questão.

Ademais, segundo o Corpo de Bombeiros Militar de Minas Gerais [45], entre 2022 e 2024 foram registradas no estado cerca de quinze mil ocorrências de incêndio urbano em edificações. Nesses sinistros, é indispensável a verificação da segurança estrutural para a identificação da necessidade de reparos ou, nos casos extremos, de demolição [192]. Desse modo, entender como o concreto reage em situações desse tipo é de extrema importância para que escolhas corretas sejam feitas.

Por fim, a temática do concreto submetido a temperaturas elevadas vem sendo objeto de estudo de uma linha de pesquisa na Universidade Federal de Juiz de Fora. Ferreira [70] implementou um modelo termo-hídrico em um programa de elementos finitos utilizando dados experimentais de corpos de prova bicamada rocha-concreto, que é uma estrutura comumente encontrada em túneis e repositórios subterrâneos, considerando concreto convencional e de alto desempenho. Amaral [9] propôs a incorporação do acoplamento mecânico ao modelo anteriormente desenvolvido, utilizando a teoria de Mazars [127] e obtendo boa concordância

com os dados experimentais, mas destacando a necessidade de estudos mais aprofundados sobre os efeitos da degradação mecânica no concreto. Soares [173] acrescentou melhorias ao modelo termo-hídrico, através de análises paramétricas e de comparações entre os resultados obtidos e as informações disponíveis na literatura. Considerando o concreto em mesoescala, Assis [21] desenvolveu um modelo termomecânico bidimensional para avaliar a danificação do material bem como a influência da granulometria e do percentual de agregados neste processo, utilizando um programa de elementos finitos em conjunto com uma sub-rotina de usuário para descrever o dano de Mazars [127]. Dal-Sasso [48] aperfeiçoou o modelo, considerou geometrias bi e tridimensionais e realizou uma análise paramétrica da influência dos parâmetros do modelo de dano no decréscimo do módulo de Young. Os estudos desenvolvidos geraram publicações em periódicos [10, 71, 174, 26, 23, 22, 49].

Portanto, a relevância do tema proposto para esta Tese de Doutorado se baseia nas razões que apontam para a importância de estudos que visem contribuir com o estado da arte e, ainda, na intenção de corroborar com os trabalhos até então produzidos na instituição.

1.2 O CONCRETO SOB TEMPERATURAS ELEVADAS

O concreto está presente em grande parte das edificações, sobretudo em seus componentes estruturais. Estudos científicos reforçam a necessidade de analisar a segurança das construções após sinistros de incêndios, destacando a sua correlação direta com o estado de deterioração do material [129, 54, 197]. Isso porque a rigidez do concreto e, conseqüentemente, a sua capacidade de carga, diminuem com o aumento da temperatura [180, 84, 158, 181, 62, 35, 100, 87, 23].

Nesse sentido, a temática do concreto submetido a temperaturas elevadas tem sido objeto de interesse no meio científico. Entre os estudos essencialmente experimentais, Ehm e Schneider [62] propuseram uma metodologia que permite estudar a fratura e a relação tensão-deformação do concreto sujeito a tensões biaxiais e a altas temperaturas. Arioz [18] estudou os efeitos das elevadas temperaturas nas propriedades físicas e mecânicas de várias misturas de concreto, submetidas ao intervalo de $200^{\circ}C$ a $1200^{\circ}C$. Hager e Pimienta [88] avaliaram a deformação térmica de concretos de alto desempenho e de resistência normal, aquecidos sob um carregamento de compressão. Mindeguia et al. [129] apresentaram os resultados de um estudo com concretos em temperaturas de até $600^{\circ}C$, considerando a influência de diversos parâmetros tais como nível de carregamento, resistência à compressão, cenário de aquecimento e natureza dos agregados, e buscando entender as origens físicas da deformação térmica. Kodur e Agrawal [102] testaram duas colunas de concreto armado após a exposição a cenários representativos de incêndio em um cômodo típico de uma edificação, objetivando verificar a capacidade de carga residual, utilizando instrumentações avançadas e de observações visuais. Lo Monte et al. [112] estudaram a relação entre a poro-pressão e o processo de fissuração do concreto. Müller et al. [133] desenvolveram uma metodologia para avaliar as propriedades de resistência de concretos no momento da exposição ao fogo. Anupama Krishna et al. [16] investigaram os efeitos da

elevação de temperatura no comportamento mecânico de concretos de resistência normal e de alto desempenho, considerando resfriamento por água e ar e avaliando a resistência à compressão, a resistência à tração, o módulo de elasticidade e a curva tensão-deformação sob compressão. Xu et al. [195] estudaram o impacto do aumento da temperatura na resistência residual de concretos de ultra-alto desempenho.

Alguns estudos combinam metodologias experimentais com o desenvolvimento de modelos analíticos ou computacionais. Štefan et al. [176] apresentaram uma análise experimental e computacional de diferentes compósitos cimentícios com o objetivo de analisar o comportamento térmico, mecânico e o *spalling*, que é o fenômeno de descamação das camadas superficiais, nestes materiais. Cao [33] estudou o efeito da microestrutura na expansão térmica do concreto e desenvolveu um modelo baseado na mecânica do contínuo e na poro-mecânica para a predição desta propriedade. Shen et al. [168] investigaram como as propriedades físico-químicas, microestruturais e mecânicas dos compósitos cimentícios se modificam sob elevadas temperaturas e propuseram um modelo para prever a evolução do módulo de elasticidade. Gernay et al. [78] apresentaram uma abordagem para a avaliação da resistência mecânica, fornecendo dados experimentais de colunas de concreto armado carregadas e submetidas a testes de aquecimento com fase de resfriamento, e propuseram um modelo computacional do ensaio. Yang et al. [197] realizaram testes de compressão uniaxial em colunas de concreto armado aquecidas e não aquecidas com o objetivo de examinar o modo de falha, a capacidade de carga, a deformação, a rigidez axial e as características de ductilidade, e desenvolveram equações empíricas para estimar a resistência última após a exposição. Shen et al. [167] investigaram as características mecânicas e o dano em corpos de prova de rocha-concreto após a exposição a temperaturas elevadas, e formularam um modelo para a lei de evolução do dano. Almasaeid et al. [7] estudaram diversas amostras de concreto as quais foram submetidas a elevação de temperatura e, posteriormente, a testes destrutivos e não destrutivos, e desenvolveram um modelo baseado em redes neurais artificiais para prever a resistência à compressão, o nível de dano e a temperatura de exposição.

A incorporação de adições ao concreto, tais como fibras, tem sido considerada uma alternativa interessante para a melhoria do desempenho do material frente a carregamentos térmicos [5, 4]. Choe et al. [42] analisaram concretos de alto desempenho com adições de fibras de polipropileno e de fibras metálicas amorfas, os quais foram expostos a condições de ensaio que simulam um ambiente de incêndio, com o objetivo de verificar o desempenho com relação ao *spalling*, à perda de massa e à poro-pressão. Sciarretta et al. [160] apresentaram uma pesquisa sobre a resistência à compressão do concreto com adições de fibras de polipropileno e fibras de aço, considerando o material aquecido e após o resfriamento. Alaskar et al. [4] investigaram os efeitos das fibras de basalto no comportamento do concreto submetido a temperaturas elevadas e verificaram de que maneira elas contribuem para a diminuição do *spalling*. Chen et al. [38] estudaram os efeitos da adição de fibras de polímeros de pneus reciclados no comportamento do concreto em elevadas temperaturas. Zhang et al. [201] avaliaram os efeitos das fibras naturais e das fibras de aço na resistência ao *spalling* e nas propriedades mecânicas do concreto de

ultra-alto desempenho. Anand et al. [15] verificaram os efeitos das temperaturas elevadas na resistência à compressão e na relação tensão-deformação do concreto reforçado com fibras. Dong et al. [54] estudaram as características do concreto de ultra-alto desempenho após a exposição a temperaturas elevadas, analisando os efeitos das fibras de aço, do método de preparação da amostra, da direção do carregamento e da temperatura, na resistência ao fogo.

Corroborando com as questões relativas à sustentabilidade, concretos produzidos com agregados reciclados têm despertado o interesse dos pesquisadores. Zegardło et al. [200] propuseram o desenvolvimento de um concreto com agregados reciclados provenientes de materiais cerâmicos, que fosse resistente ao *spalling* e mantivesse suas propriedades mecânicas durante e após o aquecimento, mas não obtiveram sucesso. Amin et al. [12] estudaram o uso de agregados graúdos reciclados como substituição parcial de agregados graúdos naturais na produção de concretos de ultra-alto desempenho, avaliando a perda de massa e a redução da resistência à compressão após o aquecimento. Algourdin et al. [6] estudaram as propriedades mecânicas e físicas residuais de amostras de concreto com agregado reciclado, submetidas a temperaturas elevadas. Xiao et al. [193] estudaram o comportamento à fratura de concretos feitos totalmente com agregados reciclados.

1.3 ESTRATÉGIAS PARA O ACOPLAMENTO TERMOMECÂNICO

O mecanismo de deterioração do concreto sujeito a temperaturas elevadas pode ser entendido como uma combinação de dois aspectos principais: um termo-hídrico, referente ao aumento da poro-pressão interna devido à dificuldade de liberação de água e vapor; e um termomecânico, relacionado às tensões térmicas que se desenvolvem ao longo da superfície aquecida [158, 181, 111, 131, 38]. Alguns autores afirmam que os processos termomecânicos são dominantes e que os termo-hídricos têm relevância secundária [204, 75, 95, 40, 41].

Com relação às questões termo-hídricas, os produtos da hidratação da pasta de cimento tais como o silicato de cálcio hidratado (C-S-H) e o hidróxido de cálcio (CH) se desidratam ou se decompõem sob altos gradientes térmicos, o que leva a um processo de microfissuração e aumento da porosidade [168]. Quanto aos processos termomecânicos, pelo fato de o concreto ser composto por duas fases com propriedades consideravelmente distintas, agregados e argamassa, os níveis de expansão experimentados em cada região de uma amostra são diferentes ainda que sobre ela atue um campo de temperatura uniforme [185, 181]. Neste trabalho será considerado somente o segundo caso.

Os problemas termomecânicos são descritos por um sistema de equações diferenciais não lineares acopladas, as quais envolvem variáveis térmicas e mecânicas. Do ponto de vista físico, este acoplamento pode ser entendido da seguinte forma: a temperatura influencia a resposta mecânica através do desenvolvimento de tensões térmicas adicionais e da termo-dependência das propriedades; e os fenômenos mecânicos impactam no campo de temperaturas pelo surgimento de termos que podem ser interpretados como fontes de calor e pelas deformações do domínio

que afetam as condições de contorno e a lei de condução de calor. As estratégias adotadas para solucionar esta classe de problemas podem ser classificadas em monolíticas e particionadas, sendo que esta última ainda pode ser subdividida em explícita (ou fracamente acoplada ou com acoplamento unidirecional) e implícita (ou fortemente acoplada ou com acoplamento bidirecional), a depender da maneira como o acoplamento é realizado [188].

Nos esquemas monolíticos, todas as equações do sistema multifísico são resolvidas simultaneamente e as condições de acoplamento são plenamente atendidas, o que garante estabilidade e precisão em troca de pouca flexibilidade e alto custo computacional [188]. Tal abordagem tem sido aplicada à análise termomecânica de diferentes materiais e modelos constitutivos. Carter e Booker [34] propuseram uma estratégia de solução baseada no Método dos Elementos Finitos dentro do regime da termoelasticidade. Gawin et al. [76] aplicaram os conceitos para simular a transferência de calor e massa em meios porosos parcialmente saturados. Ibrahimbegovic e Chorfi [94] e Rothe et al. [155] utilizaram esta abordagem para estudar problemas envolvendo materiais com comportamento termoviscoplastico. Felder et al. [68] propuseram uma análise baseada em dano e plasticidade para materiais metálicos.

Nos esquemas particionados, o sistema multifísico é dividido em subsistemas, os quais são solucionados de forma independente e acoplados posteriormente por meio de técnicas apropriadas [69]. Tal estratégia é flexível e de fácil implementação, mas pode apresentar problemas de precisão e estabilidade [188].

No contexto dos esquemas particionados fracamente acoplados, a solução é encontrada pela resolução de cada subsistema sequencialmente, com uma transferência de dados unidirecional [188]. Neste cenário, Argyris e Doltsinis [17] utilizaram a estratégia de solucionar primeiramente o problema mecânico a uma temperatura constante e, em seguida, resolver o problema térmico com uma configuração fixa. De maneira inversa, Fertahi et al. [72] e Assis et al. [23] resolveram inicialmente um problema térmico com uma configuração fixa e, posteriormente, um problema mecânico tendo o campo de temperaturas como carregamento.

Já no contexto dos esquemas particionados fortemente acoplados, apesar dos subsistemas serem solucionados de forma independente, a transferência de dados ocorre de forma bidirecional, a cada incremento, de maneira que a solução converge para a obtida no esquema monolítico com um custo computacional relativamente menor e com a possibilidade de maior flexibilidade [188]. Não existem muitas referências que utilizam esta abordagem para tratar problemas termomecânicos na literatura. Erbts e Düster [63] utilizaram esta estratégia para uma análise termoelástica baseada no o Método dos Elementos Finitos. Vila-Chã et al. [188] empregaram esta metodologia para problemas termoelásticos e termoplásticos e trouxeram novas perspectivas sobre formas distintas de acoplamento.

1.4 DEFORMAÇÃO TÉRMICA INDUZIDA PELO CARREGAMENTO

Na ausência de confinamento, quando o concreto é aquecido ele pode expandir livremente, dando origem a uma parcela de deformação denominada deformação térmica livre (DTL) [184, 166]. No entanto, evidências experimentais [90] demonstram que quando o concreto previamente comprimido é aquecido, uma parcela de deformação térmica adicional se desenvolve, a qual é denominada deformação térmica induzida pelo carregamento (DTIC) [184]. Assim, a DTIC pode ser definida como a diferença de deformação térmica observada em um concreto sob confinamento e em um concreto em expansão livre [80, 29, 184, 166].

No âmbito da modelagem computacional, a DTIC é considerada como uma componente de deformação irreversível e que se desenvolve somente em um primeiro estágio de aquecimento, a menos que níveis de temperatura superiores sejam experimentados em aquecimentos posteriores [29, 184, 190]. Por seu caráter definitivo, ela pode causar danos significantes tanto no âmbito do material quanto no estrutural [142, 166].

A DTIC tem sua origem principal na diferença entre as propriedades térmicas dos agregados e da argamassa [80, 29]. Por essa razão, ela é considerada explicitamente somente no caso em que o concreto é simulado como um material homogêneo, ou seja, na macroescala. Na mesoescala, essa parcela de deformação é levada em conta implicitamente pela heterogeneidade do material [29].

Neste contexto, Grassl e Pearce [80] propuseram uma abordagem em mesoescala na qual a DTIC é representada implicitamente pela diferença de expansão térmica das diferentes fases, com o objetivo de obter a evolução de uma variável macroscópica de dano térmico. Torelli et al. [185] publicaram uma revisão sobre os trabalhos experimentais e analíticos com foco em estudar a componente de DTIC, apresentando os principais modelos existentes e destacando as vantagens e as desvantagens de cada um deles. Shen et al. [166] apresentaram um modelo discreto mesoscópico que captura as deformações e a resposta mecânica observadas experimentalmente no concreto aquecido até 800°C sob carregamento multiaxial, e confirmaram a validade da teoria proposta por meio de dois ensaios experimentais. Wu et al. [190] desenvolveram um modelo coesivo *phase-field* para simular a fratura termomecânica no concreto sob elevadas temperaturas, levando em conta tanto a DTL quanto a DTIC, considerando a termo-dependência das propriedades mecânicas bem como uma variável de dano térmico em adição ao dano mecânico induzido pela fissuração, e comprovando a validade da estratégia proposta por meio de diversos experimentos computacionais. Buttignol e Bitencourt Jr. [30] apresentaram uma metodologia para investigar a DTIC por meio de análises numéricas mesoscópicas utilizando uma lei de dano-plasticidade, e realizaram análises paramétricas para avaliar a sensibilidade da modelagem a diferentes distribuições de agregado e a variações das propriedades mecânicas, concluindo que os resultados ficaram de acordo com observações experimentais. Buttignol [31] propôs uma lei constitutiva de compressão trilinear para concretos expostos ao fogo na qual a relação tensão deformação é função da resistência à compressão residual e do módulo

de elasticidade, sendo este último dependente da DTIC considerada através de um modelo semiempírico, utilizando dados experimentais para validação.

1.5 RESISTÊNCIA TÉRMICA DA FISSURA

Ocorrências de choque térmico, tal como ocorre em casos de incêndio, desencadeiam o processo de fissuração no concreto, o qual, por sua vez, gera perturbações no fluxo de calor dentro da região fissurada e leva, subsequentemente, a uma redistribuição de temperatura e tensão. Esse fenômeno é conhecido como *Crack Thermal Resistance* (CTR) ou, em tradução livre, Resistência Térmica da Fissura. Segundo Zhou et al. [205], enquanto existem diversas pesquisas focadas na relação entre a carga térmica e a resposta mecânica, pouca atenção tem sido dada ao impacto da fissuração no campo de temperaturas.

Dentre trabalhos que estudam essa temática, Vejmelková et al. [187] demonstraram que a fissuração do concreto pode resultar em uma diminuição de 40% na condutividade térmica, enquanto o seu impacto no calor específico foi constatado ser insignificante. Tang et al. [179] observaram que a transferência de calor do concreto no estágio após a carga de pico foi reduzida cerca de 24% e Jin et al. [96] confirmaram que o dano por compressão uniaxial levou a uma diminuição na condutividade térmica de cerca de 20%. Shen et al. [164] e Shen et al. [165], através de simulações numéricas, mostraram que a transferência de calor no concreto devido ao dano por tração e por compressão diminuiu cerca de 10% e 30%, respectivamente. Shen et al. [163] propuseram um modelo termomecânico baseado na evolução da condutividade térmica e constataram que a CTR leva a perturbações no fluxo de calor, no campo de tensão e na propagação das fissuras. De et al. [51] avaliaram os efeitos da CTR em estruturas de concreto reforçadas com fibra de aço.

1.6 ABORDAGENS PARA A MODELAGEM DA FISSURAÇÃO

A fissuração dos sólidos pode ser modelada tanto pela Mecânica da Fratura quanto pela Mecânica do Dano Contínuo. No primeiro caso, o campo de deslocamentos é concebido ser descontínuo ao longo da superfície de fissuração, cuja amplitude e propagação são controladas por um dado critério de falha. Na segunda abordagem, os deslocamentos são contínuos e o dano é simulado por meio de relações constitutivas nas quais o efeito do desenvolvimento das fissuras é introduzido a partir de variáveis de estado internas, que agem degradando a rigidez através de modificações nas propriedades mecânicas [121, 118, 19]. A fim de aliar estas teorias a ferramentas computacionais, a Mecânica da Fratura é implementada a partir dos métodos discretos ou descontínuos enquanto a Mecânica do Dano Contínuo é tratada pelos métodos distribuídos ou contínuos [121], sendo o Método dos Elementos Finitos (MEF) uma estratégia consagrada para lidar com estes problemas.

Os modelos discretos simulam o fenômeno como uma descontinuidade no deslocamento dentro ou entre os elementos de uma malha regular, empregando uma lei de dano por tração

para descrever a propagação na chamada zona de fissuração. Essa abordagem permite que as trajetórias da falha sejam aproximadamente previstas mas é fortemente dependente de malha [118].

No caso em que as fissuras se propagam dentro dos elementos temos os chamados modelos intra-elementos, os quais incorporam a descontinuidade através de funções de enriquecimento cinemático adequadas, tanto no âmbito do nó quanto no do elemento. Tal metodologia permite simular a propagação de fissuras por caminhos não determinados *a priori* e reduz significativamente as questões de dependência da malha [117, 118].

Dentro desta abordagem, o Método dos Elementos Finitos Estendido, conhecido por XFEM na sua abreviação na língua inglesa, é caracterizado pela incorporação de funções de forma descontínuas na formulação dos elementos regulares. Apesar de implicar em um aumento da complexidade da implementação, as fissuras podem estar arbitrariamente localizadas na malha e se propagar continuamente [170]. Neste sentido, Liao e Huang [110] simularam a fissuração em vigas de concreto armado submetidas a altas temperaturas e confrontaram os resultados com testes experimentais. Roth et al. [154] acoplaram o XFEM à fissuração distribuída para simular a falha em estruturas de concreto, mostrando através de diferentes simulações que a abordagem proposta é insensível à malha. Também utilizando esta combinação, Aghajanzadeh e Mirzabozorg [2] apresentaram um método que une o XFEM a um modelo de fissuração distribuída fixa para simular a falha do concreto por carregamento mecânico. Parvathi et al. [147] investigaram, a partir de diferentes condições de fissuração inicial, a confiabilidade estrutural de uma barragem de concreto frente a solicitações sísmicas, destacando as zonas críticas da estrutura. Kozák e Vala [103] estudaram o processo de fissuração em estruturas de concreto reforçado com fibras, avaliando a influência destas nos campos de tensão e de deformação.

Ainda no universo intra-elementos, a metodologia de fissuração embutida propõe a interceptação dos elementos por descontinuidades embebidas e progressivamente ativadas ao longo da análise, sendo a cinemática enriquecida por uma contribuição descontínua ao campo de deslocamentos. Este último é definido então como a soma de uma parcela regular, descrita por funções de forma convencionais e graus de liberdade nodais, com uma parcela descontínua, que pode ser definida de diversas maneiras. Similarmente ao XFEM, esta abordagem também reduz significativamente as questões de dependência da malha, mas aumenta a complexidade da implementação por implicar em alterações na formulação dos elementos [170]. Neste contexto, Jirásek e Zimmermann [97] descreveram a formulação de um elemento triangular com uma descontinuidade de deslocamento embebida para representar uma fissura, sendo o modelo constitutivo formulado com base na teoria do dano, considerando os efeitos do fechamento e do deslizamento das faces da fissura. Feist e Hofstetter [67] propuseram um modelo para simular a fissuração em estruturas de concreto, combinando os conceitos de fissura fixa aos de descontinuidade embebida e empregando dados experimentais para validação. Sancho et al. [157] apresentaram um modelo de fissura coesiva para a análise da falha no concreto, tendo como dados requeridos apenas as constantes elásticas do material e a curva de amolecimento

no modo I, e utilizaram experimentos clássicos para demonstrar a aplicabilidade da estratégia proposta. Jukić et al. [99] apresentaram a formulação de um elemento de viga para análise da falha de vigas e pórticos de concreto armado e utilizaram diversos exemplos numéricos para validar a implementação. Juárez-Luna et al. [98] investigaram o processo de falha em lajes de concreto armado submetidas a carregamentos verticais, avaliando o padrão de fissuração e a curva carga-deslocamento. Stanić et al. [175] simularam a propagação de múltiplas fissuras em sólidos bidimensionais quasi-frágeis sem a utilização de nenhum algoritmo de rastreamento, considerando carregamentos estáticos e dinâmicos e empregando dados experimentais e numéricos para comprovar a eficiência da metodologia em termos do padrão de fissura, da energia de fratura dissipada e da curva carga-deslocamento.

Já no caso em que as fissuras se propagam entre os elementos tem-se os denominados modelos inter-elementos, que simulam o surgimento e a propagação das fissuras por meio de elementos de interface específicos inseridos entre os elementos da malha regular. O inconveniente desta estratégia é que as fissuras são forçadas a percorrer a trajetória previamente determinada por tais elementos de interface, o que pode ser contornado pela sua inserção adaptativa ao longo da análise [117, 118].

Nesse contexto, a abordagem mais clássica propõe a inserção de elementos finitos de espessura nula na interface dos elementos regulares, e atribui a eles uma lei de separação por tração capaz de representar o fenômeno de fissuração. Apesar de limitar a trajetória da fissuração e implicar em um aumento do custo computacional devido ao acréscimo de nós e elementos, esta técnica tem a vantagem de não necessitar de remalhamento e ser de simples implementação [170, 118]. Adotando esta estratégia, Rodrigues et al. [151] propuseram um modelo bidimensional em mesoescala para simular a fissuração do concreto, utilizando elementos de interface coesiva com alta razão de aspecto, os quais foram inseridos via fragmentação da malha. Naderi e Zhang [136] realizaram o estudo também em mesoescala, mas com o diferencial de adotar os agregados em seu formato real, destacando a importância deste fator no processo de fissuração. Na mesma linha, Congro et al. [44] fizeram uma análise semelhante, mas com o material homogêneo com fibras de reforço embebidas. Considerando o concreto armado, Maio et al. [119] investigaram a fissuração bem como a sua influência na capacidade de carga de elementos estruturais, empregando um modelo de treliça embebida para permitir que as barras de reforço fossem atravessadas por fissuras. Adotando uma estratégia adaptativa para tornar a modelagem mais eficiente, Geißler et al. [77], Rodrigues et al. [152] e Yazdi e Amiri [198] propuseram estratégias nas quais os elementos de interface são inseridos de forma progressiva ao longo da análise, reduzindo assim o número de nós e elementos envolvidos.

Também na abordagem inter-elementos, a técnica denominada *moving mesh*, ou malha móvel, em tradução livre, baseia-se no ajuste dinâmico da malha ao longo da análise, reproduzindo o desenvolvimento das fissuras pela movimentação dos nós ao redor da superfície de fissuração, de acordo com o critério de falha adotado, evitando operações de remalhamento excessivo, otimizando a simulação e proporcionando resultados precisos. Em contrapartida, esta

metodologia requer algoritmos sofisticados para lidar com as modificações da malha. Adotando esta estratégia, Greco et al. [81] simularam a fissuração em meios elástico lineares por carregamentos térmicos e mecânicos e utilizaram resultados obtidos a partir de outras estratégias para validação, concluindo que a metodologia é adequada para simular cenários complexos de fissuração. Com a mesma estratégia, Greco et al. [82] simularam a fissuração por carregamento dinâmico. Ammendolea et al. [14] estudaram a fissuração em estruturas de concreto de ultra-alta-resistência reforçado com fibras e com nanomateriais embebidos, sendo o movimento da malha dirigido por um critério baseado na tensão principal máxima, e utilizaram dados da literatura para comprovar a validade da estratégia proposta. Ammendolea et al. [13] simularam a propagação de fissuras por fadiga em materiais sujeitos a carregamentos cíclicos, atualizando a malha somente quando os elementos finitos se tornam excessivamente distorcidos pelo movimento dos nós, diminuindo assim o custo computacional.

Outra alternativa para a simulação discreta de fissuras são as abordagens *meshless*, ou sem malha, em tradução livre, como é o caso da teoria peridinâmica, a qual assume que o material é composto de partículas infinitesimalmente pequenas que interagem entre si, permitindo a simulação precisa da propagação de fissuras sem depender de uma malha fixa [24]. Assim, Yang et al. [196] investigaram quantitativamente a propagação de fissuras no modo I, empregando uma curva de amolecimento bilinear e utilizando dados experimentais para validação. Shi et al. [169] avaliaram a iniciação, evolução e propagação das fissuras em estruturas de concreto com agregados reciclados submetidas a tração e a compressão uniaxial, e avaliaram a influência da distribuição aleatória dos agregados no fenômeno. Dong et al. [55] propuseram um modelo bidimensional em mesoescala para analisar o processo de fissuração, utilizando testes de tração uniaxial e de flexão para validação.

Os modelos distribuídos simulam a fissuração como uma perda progressiva da integridade do material, por meio de relações constitutivas nas quais o efeito mecânico do desenvolvimento da fissura é introduzido através de variáveis de estado internas que agem na degradação da rigidez elástica, provocando um amolecimento da deformação para descrever o declínio gradual da tensão pós-pico [118]. Apesar de, em geral, serem de fácil implementação, tais modelos podem ser incapazes de prever satisfatoriamente a trajetória da fissuração.

Com esta abordagem, De Sa e Benboudjema [52] empregaram um modelo de dano elástico isotrópico e um modelo de dano elastoplástico ortotrópico para simular o dano no concreto devido a temperaturas elevadas, e utilizaram dados experimentais para comparar as duas abordagens. Na mesma linha, Edalat Behbahani et al. [61] propuseram um modelo de dano-plasticidade para simular o comportamento não linear do concreto submetido a diferentes carregamentos. Mais tarde, Edalat-Behbahani et al. [60] estenderam o modelo para o caso tridimensional. Kurumatani et al. [104] apresentaram um modelo de dano isotrópico para materiais quasi-frágeis e demonstraram sua capacidade de prever a propagação de fissuras no concreto através de diversos *benchmarks*. Mazzucco et al. [128] utilizaram um modelo de dano elastoplástico para simular o comportamento de concretos produzidos com agregados reciclados,

submetidos a carregamentos mecânicos. Assis et al. [23] empregaram o conhecido modelo de dano de Mazars [127] para simular o comportamento do concreto submetido a temperaturas elevadas, utilizando dados experimentais para calibração e validação da estratégia proposta. Arruda et al. [19] propuseram uma modificação ao referido modelo, na qual as leis de evolução por tração e por compressão são regularizadas através da energia de fratura.

A análise do comportamento pós-pico do concreto pode implicar em problemas de valor de contorno mal postos. Como alternativa, ainda no universo das abordagens distribuídas, uma variedade de modelos não locais têm sido propostas. Em tais abordagens, a quantidade em um dado ponto depende da média espacial do campo correspondente sobre a sua vizinhança, e um comprimento de escala do material é introduzido para determinar esse raio de interação [203]. Neste sentido, Farahani et al. [66] utilizaram uma formulação de dano não local com relação à energia livre de Helmholtz para simular a fissuração em estruturas de concreto, e empregaram dados experimentais para validação. Gao et al. [74] desenvolveram um modelo de dano não local para a fratura de materiais frágeis, partindo de um modelo de dano local que considera o comportamento anisotrópico, e comprovaram que a estratégia é capaz de prever corretamente a trajetória das fissuras e capturar o efeito do tamanho em materiais reais. Marzec et al. [126] utilizaram um modelo de dano não local para reproduzir numericamente resultados de testes de laboratório em vigas de concreto armado submetidas à flexão. Lu e Chen [113] propuseram um modelo de dano não local macro-meso-escala para simular a falha, sem considerar nenhuma fissura inicial prescrita ou caminho potencial de fissuração, e mostraram que o modelo é capaz de capturar não somente o padrão de fissuras mas também as curvas carga-deslocamento.

Outra alternativa distribuída são os modelos *phase-field*, que consistem em substituir as condições de contorno aplicadas na interface de duas ou mais regiões por um campo de fase suave auxiliar, especificado por uma variável escalar, a qual pode ser interpretada como uma variável do tipo dano que vai de 0 na região intacta a 1 na região fissurada. A evolução temporal desta variável é descrita por uma equação diferencial parcial e, portanto, o método permite a simulação da evolução de interfaces complexas pela integração de um conjunto de equações diferenciais parciais em todo o sistema, evitando o tratamento explícito das condições de interface. Assim, Fang et al. [65], Wu e Huang [191] e Navidtehrani et al. [138] apresentaram os procedimentos de implementação de um modelo de fissuração *phase-field* no programa comercial de elementos finitos Abaqus. Empregando o mesmo programa para estudar a propagação de fissuras em sólidos via método *phase-field*, Li et al. [109] propuseram um modelo e utilizaram diversos testes numéricos para validá-lo, enquanto Xia et al. [192] implementaram um modelo para estudar o material em mesoescala, e realizaram análises paramétricas com dados dos agregados para verificar sua influência no comportamento global. Considerando carregamentos térmicos, Cheng et al. [40] empregaram a estratégia para reproduzir computacionalmente o processo de *spalling* induzido pelo fogo, e Zhou et al. [205] apresentaram um modelo termomecânico *phase-field* para o concreto em temperaturas elevadas, considerando a termo-dependência das propriedades, a DTL e a DTIC.

1.7 MODELAGEM DO CONCRETO EM MESOESCALA

Em mesoescala, o concreto é representado basicamente por uma matriz de argamassa que envolve as partículas de agregado graúdo, mas outras fases podem ser incluídas, tais como fibras, poros e zona de transição interfacial (ZTI). Muitos trabalhos que consideram esta abordagem vêm sendo desenvolvidos e tal metodologia tem se mostrado adequada para representar o processo de falha do material [128, 152, 178, 120, 50, 150, 40].

Dentre os estudos que adotam esta abordagem, Sun et al. [178] investigaram a influência do comprimento e da quantidade de fibras de basalto nas propriedades mecânicas de concretos. Monteiro et al. [131] propuseram um método de homogeneização para determinar a condutividade térmica de concretos reforçados com fibras de aço, após a exposição a temperaturas elevadas. Naderi et al. [135] avaliaram o processo de fratura no concreto submetido a compressão uniaxial e biaxial. Ying et al. [199] desenvolveram uma estratégia para prever o comportamento de materiais cimentícios ao longo do tempo, analisando o módulo de elasticidade, a difusividade de cloreto e a condutividade térmica. Al-Ahmed et al. [3] estudaram os efeitos das fibras de aço nas propriedades mecânicas de concretos. Han et al. [89] desenvolveram uma estratégia para estudar o comportamento termo-hidro-mecânico de concretos sob temperaturas elevadas. Gupta et al. [86] propuseram uma abordagem para simular o comportamento à tração uniaxial do concreto a partir da mecânica do dano, avaliando a influência do fator água cimento e do percentual e da granulometria dos agregados.

A ZTI é considerada a fase mais vulnerável do concreto devido às suas características físico-químicas particulares, tais como a alta porosidade relativa, a formação de cristais resultantes do processo de hidratação do cimento e a deposição de cristais de hidróxido de cálcio (CH) com uma orientação preferencial nestas regiões [132, 145]. Por isso, a inclusão desta fase é adotada em diversos estudos. Dutta e Chandra Kishen [59] estudaram os efeitos das microfissuras presentes na ZTI. Sharma e Bishnoi [162] verificaram a influência da ZTI nas propriedades elásticas do concreto, considerando desde a escala das partículas de cimento até a escala dos agregados. Xiong et al. [194] desenvolveram um modelo para analisar a evolução do dano e das propriedades do concreto, considerando agregados, argamassa, vazios, fissuras e ZTI. Naderi e Zhang [136] propuseram uma abordagem computacional para modelar o processo de fratura no concreto por carregamento de tração dinâmico, considerando agregados com formatos reais, argamassa, ZTI e vazios. Zhang et al. [202] estimaram o módulo de elasticidade de concretos de ultra-alto desempenho submetidos a temperaturas elevadas, avaliando os efeitos das imperfeições na ZTI e o tamanho das inclusões. Naderi e Zhang [137] apresentaram uma análise do processo de fratura em concretos reforçados com fibras de aço submetidos a tração e a compressão uniaxial, incluindo diferentes tipos de fibras, formatos de agregados realistas, argamassa, ZTI e vazios.

Apesar de tal metodologia se mostrar adequada para simulações do processo de fissuração do concreto, ela traz alguns inconvenientes. Primeiramente, para que seja possível criar uma

geometria neste caso, é necessário o emprego de alguma estratégia para distribuir de forma aleatória os agregados na matriz de argamassa, a partir da sua curva granulométrica e do seu percentual, de modo a imitar o que acontece na realidade. Para isso, pode-se utilizar diversas abordagens, tais como os métodos *Take-and-Place* [189], *Divide-and-Fill* [53], *Random Particle Drop* [186], *Distinct Element Method* [47], ou outras alternativas como a proposta por Bonifácio [25], cada uma com seus problemas particulares. Além de ser um passo a mais na modelagem, tal distribuição pode se tornar inviável para grandes volumes de agregados bem como para maiores domínios. Ademais, para geometrias não regulares esta tarefa pode ser dificultada. Outra questão importante é que a disposição dos agregados impacta na resposta estrutural, de modo que, assim como nos experimentos em laboratório é necessário ensaiar vários corpos de prova para se obter um resultado representativo [11], nos testes computacionais também é necessário avaliar várias amostras a fim de se obter uma resposta média. Nesse sentido, o uso de uma geometria homogênea que seja capaz de representar a fissuração do concreto satisfatoriamente, sem a necessidade de considerá-lo em mesoescala, pode ser um facilitador em termos de modelagem computacional.

1.8 ESTRATÉGIAS DE HOMOGENEIZAÇÃO

No âmbito da análise de materiais compósitos, técnicas de homogeneização são estratégias utilizadas para simplificar a descrição de um material para fins de análise e simulação, transformando uma microestrutura complexa e variada em uma constituição homogênea com propriedades efetivas.

Existem diversas abordagens disponíveis na literatura, dentre elas a Regra da Mistura [46, 108, 124], que é uma estratégia para calcular as propriedades efetivas de materiais compósitos com base nas propriedades de seus componentes individuais, levando em consideração a fração de volume da mistura. É uma técnica direta e simples de aplicar, fundamentada em princípios físicos claros, como a lei da conservação da massa e a lei da mistura, tornando os resultados fáceis de interpretar.

Outra alternativa é o Método de Homogeneização Assintótica [36, 153, 28, 56], que consiste no desenvolvimento de uma série de soluções aproximadas capazes de capturar o comportamento do material em diferentes escalas, da micro à macro. Cada termo nesta série representa a contribuição de um detalhe específico, o que garante uma análise metódica das interações entre as fases e seus impactos no material como um todo. É uma ferramenta poderosa e particularmente útil para meios heterogêneos, mas tem suas limitações características: não é tão eficiente para lidar com comportamentos não lineares, sua implementação requer habilidades matemáticas avançadas e a simulação de interfaces complexas pode ser bastante complicada.

Uma abordagem mais sofisticada é a Modelagem Multiescala [83, 39, 86, 183], que reúne informações de diferentes escalas espaciais e temporais para prever as propriedades efetivas. Ela combina técnicas de homogeneização e métodos numéricos para capturar detalhes da microes-

estrutura enquanto calcula parâmetros macroscópicos. Entre as vantagens, está a capacidade de considerar informações abrangentes da microescala para melhorar a compreensão da macroescala, o que gera resultados mais confiáveis e precisos. Por outro lado, requer conhecimento profundo para formular os modelos e interpretar os resultados, necessita de dados detalhados sobre o material em diferentes escalas e pode ser computacionalmente cara, o que limita sua aplicação em alguns casos.

1.9 OBJETIVOS

O objetivo geral deste trabalho é desenvolver um modelo termo-dano acoplado para simular o processo de fissuração em estruturas de concreto. A fim de alcançar este objetivo geral, os seguintes objetivos específicos são propostos:

- contribuir para o aprimoramento de um modelo de dano incorporando o campo térmico a ele;
- propor uma expressão para representar a Resistência Térmica da Fissura e, com isso, as perturbações que ocorrem no fluxo de calor com a fissuração, enriquecendo os estudos sobre este tema;
- propor uma estratégia de homogeneização que seja capaz de representar o comportamento estrutural do material em macroescala, levando em consideração suas características heterogêneas.

1.10 ESTRUTURA DO TEXTO

O conteúdo a seguir vem organizado da seguinte forma. No Capítulo 2 descreve-se o arcabouço teórico que serviu de base para este trabalho. O Capítulo 3 versa sobre os materiais e métodos relevantes para o desenvolvimento deste estudo. Em seguida, o Capítulo 4 apresenta os experimentos computacionais realizados para fins de validação da implementação do modelo. Por sua vez, o Capítulo 5 traz os experimentos computacionais realizados com o objetivo de demonstrar as estratégias propostas neste trabalho. Por fim, o Capítulo 6 aborda as conclusões obtidas bem como as proposições de trabalhos futuros.

2 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

A matéria é formada por moléculas, as quais são constituídas por átomos que, a seu turno, são compostos por partículas subatômicas. Portanto, a matéria não é contínua. Contudo, determinados esforços a que os materiais podem ser submetidos, tais como a deflexão em uma viga ou a força de arrasto experienciada por um corpo que se move no ar, são satisfatoriamente descritos sem que a estrutura molecular seja levada em conta. A abordagem baseada nessa consideração é denominada Mecânica do Contínuo e a teoria apresentada neste capítulo está formulada dentro desse contexto.

Cabe ressaltar que a Mecânica do Contínuo pode ser ramificada em duas vertentes principais. Por um lado, ela define os princípios gerais e comuns a todos os materiais tais como a conservação de massa, de quantidade de movimento, de momento angular e de energia. No entanto, ela apresenta também leis constitutivas específicas para grupos de materiais e que são utilizadas para relacionar as componentes de tensão e de deformação de uma forma particular para cada padrão de comportamento observado. Neste capítulo serão apresentados os princípios gerais relacionados a este estudo bem como as leis constitutivas adotadas.

2.1 EQUAÇÕES GOVERNANTES PARA O PROBLEMA MECÂNICO

No âmbito da Mecânica do Contínuo, as forças que agem nos pontos de um corpo são classificadas em forças de corpo e forças de superfície. As forças de corpo são aquelas que incidem em todo o volume do elemento considerado e cujos agentes não estão em contato direto com o mesmo, tal como ocorre com a aceleração da gravidade e com a força eletrostática. Por outro lado, as forças de superfície atuam em uma porção do contorno do elemento e são adequadamente descritas através de um vetor tensão, o que constitui o princípio da tensão de Cauchy.

Seja o corpo mostrado na Figura 1, interceptado por um plano S com vetor normal unitário \mathbf{n} , e que passa por um ponto interno arbitrário P . O plano divide o corpo nas porções I e II. Considerando a porção I, existe no plano S uma força resultante $\Delta\mathbf{F}$ que atua em uma pequena área ΔA , que contém P . O vetor tensão no ponto P sobre o plano S , que atua em I pela ação de II, é definido como o limite de $\Delta\mathbf{F}/\Delta A$, quando $\Delta A \rightarrow 0$. Isto é, sendo \mathbf{t}_n o vetor tensão, segue que:

$$\mathbf{t}_n = \lim_{\Delta A \rightarrow 0} \frac{\Delta\mathbf{F}}{\Delta A}. \quad (2.1)$$

Pela Terceira Lei de Newton, o vetor tensão atuante no mesmo ponto P e no mesmo plano S , mas na porção II, tem a mesma magnitude e a mesma direção de \mathbf{t}_n mas atua no sentido contrário, sendo denotado por $-\mathbf{t}_{-n}$.

Seja agora uma superfície S , e não mais um plano, passando pelo ponto P e seja $\Delta\mathbf{F}$ a

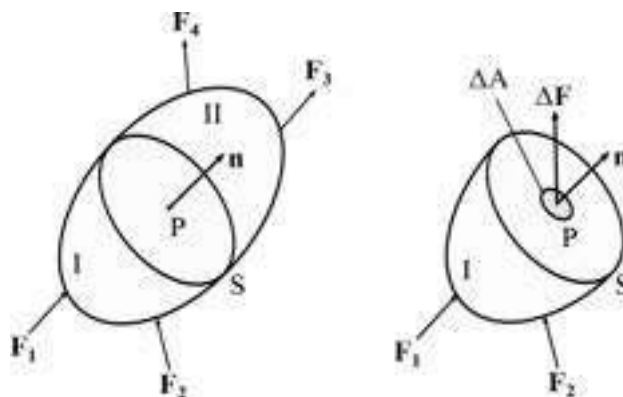


Figura 1 – Elemento genérico utilizado para a dedução do vetor tensão (adaptado de Lai et al. [105]).

força resultante em uma pequena área ΔS da superfície S . O vetor tensão de Cauchy \mathbf{t} é definido como:

$$\mathbf{t} = \lim_{\Delta S \rightarrow 0} \frac{\Delta \mathbf{F}}{\Delta S}. \quad (2.2)$$

Dada a Equação (2.2), pode-se então enunciar o princípio da tensão de Cauchy: o vetor tensão permanece inalterado para todas as superfícies que passam pelo ponto P e têm o mesmo vetor normal unitário \mathbf{n} em P , isto é, têm uma tangente comum em P . Isto significa que o vetor tensão \mathbf{t} é uma função apenas do vetor normal unitário \mathbf{n} , e portanto:

$$\mathbf{t} = \mathbf{t}(\mathbf{x}, t, \mathbf{n}), \quad (2.3)$$

com t sendo o tempo e \mathbf{x} a posição.

Pela Segunda Lei de Newton, verifica-se que a dependência entre o vetor tensão de Cauchy \mathbf{t} e o vetor normal unitário \mathbf{n} pode ser expressa por:

$$\mathbf{t} = \boldsymbol{\sigma}(\mathbf{x}, t)\mathbf{n}, \quad (2.4)$$

onde $\boldsymbol{\sigma}$ é uma transformação linear denominada tensor de tensões ou tensor de tensões de Cauchy.

Para um ponto na posição \mathbf{x} e um instante de tempo t , tem-se:

$$\mathbf{t}_{\mathbf{n}} = \boldsymbol{\sigma}\mathbf{n}. \quad (2.5)$$

Considerando as três direções coordenadas \mathbf{e}_1 , \mathbf{e}_2 e \mathbf{e}_3 , pode-se escrever:

$$\mathbf{t}_{\mathbf{e}_1} = \boldsymbol{\sigma}\mathbf{e}_1, \quad \mathbf{t}_{\mathbf{e}_2} = \boldsymbol{\sigma}\mathbf{e}_2, \quad \mathbf{t}_{\mathbf{e}_3} = \boldsymbol{\sigma}\mathbf{e}_3. \quad (2.6)$$

Expandindo a Equação (2.6), segue que:

$$\mathbf{t}_{\mathbf{e}_1} = \sigma_{11}\mathbf{e}_1 + \sigma_{21}\mathbf{e}_2 + \sigma_{31}\mathbf{e}_3, \quad (2.7)$$

$$\mathbf{t}_{\mathbf{e}_2} = \sigma_{12}\mathbf{e}_1 + \sigma_{22}\mathbf{e}_2 + \sigma_{32}\mathbf{e}_3,$$

$$\mathbf{t}_{\mathbf{e}_3} = \sigma_{13}\mathbf{e}_1 + \sigma_{23}\mathbf{e}_2 + \sigma_{33}\mathbf{e}_3.$$

Reescrevendo a Equação (2.7) de forma compacta, tem-se:

$$\mathbf{t}_{\mathbf{e}_i} = \sigma_{ji}\mathbf{e}_j, \quad (2.8)$$

que, devido à simetria do tensor de tensões, é o mesmo que:

$$\mathbf{t}_{\mathbf{e}_i} = \sigma_{ij}\mathbf{e}_j. \quad (2.9)$$

Da Equação (2.9), sendo $\mathbf{t}_{\mathbf{e}_i}$ o vetor tensão que age no plano cujo vetor normal unitário é \mathbf{e}_i , a componente σ_{ij} com $i = j$ é a tensão normal, denominada tração se positiva ou compressão se negativa, e as duas outras componentes σ_{ij} são as tensões cisalhantes. Neste caso, o índice i indica o plano no qual a tensão atua e o índice j indica a direção da componente.

A Figura 2 mostra os vetores tensão atuantes nas seis faces de um pequeno elemento retangular isolado do contínuo, na vizinhança da posição designada por \mathbf{x} .

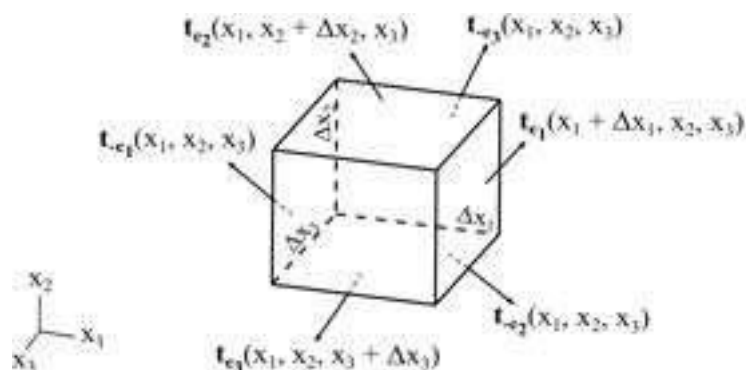


Figura 2 – Vetores tensão atuantes nas faces de um elemento tridimensional (adaptado de Lai et al. [105]).

Seja $\mathbf{B} = B_i\mathbf{e}_i$ a força de corpo por unidade de massa, ρ a densidade e \mathbf{a} a aceleração da partícula em \mathbf{x} . Pela Segunda Lei de Newton, pode-se escrever:

$$\begin{aligned} & \{\mathbf{t}_{\mathbf{e}_1}(x_1 + \Delta x_1, x_2, x_3) + \mathbf{t}_{-\mathbf{e}_1}(x_1, x_2, x_3)\}(\Delta x_2\Delta x_3) + \\ & \{\mathbf{t}_{\mathbf{e}_2}(x_1, x_2 + \Delta x_2, x_3) + \mathbf{t}_{-\mathbf{e}_2}(x_1, x_2, x_3)\}(\Delta x_1\Delta x_3) + \\ & \{\mathbf{t}_{\mathbf{e}_3}(x_1, x_2, x_3 + \Delta x_3) + \mathbf{t}_{-\mathbf{e}_3}(x_1, x_2, x_3)\}(\Delta x_1\Delta x_2) + \\ & \rho\mathbf{B}\Delta x_1\Delta x_2\Delta x_3 = (\rho\Delta x_1\Delta x_2\Delta x_3)\mathbf{a}. \end{aligned} \quad (2.10)$$

Como $\mathbf{t}_{-\mathbf{e}_i} = -\mathbf{t}_{\mathbf{e}_i}$, podemos simplificar a Equação (2.10) para:

$$\left\{ \frac{\mathbf{t}_{\mathbf{e}_1}(x_1 + \Delta x_1, x_2, x_3) - \mathbf{t}_{\mathbf{e}_1}(x_1, x_2, x_3)}{\Delta x_1} \right\} + \quad (2.11)$$

$$\left\{ \frac{\mathbf{t}_{\mathbf{e}_2}(x_1, x_2 + \Delta x_2, x_3) - \mathbf{t}_{\mathbf{e}_2}(x_1, x_2, x_3)}{\Delta x_2} \right\} +$$

$$\left\{ \frac{\mathbf{t}_{\mathbf{e}_3}(x_1, x_2, x_3 + \Delta x_3) - \mathbf{t}_{\mathbf{e}_3}(x_1, x_2, x_3)}{\Delta x_3} \right\} + \rho \mathbf{B} = \rho \mathbf{a}.$$

Fazendo $\Delta x_i \rightarrow 0$, a Equação (2.11) pode ser escrita em forma diferencial:

$$\frac{\partial \mathbf{t}_{\mathbf{e}_1}}{\partial x_1} + \frac{\partial \mathbf{t}_{\mathbf{e}_2}}{\partial x_2} + \frac{\partial \mathbf{t}_{\mathbf{e}_3}}{\partial x_3} + \rho \mathbf{B} = \rho \mathbf{a}. \quad (2.12)$$

Como $\mathbf{t}_{\mathbf{e}_j} = \sigma_{ji} \mathbf{e}_i$, segue que:

$$\frac{\partial \sigma_{ji}}{\partial x_j} \mathbf{e}_i + \rho B_i \mathbf{e}_i = \rho a_i \mathbf{e}_i, \quad (2.13)$$

que pode ser reescrita de forma compacta como:

$$\nabla \cdot \boldsymbol{\sigma} + \rho \mathbf{B} = \rho \mathbf{a}. \quad (2.14)$$

Na Equação (2.14), $\nabla \cdot (\bullet)$ é o operador divergente que resulta em um escalar e é definido como:

$$\nabla \cdot (\bullet) = \frac{\partial (\bullet)_{x_1}}{\partial x_1} + \frac{\partial (\bullet)_{x_2}}{\partial x_2} + \frac{\partial (\bullet)_{x_3}}{\partial x_3}, \quad (2.15)$$

sendo (\bullet) um campo vetorial.

A Equação (2.14) deve ser satisfeita para qualquer movimento no contínuo sem dissipações e é denominada Equação do Movimento de Cauchy. Nos casos estáticos considera-se a aceleração nula e a Equação (2.14) se reduz à Equação de Equilíbrio de Cauchy, que é a formulação empregada nas análises desenvolvidas neste trabalho. Para sua utilização, é necessário definir as condições de contorno adequadas para representação das solicitações em questão.

2.2 EQUAÇÕES GOVERNANTES PARA O PROBLEMA TÉRMICO

Por observações experimentais, sabe-se que o calor flui de pontos com maior temperatura para pontos com menor temperatura. O calor é, portanto, uma forma de energia liberada das regiões mais quentes de um corpo para as regiões mais frias. A condução é o modo de transferência de calor em que este transporte ocorre em sólidos e fluidos que estão em repouso. Existe também a transferência de calor por convecção, que acontece entre as partes em movimento de um fluido ou entre este e uma superfície sólida. Por último, a transferência de

calor pode se dar por radiação, que é o mecanismo associado à emissão ou à absorção de ondas eletromagnéticas. Neste trabalho será considerada a transferência de calor por condução, que está baseada na equação da difusão.

O fluxo de calor não pode ser medido diretamente, mas sua presença se manifesta através de uma quantidade escalar, a temperatura. Conhecendo a distribuição de temperatura, é possível calcular o fluxo de calor que atravessa uma região. Portanto, a parte principal do estudo da condução de calor está na determinação da distribuição de temperatura em um meio, o qual está submetido a uma condição inicial e a condições de contorno apropriadas.

A relação entre o fluxo de calor \mathbf{q} e a temperatura T é determinada pela lei de Fourier, dada por:

$$\mathbf{q} = -\kappa \nabla T, \quad (2.16)$$

onde κ é a condutividade térmica.

Na Equação (2.16), $\nabla(\bullet)$ é o operador gradiente que resulta em um campo vetorial e é definido como:

$$\nabla(\bullet) = \left(\frac{\partial(\bullet)}{\partial x_1}, \frac{\partial(\bullet)}{\partial x_2}, \frac{\partial(\bullet)}{\partial x_3} \right), \quad (2.17)$$

sendo (\bullet) um escalar.

Seja o corpo mostrado na Figura 3, com volume V e área S . O fluxo de calor total que atravessa S ou a quantidade de calor que sai da superfície por unidade de tempo, dada por Q_S , é:

$$Q_S = \int \int_S \mathbf{q} \cdot \mathbf{n} dS. \quad (2.18)$$

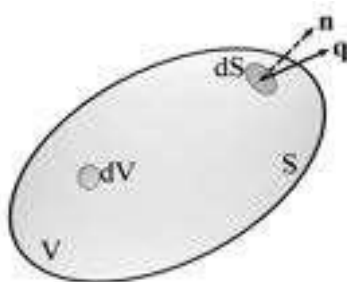


Figura 3 – Elemento genérico utilizado para a dedução da equação do calor (adaptado de Selvadurai [161]).

Substituindo o fluxo de calor pela Equação (2.16) e considerando o vetor unitário \mathbf{n} normal à superfície dS , segue que:

$$Q_S = \int \int_S (-\kappa \nabla T) \cdot \mathbf{n} dS. \quad (2.19)$$

O Teorema da Divergência [177] diz que o fluxo externo de um campo vetorial que passa através de uma superfície fechada é igual à integral do volume da divergência sobre a região dentro da superfície, o que é matematicamente expresso por:

$$\int \int \int_V \nabla \cdot (\bullet) dV = \int \int_S (\bullet) \cdot \mathbf{n} dS, \quad (2.20)$$

sendo (\bullet) um campo vetorial.

Aplicando o Teorema da Divergência à Equação (2.19), pode-se escrever:

$$Q_S = \int \int \int_V \nabla \cdot (-\kappa \nabla T) dV. \quad (2.21)$$

Portanto, a quantidade de calor que entra na superfície S por unidade de tempo, dada por Q_E , é:

$$Q_E = \int \int \int_V \nabla \cdot (\kappa \nabla T) dV. \quad (2.22)$$

Ainda no corpo mostrado na Figura 3, o calor armazenado Q_A é obtido por:

$$Q_A = \int \int \int_V \rho c \frac{\partial T}{\partial t} dV, \quad (2.23)$$

onde ρ é a densidade e c é o calor específico.

Em alguns casos pode haver geração de calor dentro do corpo. Se $g(\mathbf{x}, t)$ é a taxa de geração de calor por unidade de volume, então a taxa total de calor gerado dentro do volume de controle V , denominada Q_G , é dada por:

$$Q_G = \int \int \int_V g dV. \quad (2.24)$$

Se considerarmos o balanço de energia para o volume de controle, a taxa de calor que entra através de S (Equação (2.22)) somada com a quantidade de calor gerada em V (Equação (2.24)) deve ser igual à taxa de calor que está sendo armazenada em V (Equação (2.23)), isto é:

$$\int \int \int_V \nabla \cdot (\kappa \nabla T) dV + \int \int \int_V g dV = \int \int \int_V \rho c \frac{\partial T}{\partial t} dV, \quad (2.25)$$

que pode ser reescrita como:

$$\int \int \int_V \left[\nabla \cdot (\kappa \nabla T) + g - \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \right] dV = 0. \quad (2.26)$$

Uma vez que o volume dV é arbitrário, pode-se escrever:

$$\nabla \cdot (\kappa \nabla T) + g = \rho c \frac{\partial T}{\partial t}, \quad (2.27)$$

que é a equação do calor.

Se o processo de condução de calor atinge um estado estacionário, o campo de temperaturas se torna apenas função da variável espacial x e, portanto, a Equação (2.27) se reduz a:

$$\nabla \cdot (\kappa \nabla T) + g = 0. \quad (2.28)$$

2.3 MODELO CONSTITUTIVO LINEAR ELÁSTICO

O modelo constitutivo linear elástico está baseado em quatro pilares principais: a relação entre o carregamento aplicado e a deformação medida é linear; a taxa de aplicação do carregamento é indiferente; quando o carregamento é removido, o material retorna à sua configuração inicial; as deformações são muito pequenas. Portanto, pode-se escrever que:

$$\boldsymbol{\sigma} = \boldsymbol{\sigma}(\boldsymbol{\varepsilon}), \quad (2.29)$$

onde $\boldsymbol{\varepsilon}$ é o tensor de deformações infinitesimais. Em forma de componentes, tem-se:

$$\begin{aligned} \sigma_{11} &= C_{1111}\varepsilon_{11} + C_{1112}\varepsilon_{12} + \dots + C_{1133}\varepsilon_{33} \\ \sigma_{12} &= C_{1211}\varepsilon_{11} + C_{1212}\varepsilon_{12} + \dots + C_{1233}\varepsilon_{33} \\ &\dots\dots\dots \\ &\dots\dots\dots \\ \sigma_{33} &= C_{3311}\varepsilon_{11} + C_{3312}\varepsilon_{12} + \dots + C_{3333}\varepsilon_{33}, \end{aligned} \quad (2.30)$$

que de forma compacta, é o mesmo que:

$$\sigma_{ij} = C_{ijkl}\varepsilon_{kl}, \quad (2.31)$$

sendo σ_{ij} e ε_{kl} componentes de um tensor de segunda ordem e C_{ijkl} componentes de um tensor de quarta ordem, o tensor de elasticidade.

Considerando que o material é isotrópico, o tensor de elasticidade se mantém inalterado independente da base ortonormal considerada. O tensor identidade \mathbf{I} , além de seus múltiplos, é o único tensor isotrópico de segunda ordem e, com a combinação de suas componentes δ_{ij} , pode-se escrever três tensores isotrópicos de quarta ordem:

$$\begin{aligned} A_{ijkl} &= \delta_{ij}\delta_{kl} \\ B_{ijkl} &= \delta_{ik}\delta_{jl} \\ H_{ijkl} &= \delta_{il}\delta_{jk}. \end{aligned} \quad (2.32)$$

A partir da Equação (2.32), o tensor elástico pode ser reescrito como:

$$C_{ijkl} = aA_{ijkl} + bB_{ijkl} + hH_{ijkl}, \quad (2.33)$$

sendo a , b e h constantes. Considerando as Equações (2.32) e (2.33), a Equação (2.31) se torna:

$$\sigma_{ij} = a\delta_{ij}\delta_{kl}\varepsilon_{kl} + b\delta_{ik}\delta_{jl}\varepsilon_{kl} + h\delta_{il}\delta_{jk}\varepsilon_{kl}. \quad (2.34)$$

Portanto:

$$\sigma_{ij} = a\varepsilon_{kk}\delta_{ij} + (b + h)\varepsilon_{ij}, \quad (2.35)$$

ou, denotando a por λ e $(b + h)$ por 2μ , tem-se:

$$\sigma_{ij} = \lambda\varepsilon_{kk}\delta_{ij} + 2\mu\varepsilon_{ij}, \quad (2.36)$$

que é o mesmo que:

$$\boldsymbol{\sigma} = \lambda \text{tr}(\boldsymbol{\varepsilon})\mathbf{I} + 2\mu\boldsymbol{\varepsilon}, \quad (2.37)$$

onde tr indica o traço.

A Equação (2.36) ou (2.37) é a lei constitutiva para um sólido linear elástico isotrópico, denominada lei de Hooke. De forma desmembrada, é o mesmo que:

$$\begin{aligned} \sigma_{11} &= \lambda(\varepsilon_{11} + \varepsilon_{22} + \varepsilon_{33}) + 2\mu\varepsilon_{11}, \\ \sigma_{22} &= \lambda(\varepsilon_{11} + \varepsilon_{22} + \varepsilon_{33}) + 2\mu\varepsilon_{22} \\ \sigma_{33} &= \lambda(\varepsilon_{11} + \varepsilon_{22} + \varepsilon_{33}) + 2\mu\varepsilon_{33} \\ \sigma_{12} &= 2\mu\varepsilon_{12}, \\ \sigma_{13} &= 2\mu\varepsilon_{13}, \\ \sigma_{23} &= 2\mu\varepsilon_{23}, \end{aligned} \quad (2.38)$$

ou em forma matricial:

$$\begin{pmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{12} \\ \sigma_{13} \\ \sigma_{23} \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} \lambda + 2\mu & \lambda & \lambda & 0 & 0 & 0 \\ \lambda & \lambda + 2\mu & \lambda & 0 & 0 & 0 \\ \lambda & \lambda & \lambda + 2\mu & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 2\mu & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 2\mu & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 2\mu \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \varepsilon_{12} \\ \varepsilon_{13} \\ \varepsilon_{23} \end{pmatrix}, \quad (2.39)$$

sendo que as deformações angulares ε_{12} , ε_{13} e ε_{23} também podem ser escritas como $\frac{1}{2}\gamma_{12}$, $\frac{1}{2}\gamma_{13}$ e $\frac{1}{2}\gamma_{23}$, respectivamente, sendo γ a distorção angular.

As duas constantes (λ e μ) são denominadas constantes de Lamé e têm a mesma dimensão do tensor de tensões, sendo baseadas em duas propriedades do material, o módulo de elasticidade ou módulo de Young E e o coeficiente de Poisson ν , com:

$$\mu = \frac{E}{2(1 + \nu)} \quad (2.40)$$

e

$$\lambda = \frac{E\nu}{(1 + \nu)(1 - 2\nu)}. \quad (2.41)$$

2.4 EQUAÇÕES GOVERNANTES PARA O PROBLEMA TERMOELÁSTICO ACOPLADO

De forma geral, a variação no campo de temperaturas em um contínuo elástico resulta no surgimento de tensões térmicas. Tal fenômeno é representado através da lei constitutiva, via operação aditiva das deformações térmicas e mecânicas, como mostra a Equação (2.42):

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \boldsymbol{\varepsilon}^e + \boldsymbol{\varepsilon}^T, \quad (2.42)$$

onde $\boldsymbol{\varepsilon}^e$ denota a deformação elástica, $\boldsymbol{\varepsilon}^T$ é a deformação térmica livre e $\boldsymbol{\varepsilon}$ corresponde à deformação total.

A parcela de deformação térmica livre é dada pela Equação (2.43):

$$\boldsymbol{\varepsilon}^T = \alpha \Delta T \mathbf{I}, \quad (2.43)$$

sendo α o coeficiente de expansão térmica e $\Delta T = T - T_0$ o gradiente de temperatura.

Assim, a Lei de Hooke apresentada na Equação (2.37) para o caso termoelástico acoplado é dada por:

$$\boldsymbol{\sigma} = \lambda \text{tr}(\boldsymbol{\varepsilon}) \mathbf{I} + 2\mu \boldsymbol{\varepsilon} - (3\lambda + 2\mu) \boldsymbol{\varepsilon}^T, \quad (2.44)$$

expressão conhecida como equação constitutiva termoelástica de Duhamel-Neumann [156].

Problemas termoelásticos acoplados consideram a taxa de variação no tempo do primeiro invariante do tensor de deformações na primeira lei da termodinâmica, causando a dependência entre a temperatura e a deformação $\boldsymbol{\varepsilon}$, portanto, gerando um acoplamento entre os campos elástico e térmico. Assim, a equação do calor apresentada na Equação (2.27) para o problema termoelástico acoplado é dada por:

$$\nabla \cdot (\kappa \nabla T) + g - \alpha T_0 (3\lambda + 2\mu) \text{tr} \left(\frac{\partial \boldsymbol{\varepsilon}}{\partial t} \right) = \rho c \frac{\partial T}{\partial t}. \quad (2.45)$$

As Equações (2.14), (2.44) e (2.45) descrevem o problema termoelástico acoplado para um sólido elástico contínuo. Condições iniciais e de contorno para os campos térmico e mecânico devem ser determinadas para especificar completamente o problema.

2.5 MECÂNICA DO DANO CONTÍNUO

Em escala microestrutural, pode-se comparar o dano a uma descontinuidade no material quantificada por uma média dos defeitos microscópicos que caracterizam o seu estado de deterioração interna. Por sua vez, em escala macroestrutural, o material pode ser considerado contínuo e o dano reflete o comportamento macroscópico do mesmo [58].

O dano é quantificado a partir da densidade de microfissuras em uma determinada seção transversal, como mostra a Figura 4.

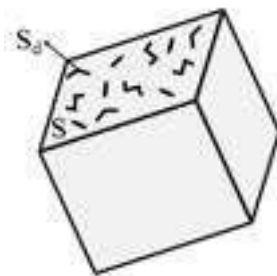


Figura 4 – Elemento genérico com área total S e área danificada S_d (adaptado de Murakami [134]).

Então, segue que:

$$d = \frac{S_d}{S}, \quad (2.46)$$

onde d é o dano, S é a área da seção transversal e S_d é a área de microfissuras. Observando a Equação (2.46), pode-se concluir que d varia entre 0 e 1, sendo que quando $d = 0$, $S_d = 0$ e o material está intacto, e quando $d = 1$, $S_d = S$ e a seção está totalmente danificada.

É importante destacar que o dano é um processo irreversível. Portanto, a evolução da área danificada $\dot{S}_d \geq 0$ e, como S é uma constante, a taxa de danificação \dot{d} é dada por:

$$\dot{d} = \frac{\dot{S}_d}{S} \geq 0. \quad (2.47)$$

Seja um corpo de seção transversal S submetido a um esforço uniaxial F . A tensão normal média na direção de aplicação do carregamento é constante e dada por:

$$\sigma = \frac{F}{S}. \quad (2.48)$$

Considerando que a seção transversal esteja danificada de uma magnitude d , a seção efetivamente resistente \bar{S} será dada por:

$$\bar{S} = S - S_d, \quad (2.49)$$

que, a partir da Equação (2.46), pode ser reescrita como:

$$\bar{S} = S(1 - d). \quad (2.50)$$

Por definição tem-se que a tensão efetiva $\bar{\sigma}$ atuante na seção efetiva \bar{S} é dada por:

$$\bar{\sigma} = \frac{F}{\bar{S}}. \quad (2.51)$$

Substituindo-se as Equações (2.48) e (2.50) na Equação (2.51), pode-se estabelecer uma relação entre a tensão aparente e efetiva, como mostra a Equação (2.52):

$$\bar{\sigma} = \frac{\sigma}{(1 - d)}. \quad (2.52)$$

A partir da Equação (2.52), conclui-se que $\bar{\sigma} \geq \sigma$ e, em particular, que $\bar{\sigma} = \sigma$ para o material íntegro e $\bar{\sigma} \rightarrow \infty$ para o material totalmente danificado. Além disso, considerando a lei de Hooke, pode-se afirmar também que a deformação no material danificado solicitado pela tensão aparente é equivalente à deformação do material íntegro submetido à tensão efetiva, o que é conhecido por princípio da equivalência de deformações [107]. Para demonstrá-lo, sejam ε_1 e ε_2 as respectivas deformações mencionadas. Equacionando-as, tem-se:

$$\varepsilon_1 = \frac{\sigma}{(1 - d)E} \quad (2.53)$$

e

$$\varepsilon_2 = \frac{\bar{\sigma}}{E}. \quad (2.54)$$

Fazendo $\varepsilon_1 = \varepsilon_2$ e, portanto, igualando as Equações (2.53) e (2.54), segue que:

$$\frac{\sigma}{(1 - d)E} = \frac{\bar{\sigma}}{E}. \quad (2.55)$$

Simplificando a Equação (2.55), obtém-se:

$$\frac{\sigma}{(1 - d)} = \bar{\sigma}, \quad (2.56)$$

que é a própria Equação (2.52) e indica a veracidade da afirmação.

Para o caso de carregamento geral, a relação entre tensão e deformação pode ser caracterizada por:

$$\sigma = (1 - d)\mathbf{C}\varepsilon, \quad (2.57)$$

onde C é o tensor elástico ou matriz constitutiva.

Como d é um escalar, a partir da Equação (2.57) observa-se que a relação entre a tensão e a deformação continua obedecendo ao regime linear elástico, sendo a não linearidade introduzida no cálculo da variável dano, como será apresentado adiante.

O critério de dano pode ser definido em função da tensão ou da deformação equivalente, e de uma variável interna que determina o limite de dano. Sendo f a função em questão, v_{equiv} a tensão ou deformação equivalente e v_{int} a variável interna, para um modelo de dano genérico segue que:

$$f = v_{equiv} - v_{int}. \quad (2.58)$$

As relações de Kuhn-Tucker dadas pela Equação (2.59):

$$f \leq 0, \quad \dot{d} \geq 0, \quad \dot{d} \cdot f = 0 \quad (2.59)$$

e a condição de consistência dada pela Equação (2.60):

$$\dot{d} \dot{f} = 0, \quad \text{se } f = 0 \quad (2.60)$$

definem os regimes de carga e descarga. Desse modo, se $f < 0$ então $\dot{d} = 0$ e não há evolução do dano. Por outro lado, se $f = 0$ e $\dot{f} < 0$, conclui-se que $\dot{d} = 0$ e o sistema está em descarga. Para $f = 0$ e $\dot{f} = 0$, se $\dot{d} = 0$ tem-se uma situação de carga neutra e se $\dot{d} > 0$ o sistema está em fase de carregamento.

Na Figura 5 é possível observar os casos explicitados acima. No trecho linear \overline{OA} tem-se uma situação de carga mas não há evolução do dano, ou seja, $\dot{d} = 0$. No trecho \overline{AB} tem-se uma situação de carga com desenvolvimento de dano, isto é, $\dot{d} \neq 0$. Nos trechos \overline{BO} e \overline{OB} tem-se uma situação de descarga e recarga, respectivamente, ambas sem evolução do dano, ou seja, com $\dot{d} = 0$, mas com modificação da rigidez pelo fator $1 - d$. Com o aumento da deformação, $d \rightarrow 1$ até a deterioração completa do material.

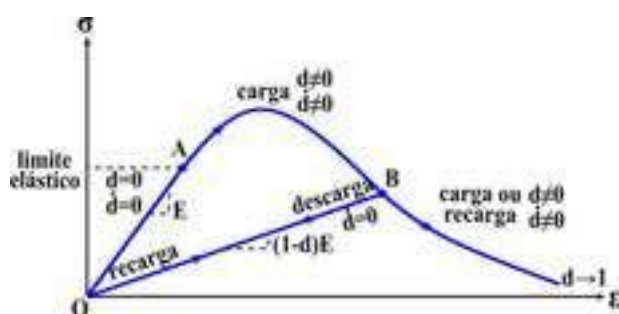


Figura 5 – Curva tensão-deformação uniaxial (adaptado de Murakami [134]).

Ressalta-se que o processo de desenvolvimento de dano pode ocorrer basicamente em quatro cenários: elastodegradável perfeito, elastodegradável com endurecimento linear,

elastodegradável com abrandamento linear e elastodegradável com abrandamento exponencial [134]. Este último é o retratado na Figura 5 e será o considerado no modelo de dano adotado neste trabalho.

3 METODOLOGIA

Neste capítulo serão descritos os materiais e métodos utilizados no desenvolvimento deste trabalho, apresentando-se a abordagem para a modelagem da fissuração do concreto bem como as ferramentas para a implementação, as estratégias para o acoplamento termo-dano e a estratégia de homogeneização proposta para a simplificação das análises.

3.1 MODELAGEM DA FISSURAÇÃO DO CONCRETO

3.1.1 Modelo de dano à tração

Modelos de dano baseados no uso de elementos de interface com alta razão de aspecto, que é a relação entre a maior e a menor dimensão do elemento, têm sido amplamente utilizados para descrever o processo de fissuração do concreto [130, 115, 116, 32, 123]. Um dos motivos responsáveis por torná-los atrativos é a não exigência de rastreamento de fissuras, que é basicamente a determinação da posição da superfície de fissuração ao longo da análise, como acontece com as abordagens baseadas em elementos com descontinuidade embecida e na fissuração discreta com remalhamento adaptativo, por exemplo [171].

Nessa abordagem o processo de fissuração é representado por uma descontinuidade de deslocamento, e uma lei constitutiva é aplicada a estes elementos especiais para descrever a degradação do material. Para este trabalho será considerado o modelo apresentado por Manzoli et al. [123], cujas hipóteses são: as deformações plásticas são desconsideradas e, portanto, o modelo é mais adequado para representar situações de carregamento monotônico; o dano é isotrópico e, por isso, é representado por uma variável escalar; admite-se que o dano é provocado por tensões de tração; o modelo é adequado para representar o processo de fissuração no modo de fratura I, no modo de fratura II e no modo misto, que corresponde a uma combinação dos modos I e II.

Pelo fato da lei constitutiva ser atribuída a elementos de interface inseridos entre os elementos da malha regular, e pelas fissuras propagarem-se pelo caminho determinado por tais elementos, a abordagem utilizada aqui classifica-se como discreta inter-elementos.

Neste modelo, para a variável equivalente tem-se $v_{equiv} = \sigma_{nn}$, onde σ_{nn} é a tensão normal à base do elemento, e para a variável interna considera-se $v_{int} = q$. Portanto, a função de carregamento no espaço de tensões aparentes é dada por:

$$f = \sigma_{nn} - q. \quad (3.1)$$

Dividindo-se a Equação (3.1) por $(1 - d)$, obtém-se a função de carregamento no espaço de tensões efetivas, ou seja:

$$\bar{f} = \bar{\sigma}_{nn} - r, \quad (3.2)$$

com $r = q/(1 - d)$ sendo a variável interna para este caso. Ou seja, na Equação (3.2), $v_{equiv} = \bar{\sigma}_{nn}$ e $v_{int} = r$.

Considerando-se o pseudo-tempo t tem-se que:

$$r = \max[\bar{\sigma}_{nn}(s), r_0], \quad \text{para } s \in [0, t], \quad (3.3)$$

onde r_0 é o limite inicial do dano dado pela resistência à tração do material.

O dano d é obtido a partir de uma lei elastodegradável com abrandamento exponencial, de modo que:

$$d = 1 - \frac{r_0}{r} e^{\mathcal{A}h\left(1 - \frac{r}{r_0}\right)}, \quad (3.4)$$

onde h é a espessura do elemento de interface e \mathcal{A} é o parâmetro de abrandamento obtido a partir da resistência à tração f_t , do módulo de elasticidade do material intacto E e da energia de fratura G_f , com:

$$\mathcal{A} = \frac{f_t^2}{G_f E}. \quad (3.5)$$

É importante destacar que, por ser um modelo de dano à tração, o comportamento do material é do tipo linear elástico quando o mesmo está sujeito a esforços de compressão.

3.1.2 Técnica de fragmentação de malha

Para inserir os elementos de interface entre os elementos regulares, utilizou-se a estratégia de fragmentação de malha proposta por Manzoli et al. [122], a qual foi implementada em uma rotina escrita na linguagem Fortran, e é adequada para tratar domínios em duas ou três dimensões.

A Figura 6 ilustra tal metodologia para um caso bidimensional em macroescala. Na Figura 6a, tem-se a malha de elementos finitos regulares para o problema considerado. Os nós comuns a dois ou mais elementos são duplicados e afastados de uma determinada distância h , o que implica no surgimento de vazios entre eles, como mostra a Figura 6b. Para reconectar estes elementos e obter novamente uma malha, pares de elementos finitos triangulares são inseridos nestes espaços, como mostra a Figura 6c. Manzoli et al. [122] sugerem que h deve ser aproximadamente 1% do tamanho característico dos elementos regulares.

Nas análises em macroescala, onde o material é considerado homogêneo, os elementos são inseridos entre a matriz de concreto. Já nas análises em mesoescala, onde considera-se o material composto por agregados e argamassa, tal inserção é realizada entre os elementos da matriz de argamassa e entre a superfície dos agregados e a matriz de argamassa, com a intenção de reproduzir ZTI.

Aos elementos de interface é atribuída a lei de dano enquanto para os elementos regulares é adotado o comportamento elástico linear. Assim, as fissuras podem se propagar somente

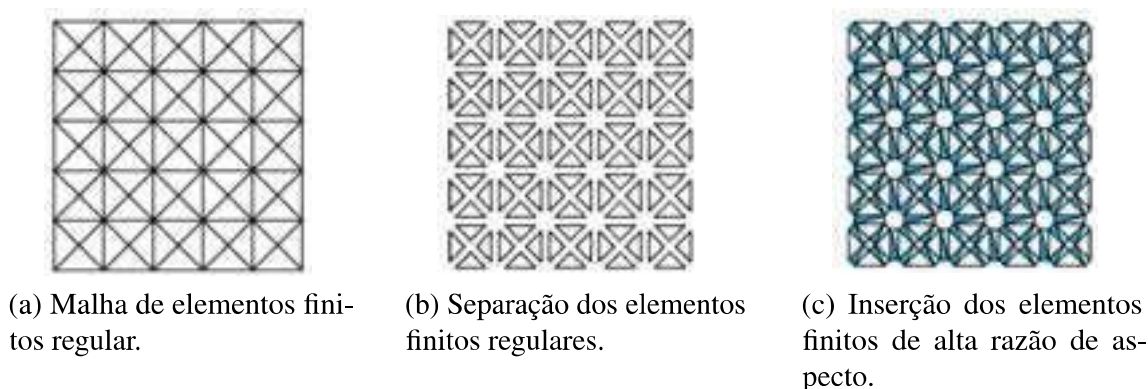


Figura 6 – Técnica de fragmentação de malha (adaptado de Manzoli et al. [122]).

nos caminhos traçados por estes elementos especiais e, portanto, é necessário um nível de refinamento razoável para que o processo de fissuração seja bem capturado, o que pode implicar em um alto custo computacional.

3.1.3 Formulação dos elementos finitos de interface

Os elementos de interface adotados são do tipo triangular de três nós e tetraédrico de quatro nós, para os problemas bi e tridimensionais, respectivamente. Além disso, a razão entre a maior e a menor dimensão de tais elementos (b/h) é elevada e, por isso, eles se caracterizam como elementos de alta razão de aspecto.

Seja o elemento finito triangular de três nós, com a base b formada pelo segmento de reta entre os nós 2 e 3, e altura h correspondente à distância entre o nó 1 e a sua projeção na base do elemento, $1'$, conforme a Figura 7.

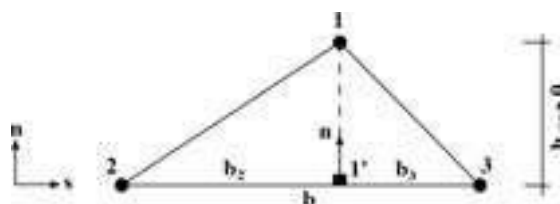


Figura 7 – Elemento de interface para problemas bidimensionais (adaptado de Manzoli et al. [122]).

Dado o sistema de eixos coordenados (n, s) , onde n é normal à base do elemento, pode-se escrever que:

$$\{\varepsilon\} = [\mathbf{B}]\{\mathbf{d}\} \quad (3.6)$$

onde ε é o vetor de deformações, \mathbf{B} é a matriz com as derivadas das funções de forma e \mathbf{d} é o vetor de deslocamentos nodais. De forma expandida, a Equação (3.6) pode ser reescrita como:

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{nn} \\ \varepsilon_{ss} \\ \gamma_{ns} \end{Bmatrix} = \frac{1}{2A} \begin{bmatrix} X_s^{32} & 0 & -X_n^{31} & 0 & X_s^{21} & 0 \\ 0 & -X_n^{32} & 0 & X_n^{31} & 0 & -X_n^{21} \\ -X_n^{32} & X_s^{32} & X_n^{31} & -X_s^{31} & -X_n^{21} & X_s^{21} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u_n^{(1)} \\ u_s^{(1)} \\ u_n^{(2)} \\ u_s^{(2)} \\ u_n^{(3)} \\ u_s^{(3)} \end{Bmatrix}, \quad (3.7)$$

sendo A a área do elemento e $u_n^{(i)}$ e $u_s^{(i)}$ as componentes de deslocamento do nó i na direção dos eixos n e s , respectivamente. A notação $X_{n,s}^{ij}$ representa a diferença entre as coordenadas dos nós i e j na direção n ou s , ou seja, $X_{n,s}^{ij} = X_{n,s}^i - X_{n,s}^j$. Portanto, a Equação (3.7) é o mesmo que:

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{nn} \\ \varepsilon_{ss} \\ \gamma_{ns} \end{Bmatrix} = \frac{1}{bh} \begin{bmatrix} b & 0 & -b_3 & 0 & -b_2 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -h & 0 & h \\ 0 & b & -h & -b_3 & h & -b_2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u_n^{(1)} \\ u_s^{(1)} \\ u_n^{(2)} \\ u_s^{(2)} \\ u_n^{(3)} \\ u_s^{(3)} \end{Bmatrix} \quad (3.8)$$

que, por sua vez, é equivalente a:

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{nn} \\ \varepsilon_{ss} \\ \gamma_{ns} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \frac{u_n^{(1)} - (b_3/b)u_n^{(2)} - (b_2/b)u_n^{(3)}}{h} \\ \frac{u_s^{(3)} - u_s^{(2)}}{b} \\ \frac{u_n^{(3)} - u_n^{(2)}}{b} + \frac{u_s^{(1)} - (b_3/b)u_s^{(2)} - (b_2/b)u_s^{(3)}}{h} \end{Bmatrix}. \quad (3.9)$$

Como os deslocamentos da projeção 1' podem ser determinados interpolando-se os deslocamentos dos nós 2 e 3, tem-se que:

$$\begin{aligned} u_n^{(1)} - u_n^{(1')} &= u_n^{(1)} - [(b_3/b)u_n^{(2)} + (b_2/b)u_n^{(3)}] = \llbracket u \rrbracket_n, \\ u_s^{(1)} - u_s^{(1')} &= u_s^{(1)} - [(b_3/b)u_s^{(2)} + (b_2/b)u_s^{(3)}] = \llbracket u \rrbracket_s. \end{aligned} \quad (3.10)$$

Substituindo-se a Equação (3.10) na Equação (3.9), e escrevendo-se o vetor de deformações como tensor de deformações infinitesimais, obtém-se:

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_{nn} & \varepsilon_{ns} & 0 \\ \varepsilon_{ns} & \varepsilon_{ss} & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{h} \llbracket u \rrbracket_n & \frac{1}{2} \left[\frac{1}{h} \llbracket u \rrbracket_s + \frac{1}{b} (u_n^{(3)} - u_n^{(2)}) \right] & 0 \\ \frac{1}{2} \left[\frac{1}{h} \llbracket u \rrbracket_s + \frac{1}{b} (u_n^{(3)} - u_n^{(2)}) \right] & \frac{1}{b} (u_s^{(3)} - u_s^{(2)}) & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}. \quad (3.11)$$

O tensor de deformações ε apresentado na Equação (3.11) pode ser decomposto em duas partes, $\tilde{\varepsilon}$ e $\hat{\varepsilon}$, onde a primeira abrange os termos dependentes de b e, a segunda, os termos dependentes de h , de modo que:

$$\varepsilon = \tilde{\varepsilon} + \hat{\varepsilon}, \quad (3.12)$$

onde

$$\tilde{\varepsilon} = \frac{1}{b} \begin{bmatrix} 0 & \frac{1}{2}(u_n^{(3)} - u_n^{(2)}) & 0 \\ \frac{1}{2}(u_n^{(3)} - u_n^{(2)}) & (u_s^{(3)} - u_s^{(2)}) & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (3.13)$$

e

$$\hat{\varepsilon} = \frac{1}{h} \begin{bmatrix} \llbracket u \rrbracket_n & \frac{1}{2} \llbracket u \rrbracket_s & 0 \\ \frac{1}{2} \llbracket u \rrbracket_s & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}. \quad (3.14)$$

O tensor apresentado na Equação (3.14) pode ser escrito de forma mais geral como:

$$\hat{\varepsilon} = \frac{1}{h} (\llbracket \mathbf{u} \rrbracket \otimes \mathbf{n})^S, \quad (3.15)$$

sendo $(\bullet)^S$ a parte simétrica de (\bullet) , \mathbf{n} o vetor unitário normal à base do elemento e \otimes o produto diádico.

Substituindo-se a Equação (3.15) na Equação (3.12), obtém-se:

$$\varepsilon = \tilde{\varepsilon} + \frac{1}{h} (\llbracket \mathbf{u} \rrbracket \otimes \mathbf{n})^S. \quad (3.16)$$

Quando $h \rightarrow 0$, o tensor $\tilde{\varepsilon}$ permanece limitado enquanto o tensor $\hat{\varepsilon}$ deixa de ser limitado. Logo, neste caso as deformações no elementos de interface são definidas quase que exclusivamente pelos deslocamentos entre o nó 1 e a sua projeção na base do elemento, $1'$. Além disso, quando $h \rightarrow 0$ o nó 1 e a sua projeção convergem para o mesmo ponto material e o deslocamento relativo $\llbracket \mathbf{u} \rrbracket$ se torna a medida da descontinuidade do deslocamento.

A mesma abordagem desenvolvida para o elemento triangular de três nós pode ser estendida para o elemento tetraédrico de quatro nós.

3.1.4 Aproximação contínua de descontinuidades fortes

Pode-se demonstrar que, conforme a razão de aspecto dos elementos finitos de interface aumenta, as suas deformações também aumentam, até o ponto em que podem ser representadas pela mesma cinemática da abordagem de Aproximação Contínua de Descontinuidades Fortes (ACDF) proposta por Oliver et al. [143], ou seja, as relações constitutivas contínuas, que

relacionam tensão e deformação em um meio contínuo, tendem às relações constitutivas discretas, que relacionam tensão e salto de deslocamento ao longo de uma interface de descontinuidade, e podem ser aplicadas nas análises.

Para isso, seja então o sólido com uma superfície de descontinuidade S que separa o domínio Ω em duas partes, Ω^+ e Ω^- , como mostra a Figura 8. O campo de deslocamento total para cada ponto material em Ω pode ser expresso como a soma do campo de deslocamento contínuo $\bar{\mathbf{u}}$ e do campo de deslocamento descontínuo $[[\mathbf{u}]]$ ao longo de S . Portanto:

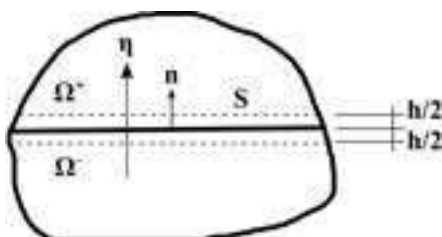
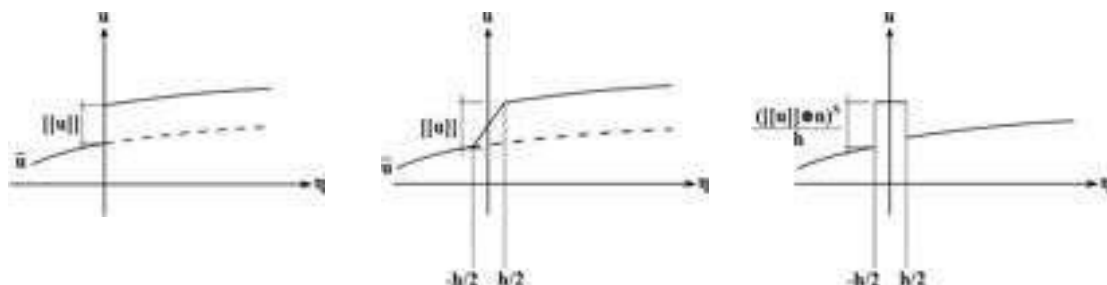


Figura 8 – Superfície de descontinuidade forte (adaptado de Manzoli et al. [122]).

$$\mathbf{u} = \bar{\mathbf{u}} + H_S[[\mathbf{u}]], \quad (3.17)$$

onde H_S é a função de Heaviside localizada na superfície S ($H_S(\mathbf{x}) = 1$, se $\mathbf{x} \in \Omega^+$ e $H_S(\mathbf{x}) = 0$, caso contrário) e \mathbf{n} é o vetor unitário normal à S . A Figura 9a ilustra a descontinuidade de deslocamento em S .



(a) Campo de deslocamento na descontinuidade forte. (b) Campo de deslocamento na descontinuidade fraca. (c) Campo de deformação na descontinuidade fraca.

Figura 9 – Estados cinemáticos de descontinuidade (adaptado de Manzoli et al. [122]).

O campo de deslocamento no regime de descontinuidade forte, dado pela Equação (3.17), pode ser interpretado como a situação limite do regime de descontinuidade fraca, onde tem-se o campo de deslocamento contínuo e o campo de deformações descontínuo. Assim, segue que:

$$\mathbf{u} = \bar{\mathbf{u}} + Z_S(\eta)[[\mathbf{u}]], \quad (3.18)$$

sendo Z_S uma função rampa unitária definida por:

$$Z_S(\eta) = \begin{cases} 0, & \text{se } \eta < -h/2 \\ 1, & \text{se } \eta > h/2 \\ \frac{\eta}{h} + \frac{1}{2}, & \text{se } -h/2 \leq \eta \leq h/2 \end{cases} \quad (3.19)$$

onde η (Figura 8) é o eixo coordenado local normal a S , tal que S corresponde a linha $\eta = 0$ e h é a banda de localização de deformação (Figura 8 e Figura 9b).

De acordo com a abordagem proposta por Oliver et al. [143], o campo de deformação é obtido por:

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \nabla^S \mathbf{u} = \nabla^S \bar{\mathbf{u}} + Z_S \nabla^S \llbracket \mathbf{u} \rrbracket + \frac{\mu_S(\eta)}{h} (\llbracket \mathbf{u} \rrbracket \otimes \mathbf{n})^S, \quad (3.20)$$

onde μ_S é a função de colocação na banda de localização da deformação, com

$$\mu_S(\eta) = \begin{cases} 1, & \text{se } -h/2 \leq \eta \leq h/2 \\ 0, & \text{caso contrário.} \end{cases} \quad (3.21)$$

Agrupando os componentes contínuos em $\bar{\boldsymbol{\varepsilon}} = \nabla^S \bar{\mathbf{u}} + \nabla^S \llbracket \mathbf{u} \rrbracket Z_S$, a Equação (3.20) pode ser reescrita como:

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \bar{\boldsymbol{\varepsilon}} + \frac{\mu_S(\eta)}{h} (\llbracket \mathbf{u} \rrbracket \otimes \mathbf{n})^S, \quad (3.22)$$

sendo a descontinuidade do campo de deformação ilustrado na Figura 9c.

De acordo com a ACDF, a cinemática da descontinuidade forte corresponde às Equações (3.18) e (3.20) para $h \rightarrow 0$ e, quando isso ocorre, a deformação do elemento finito triangular dada pela Equação (3.16) se torna similar à deformação do regime de descontinuidade forte, representada pela Equação (3.22), nos pontos dentro da banda de localização ($\mu_S = 1$). Portanto, o campo de tensões pode ser obtido por meio de equações constitutivas contínuas, que fornecem tensões limitadas, mesmo para as deformações não limitadas.

3.2 IMPLEMENTAÇÃO DO MODELO TERMO-DANO

3.2.1 Programa utilizado

Neste trabalho, utilizou-se o programa comercial de elementos finitos Abaqus [172] para o desenvolvimento das análises de interesse. Além das diversas vantagens inerentes a um programa comercial, ele oferece a possibilidade da implementação de diversas sub-rotinas de usuário com funções específicas, o que amplia a sua versatilidade. Tais sub-rotinas são formuladas na linguagem de programação Fortran e obedecem a uma estrutura básica característica.

Dentre as alternativas tem-se a sub-rotina denominada UMAT, por meio da qual é possível definir um modelo constitutivo bem como acompanhar a evolução das variáveis internas. Assim,

o programa realiza as etapas de pré e pós-processamento, e no processamento trabalha em conjunto com o algoritmo fornecido pelo usuário.

A Figura 10 mostra um exemplo genérico desta sub-rotina e maiores detalhes podem ser encontrados em Smith [172]. De maneira geral, no item 1 tem-se as variáveis disponíveis na função e que permitem o trânsito de informações entre a sub-rotina e o *software*. Dentre elas, pode-se citar o tensor de tensões (STRESS), o tensor de deformações (STRAN), a matriz constitutiva (DDSDDE), as variáveis de estado (STATEV), a temperatura (TEMP) e as propriedades de materiais (PROPS). Em 2 é incluído um arquivo que contém importantes parâmetros de instalação. Na parte 3 são definidas as dimensões das variáveis apresentadas em 1. A parte 4 compreende a definição do modelo constitutivo de interesse e é neste ponto que está a contribuição do usuário. O item 5 encerra a função e retorna os resultados atualizados para o programa. Estes blocos de comandos são padronizados e comuns a todas as sub-rotinas UMAT.

```

SUBROUTINE UMAT (STRESS, STATEV, DDSDDE, SSE, SPD, SCD,
1  RPL, DSDDDT, DRPLDE, DRPLDT,
2  STRAN, DSTRAN, TIME, DTIME, TEMP, DTEMP, PREDEF, DPRED, CMNAME,
3  NDI, NSHR, NTENS, NSTATV, PROPS, NPROPS, COORDS, DRDT, PNEWDT,
4  CELEMT, DFGDRD, DFGDRD1, NOEL, NPT, LAYER, KSPT, JSTEP, KINC) 1
C
INCLUDE 'ABA_PARAM.INC' 2
C
CHARACTER*80 CMNAME
DIMENSION STRESS (NTENS) , STATEV (NSTATV) ,
1 DDSDDE (NTENS, NTENS) , DSDDDT (NTENS) , DRPLDE (NTENS) ,
2 STRAN (NTENS) , DSTRAN (NTENS) , TIME (2) , PREDEF (1) , DPRED (1) ,
3 PROPS (NPROPS) , COORDS (3) , DRDT (3, 3) , DFGDRD (3, 3) , DFGDRD1 (3, 3) ,
4 JSTEP (4) 3
C
user coding to define DDSDDE, STRESS, STATEV, SSE, SPD, SCD
and, if necessary, RPL, DSDDDT, DRPLDE, DRPLDT, PNEWDT 4
C
RETURN
END 5

```

Figura 10 – Estrutura básica característica de uma UMAT (adaptado de Smith [172]).

Para a modelagem da fissuração, o Abaqus oferece a possibilidade do uso de interfaces coesivas às quais são atribuídas uma lei de separação por tração exponencial, baseada no máximo histórico do deslocamento e nos deslocamentos correspondentes ao início do dano e à danificação completa. Porém, a utilização destes métodos disponíveis no programa requerem o conhecimento prévio da curva estrutural, além de limitar a escolha da localização e da espessura das interfaces.

A lei de dano apresentada na Seção 3.1.1 é baseada na tensão, na espessura do elemento de interface e nas propriedades mecânicas do material. Assim, este modelo foi implementado através de uma subrotina UMAT, permitindo ao usuário o total acesso à lei constitutiva e oferecendo possibilidades mais amplas para acompanhar o processo de fissuração. Somente por utilizar um modelo constitutivo independente do programa é que foi possível adotar algumas

estratégias de acoplamento termo-dano, como a consideração da DTIC e da CTR.

Cabe ressaltar também que a implementação deste modelo constitutivo, até então utilizado em códigos *in-house*, em um programa comercial difundido, amplia os horizontes de replicação e difusão da metodologia entre a comunidade científica.

3.2.2 Algoritmos de integração para modelos constitutivos de dano isotrópico

A implementação computacional dos modelos constitutivos de dano isotrópico envolve a solução de uma equação diferencial que dita o processo não linear de degradação do material. Tal equação tem o formato típico dado por:

$$\dot{\sigma}_{n+1} \equiv \frac{\sigma_{n+1} - \sigma_n}{\Delta t_{n+1}} = \sum(\varepsilon(\mathbf{u}_{n+1}), (v_{int})_{n+1}, \sigma(\cdot)), \quad (3.23)$$

onde \sum representa uma função, \mathbf{u}_{n+1} são os deslocamentos nodais, $(v_{int})_{n+1}$ é a variável interna e σ_{n+1} é a tensão. O pseudo-tempo t é discretizado em intervalos $\Delta t_{n+1} \equiv t_{n+1} - t_n$, onde $n + 1$ é o tempo corrente e n é o tempo passado.

O formato da função \sum é determinado pelo algoritmo de integração utilizado. Basicamente, quando existe uma dependência entre $\sum(\varepsilon(\mathbf{u}_{n+1}), (v_{int})_{n+1}, \sigma(\cdot))$ e o valor da tensão no final do passo de tempo ($\sigma(\cdot) \equiv \sigma_{n+1}$), tem-se um caso clássico de integração implícita. Por outro lado, quando a dependência é somente em relação aos passos de tempo anteriores ($\sigma(\cdot) \equiv \sigma(\sigma_n, \sigma_{n-1}, \dots)$), tem-se caracterizado o esquema de integração explícito.

Ambos os métodos têm seus aspectos positivos e negativos. Os esquemas de integração explícitos são em geral condicionalmente estáveis, o que limita o tamanho do passo de tempo e implica em um grande número de passos para a resolução do problema. Por outro lado, quando σ_{n+1} é linearmente dependente das incógnitas \mathbf{u}_{n+1} , o algoritmo para a resolução se torna bastante robusto.

Já os esquemas de integração implícitos costumam ser incondicionalmente estáveis, não existindo limitação intrínseca ao tamanho do passo de tempo, exceto pelo controle do erro de integração que, em geral, é pequeno. Portanto, o número de passos de tempo necessários é bastante reduzido quando comparado ao método explícito. Em contrapartida, σ_{n+1} costuma ser altamente não linear em relação às incógnitas \mathbf{u}_{n+1} , e o algoritmo para a resolução envolve um método iterativo, em geral, Newton-Raphson. Neste caso, a depender do regime de endurecimento/abrandamento considerado, obtém-se sistemas mal condicionados e de difícil convergência, que podem implicar na impossibilidade de resolução do problema.

Nos modelos constitutivos de dano isotrópico, a verificação do critério de dano através da função f depende do valor da tensão no tempo corrente, o que caracteriza a necessidade de utilização de um método implícito. Para um modelo de dano isotrópico genérico, apresenta-se a seguir o algoritmo de integração implícito (Algoritmo 1) considerando-se um procedimento incremental onde n e $n + 1$ correspondem ao passo anterior e ao passo corrente, respectivamente.

Algoritmo 1: Algoritmo de integração implícito para um modelo de dano genérico.

```

1 Entrada:  $C_n, (v_{int})_0, \epsilon_{n+1}, (v_{int}^{trial})_{n+1} = (v_{int})_n$ , parâmetros do modelo
2 Cálculo do tensor de tensões efetivas
3  $\bar{\sigma}_{n+1} \leftarrow C_n \epsilon_{n+1}$ 
4 Verificação do critério de dano
5 se [ $f_{n+1} = (v_{equiv})_{n+1} - (v_{int}^{trial})_{n+1} \leq 0$ ] então
6  $(v_{int})_{n+1} \leftarrow (v_{int}^{trial})_{n+1} = (v_{int})_n$ 
7 senão
8  $(v_{int})_{n+1} \leftarrow (v_{equiv})_{n+1}$ 
9 Atualização da variável dano  $d_{n+1}$  conforme o modelo utilizado
10 Cálculo do tensor de tensões corrente
11  $\sigma_{n+1} \leftarrow (1 - d_{n+1})\bar{\sigma}_{n+1}$ 
12 Atualização do tensor constitutivo
13  $C_{n+1} \leftarrow \frac{\partial \sigma_{n+1}}{\partial \epsilon_{n+1}}$ 
14 Saída:  $(v_{int})_{n+1}, \sigma_{n+1}, C_{n+1}$ 

```

Buscando aproveitar as vantagens das abordagens implícita e explícita, Oliver et al. [144] propuseram um método de integração, denominado IMPL-EX, onde um esquema implícito para a tensão σ_{n+1} é utilizado em conjunto com uma extrapolação explícita da variável interna $(v_{int})_{n+1}$. A principal vantagem deste método é a sua estabilidade e robustez computacional, uma vez que ele garante a convergência com uma iteração, a cada pseudo passo de tempo. No entanto, a estratégia empregada viola a condição de consistência, o que pode implicar em uma perda de precisão ou em uma oscilação dos resultados. Estes inconvenientes podem ser evitados utilizando-se incrementos de carga suficientemente pequenos.

Para um modelo de dano isotrópico genérico, apresenta-se a seguir o algoritmo de integração IMPL-EX (Algoritmo 2), considerando-se um procedimento incremental onde n e $n + 1$ correspondem ao passo anterior e ao passo corrente, respectivamente.

O algoritmo de integração IMPL-EX foi utilizado para a implementação da sub-rotina de usuário que descreve o modelo constitutivo adotado neste trabalho. Para adaptá-lo ao modelo de interesse, basta considerar as variáveis v_{equiv} e v_{int} particulares.

3.2.3 Algoritmo para distribuição aleatória dos agregados

A fim de representar o concreto em mesoescala, um algoritmo desenvolvido por Bonifácio [25], em linguagem Python, foi utilizado para distribuir os agregados aleatoriamente na matriz de argamassa, a partir de uma certa curva granulométrica e do percentual desta fase em relação ao volume total da amostra. A ferramenta pode ser empregada para a geração de estruturas bi ou tridimensionais, sendo que para o primeiro caso os agregados são representados por círculos e o domínio tem formato retangular e, no último, as partículas são esferas e a amostra tem formato cilíndrico.

Algoritmo 2: Algoritmo de integração IMPL-EX para um modelo de dano genérico.

- 1 **Entrada:** $\mathbf{C}_n, (v_{int})_0, \boldsymbol{\varepsilon}_{n+1}, (v_{int})_n, (\Delta v_{int})_n$, parâmetros do modelo
 - 2 Cálculo do tensor de tensões efetivas
 - 3 $\bar{\boldsymbol{\sigma}}_{n+1} \leftarrow \mathbf{C}_n \boldsymbol{\varepsilon}_{n+1}$
 - 4 Verificação do critério de dano
 - 5 **se** $[f_{n+1} = (v_{equiv})_{n+1} - (v_{int})_n \leq 0]$ **então**
 - 6 $(v_{int})_{n+1} \leftarrow (v_{int})_n$
 - 7 **senão**
 - 8 $(v_{int})_{n+1} \leftarrow (v_{equiv})_{n+1}$
 - 9 Cálculo do incremento da variável interna
 - 10 $(\Delta v_{int})_{n+1} \leftarrow (v_{int})_{n+1} - (v_{int})_n$
 - 11 Cálculo da extrapolação explícita da variável interna
 - 12 $(\tilde{v}_{int})_{n+1} \leftarrow (v_{int})_n + \frac{\Delta t_{n+1}}{\Delta t_n} (\Delta v_{int})_n$
 - 13 $\Delta t_{n+1} \leftarrow t_{n+1} - t_n$
 - 14 $\Delta t_n \leftarrow t_n - t_{n-1}$
 - 15 Atualização da variável dano \tilde{d}_{n+1} conforme o modelo utilizado
 - 16 Cálculo do tensor de tensões corrente
 - 17 $\tilde{\boldsymbol{\sigma}}_{n+1} \leftarrow (1 - \tilde{d}_{n+1}) \bar{\boldsymbol{\sigma}}_{n+1}$
 - 18 Atualização do tensor constitutivo
 - 19 $\tilde{\mathbf{C}}_{n+1} \leftarrow \frac{\partial \tilde{\boldsymbol{\sigma}}_{n+1}}{\partial \boldsymbol{\varepsilon}_{n+1}} = (1 - \tilde{d}_{n+1}) \mathbf{C}_n$
 - 20 **Saída:** $(v_{int})_{n+1}, (\Delta v_{int})_{n+1}, \tilde{\boldsymbol{\sigma}}_{n+1}, \tilde{\mathbf{C}}_{n+1}$.
-

O algoritmo proposto por Bonifácio [25] foi construído com base nos conceitos de *Packing Problems* [57], *Maximum Mortar Thickness* [106] e *KDTree* [20]. Tais conceitos foram empregados para definir a lógica do arranjo dos círculos ou esferas no domínio considerado, para calcular a distância máxima entre dois agregados e para verificar a existência de sobreposição entre os agregados, respectivamente.

A ferramenta apresentada por Bonifácio [25] segue basicamente os passos listados no Algoritmo 3, e a Figura 11 traz a representação gráfica de alguns passos da metodologia, considerando o caso bidimensional.

3.2.4 Algoritmo para geração do modelo geométrico

O algoritmo para a obtenção da geometria em mesoescala proposto por Bonifácio [25] foi escrito na linguagem Python, a qual também é a adotada no ambiente de programação do Abaqus que permite, por exemplo, a utilização de scripts para a geração automática de modelos para análise. No entanto, a técnica de fragmentação de malha desenvolvida por Manzoli et al. [122] e a UMAT com a definição do modelo constitutivo são escritas em Fortran. Além disso, na abordagem de Bonifácio [25] a geometria é considerada sem qualquer tipo de vazio ou entalhe (Figura 12), os quais existem em alguns dos exemplos estudados. Desse modo, foi necessário formular uma estratégia para transitar as informações entre as linguagens de programação e

Algoritmo 3: Algoritmo para distribuição dos agregados na matriz de argamassa.

- 1 **Entrada:** curva granulométrica, percentual de agregados e dimensões do domínio.
 - 2 Determina-se o número de partículas para cada dimensão, de acordo com a curva granulométrica e com o volume relativo de agregados.
 - 3 Posiciona-se as partículas no domínio, no sentido da base para o topo. Caso algum agregado seja inserido fora dos limites do domínio ou caso existam agregados sobrepostos, estes são descartados. Segundo Bonifácio [25], a partir de vários testes constatou-se que apesar destas possíveis exclusões, as geometrias finais possuem no mínimo 99% dos agregados totais, o que é razoável. (Figura 11a)
 - 4 Redistribui-se proporcionalmente o espaço livre que compreende o último agregado e a parte superior do domínio, de forma que o espaço entre eles aumente no sentido da altura. (Figura 11b)
 - 5 Calcula-se a distância máxima entre as partículas para garantir que todas estejam contidas no domínio e faz-se uma movimentação aleatória em cada partícula.
 - 6 Verifica-se a ocorrência de colisão na nova posição da partícula e, em caso positivo, mantém-se a posição original.
 - 7 Repete-se o Passo 4 e o Passo 5 n vezes com objetivo de posicionar aleatoriamente as partículas. De acordo com Bonifácio [25], $n = 500$ costuma ser satisfatório. (Figura 11c)
 - 8 **Saída:** representação gráfica da geometria gerada e arquivo de dados com as coordenadas do centro e o raio das partículas.
-

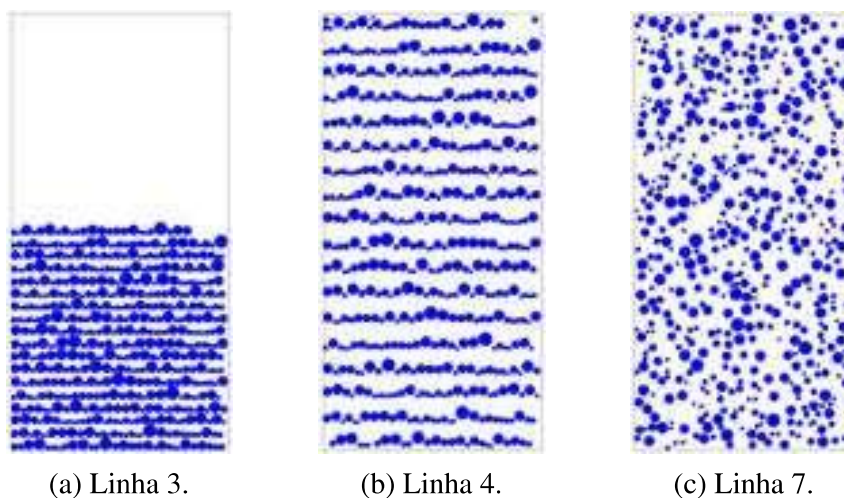


Figura 11 – Representação gráfica do algoritmo para a geração de geometrias bidimensionais em mesoescala (adaptado de Bonifácio [25]).

obter arquivos com os dados de interesse e nos formatos necessários para conectar as diferentes ferramentas utilizadas, bem como para realizar as modificações geométricas necessárias em determinados casos.

Para isso, implementou-se um algoritmo em Python (Algoritmo 4) que gera automaticamente, a partir de alguns dados de entrada, modelos geométricos bidimensionais prontos para importação no Abaqus, onde as condições iniciais e de contorno são definidas e as análises são realizadas.

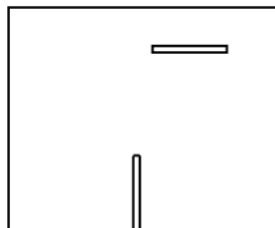


Figura 12 – Exemplo de geometria com entalhes.

Algoritmo 4: Algoritmo para geração do modelo geométrico.

- 1 **Entrada:** dimensões da geometria, número e coordenadas dos entalhes, tamanho característico da malha, percentual de agregados (somente para mesoescala) e curva granulométrica (somente para mesoescala).
 - 2 Distribuição aleatória dos agregados na matriz de argamassa (somente para mesoescala).
 - 3 Geração da malha de elementos finitos regular no Abaqus, descrita em um arquivo .inp.
 - 4 Mapeamento do arquivo .inp para um arquivo .txt, no formato específico do fragmentador, com os dados da malha de elementos finitos regular.
 - 5 Fragmentação da malha de elementos finitos, descrita em um arquivo .txt.
 - 6 Mapeamento do arquivo .txt para um arquivo .inp, no formato específico do Abaqus, com os dados da malha de elementos finitos fragmentada.
 - 7 **Saída:** arquivo .inp para a importação no Abaqus.
-

O desenvolvimento deste algoritmo foi um grande facilitador para a realização dos experimentos computacionais, uma vez que conecta todas as ferramentas necessárias para a obtenção dos modelos geométricos, eliminando a necessidade do usuário fazer este intercâmbio manualmente, para cada problema a ser analisado. Além disso, favorece também a utilização desta metodologia por outros pesquisadores.

3.3 ESTRATÉGIAS DE ACOPLAMENTO

3.3.1 Deformação térmica induzida pelo carregamento

A DTIC é uma parcela adicional de deformação utilizada para representar a diferença entre a expansão térmica da argamassa e dos agregados [185]. Portanto, esta deve ser incluída explicitamente somente nos casos em que a modelagem considera o material homogêneo uma vez que, caso contrário, ela será representada implicitamente pelas propriedades específicas de cada fase [29].

Considerando-se esta parcela de deformação, a deformação total admite uma decomposição aditiva dada por:

$$\frac{\partial \boldsymbol{\varepsilon}}{\partial t} = \frac{\partial \boldsymbol{\varepsilon}^e(\boldsymbol{\sigma}, T)}{\partial t} + \frac{\partial \boldsymbol{\varepsilon}^T(T)}{\partial t} + \frac{\partial \boldsymbol{\varepsilon}^{DTIC}(\boldsymbol{\sigma}, T)}{\partial t}, \quad (3.24)$$

onde ε^{DTIC} representa a deformação térmica induzida pelo carregamento.

A DTIC depende não somente da temperatura, mas também do estado de tensão. A expressão que a representa ainda não é um consenso entre a comunidade científica, mas neste trabalho será considerada a formulação proposta por Thelandersson [182] e modificada posteriormente por de Borst e Peeters [27] e Pearce et al. [148], a qual é dada por:

$$\frac{\partial \varepsilon^{DTIC}(\boldsymbol{\sigma}, T)}{\partial t} = \frac{\eta}{f_{c0}} \Delta T \mathbb{M} \boldsymbol{\sigma}^-, \quad (3.25)$$

onde η é um coeficiente, f_{c0} é a resistência à compressão na temperatura ambiente, $\boldsymbol{\sigma}^-$ é a projeção negativa do tensor de tensões e \mathbb{M} é uma matriz dada por:

$$\mathbb{M} = \begin{bmatrix} 1 & -\nu & -\nu & 0 & 0 & 0 \\ -\nu & 1 & -\nu & 0 & 0 & 0 \\ -\nu & -\nu & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 2(1+\nu) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 2(1+\nu) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 2(1+\nu) \end{bmatrix} \quad (3.26)$$

para o caso tridimensional geral.

3.3.2 Termo-dependência das propriedades de materiais

Relações entre a temperatura e as propriedades térmicas e mecânicas disponíveis na literatura foram consideradas para incluir a termo-dependência na modelagem. Nielsen et al. [142] apresentaram expressões empíricas para descrever a degradação do módulo de elasticidade E e da resistência à tração f_t com a temperatura, as quais vêm sendo utilizadas por diversos autores [148, 190, 205] e serão adotadas também neste estudo. Tais expressões são dadas por:

$$E(T) = (1 - 0,1\hat{\theta})^2 E_0 MPa, \quad (3.27)$$

e

$$f_t(T) = (1 - 0,016\hat{\theta}^2) f_{t0} MPa, \quad (3.28)$$

sendo $\hat{\theta} = \max(\theta)$ e $\theta = \frac{T - T_0}{100}$.

Quanto à energia de fratura G_f , adotou-se a expressão proposta por Pearce et al. [148], a qual também foi considerada por outros autores [190, 205], e é dada por:

$$G_f(T) = (1 + 0,39\hat{\theta} - 0,07\hat{\theta}^2) G_{f0} MPa. \quad (3.29)$$

Para o coeficiente de Poisson ν será adotada a variação empregada por Gernay et al. [79], observada experimentalmente por outros autores [125, 159, 114] e dada por:

$$\nu(T) = \begin{cases} \frac{1-\theta}{6}\nu_0 & \text{para } 0 \leq \theta \leq 4,8 \\ 0,2\nu_0 & \text{para } \theta > 4,8. \end{cases} \quad (3.30)$$

A norma internacional *Eurocode for Structural Fire Resistance Design* [64] define requisitos e métodos para garantir que estruturas sejam capazes de suportar cargas e manter sua integridade em casos de incêndio, e propõe expressões para a variação da densidade ρ , da condutividade térmica κ e do calor específico c com a temperatura, as quais têm sido adotadas em outros estudos [205] e serão consideradas também neste trabalho. Tais expressões são dadas por:

$$\rho(T) = \begin{cases} \rho_0 \frac{Kg}{m^3} & \text{para } 20^\circ C \leq T \leq 115^\circ C \\ [1 - 0,02(T - 115)/85]\rho_0 \frac{Kg}{m^3} & \text{para } 115^\circ C < T \leq 200^\circ C \\ [0,98 - 0,03(T - 200)/200]\rho_0 \frac{Kg}{m^3} & \text{para } 200^\circ C < T \leq 400^\circ C \\ [0,95 - 0,07(T - 400)/800]\rho_0 \frac{Kg}{m^3} & \text{para } 400^\circ C < T \leq 1200^\circ C, \end{cases} \quad (3.31)$$

$$\kappa(T) = 1,68 - 0,19055 \left(\frac{T}{100} \right) + 0,0082 \left(\frac{T}{100} \right)^2 \frac{W}{m^\circ C}, \quad \text{para } 20^\circ C \leq T \leq 1200^\circ C, \quad (3.32)$$

e

$$c(T) = \begin{cases} 900 \frac{J}{Kg^\circ C} & \text{para } 20^\circ C \leq T \leq 100^\circ C \\ 900 + (T - 100) \frac{J}{Kg^\circ C} & \text{para } 100^\circ C < T \leq 200^\circ C \\ 1000 + \left(\frac{T-200}{2} \right) \frac{J}{Kg^\circ C} & \text{para } 200^\circ C < T \leq 400^\circ C \\ 1100 \frac{J}{Kg^\circ C} & \text{para } 400^\circ C < T \leq 1200^\circ C. \end{cases} \quad (3.33)$$

Para o coeficiente α da Equação (2.43) será utilizada a expressão proposta por Nielsen et al. [141], frequentemente adotada em estudos nesta área [142, 148, 190, 205], e dada por:

$$\alpha = 10^{-5} \begin{cases} \frac{6}{7-\theta} {}^\circ C^{-1} & \text{se } 0 \leq \theta \leq 6 \\ 0 & \text{caso contrário.} \end{cases} \quad (3.34)$$

Por fim, para o coeficiente η da Equação (3.25) será considerada a também frequentemente adotada [148, 190, 205] expressão proposta por Nielsen et al. [142], dada por:

$$\eta = 10^{-5} \begin{cases} \theta + 1,25 {}^\circ C^{-1} & \text{se } 0 \leq \theta \leq 4,5 \\ 17(\theta - 4,5) + 5,75 {}^\circ C^{-1} & \text{caso contrário.} \end{cases} \quad (3.35)$$

3.3.3 Proposta de expressão para a Resistência Térmica da Fissura

A fissuração do concreto por carregamentos termomecânicos é um fenômeno bidirecionalmente acoplado, ou seja, do mesmo modo que a sollicitação impacta na falha do material, a abertura de fissura gera perturbações no fluxo de calor e uma consequente redistribuição no campo de temperatura e tensão, sendo este último caso denominado Resistência Térmica da Fissura.

A metodologia adotada para a representação deste fenômeno baseia-se, de modo geral, em estabelecer uma relação entre o desenvolvimento da fissura e a condutividade térmica e, assim, influenciar na condução de calor na região danificada. Zhou et al. [205] propuseram uma complexa expressão para calcular a evolução desta propriedade, a qual é dependente da resposta mecânica do material e de alguns parâmetros empíricos. Segundo esta abordagem, na região de falha ocorre uma redução de aproximadamente 50% na condutividade térmica, com relação ao valor inicial.

Tomando como base a definição da variável dano segundo a Mecânica do Contínuo, dada uma seção transversal tem-se que esta é obtida pela razão entre a área danificada, que corresponde à região fissurada, e a área total. Em termos fenomenológicos, a abertura de uma fissura superficial pode ser interpretada como o surgimento de uma descontinuidade no material, a qual é automaticamente ocupada pelo ar atmosférico ambiente. A partir deste raciocínio, neste trabalho propõe-se para a condutividade térmica uma variação decrescente linear dependente do dano. Assim, para uma região íntegra ($d = 0$), a condutividade térmica assume o seu valor característico de $1,71 W/m^{\circ}C$ e, com o desenvolvimento do dano, este valor diminui linearmente até que, quando a região está totalmente danificada ($d = 1$), a condutividade térmica tem o valor correspondente ao ar, que é de $0,024 W/m^{\circ}C$.

Apesar de ser dada por uma expressão matematicamente simples, a metodologia proposta aqui para considerar a Resistência Térmica da Fissura parte da análise do processo de fissuração em estruturas submetidas à carregamentos termomecânicos. Com essa redução na condutividade térmica, ocorre uma descontinuidade no fluxo de calor na região de falha, promovendo assim um acoplamento entre os campos mecânico e térmico.

3.4 PROPOSTA DE ESTRATÉGIA DE HOMOGENEIZAÇÃO

Neste trabalho optou-se por empregar a Regra da Mistura, que é a estratégia mais simples e de mais fácil implementação para obter as propriedades efetivas de um material compósito. Tal metodologia foi proposta por Counto e Chiorino [46] e é dada por:

$$\frac{1}{P_c} = \frac{1 - \sqrt{V_{agg}}}{P_m} + \frac{1}{\left(\frac{1 - \sqrt{V_{agg}}}{\sqrt{V_{agg}}}\right) P_m + P_{agg}}, \quad (3.36)$$

onde P_c , P_m e P_{agg} se referem às propriedades do concreto, da argamassa e dos agregados, respectivamente, e V_{agg} é a fração de volume de agregados. Assim, a partir desta abordagem, basta a aplicação direta desta expressão para a obtenção dos parâmetros efetivos. Isso foi feito para os elementos regulares, conforme pode ser visto na Figura 13.

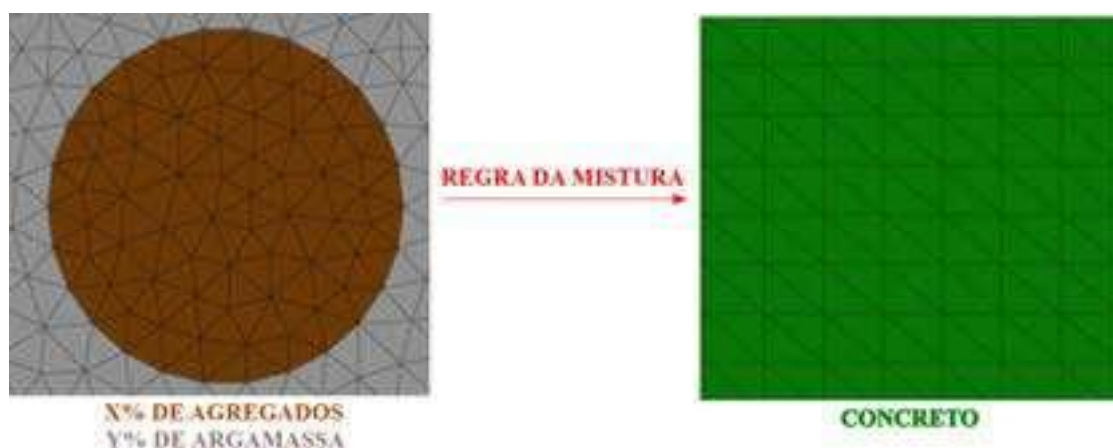


Figura 13 – Aplicação da Regra da Mistura para os elementos regulares: a partir das propriedades dos agregados e da argamassa, obtém-se as propriedades efetivas para o concreto.

A modelagem da fissuração neste estudo é feita a partir dos elementos de interface, presentes tanto nas análises homogêneas, entre os elementos de concreto, quanto nas análises em mesoescala, entre os elementos de argamassa e ao redor dos agregados, representando a ZTI. A proposta deste trabalho consiste em estabelecer uma relação direta entre a argamassa e os elementos de interface argamassa-argamassa, e entre os agregados e os elementos de interface ZTI, adotando-se para estes elementos especiais a mesma fração considerada para os elementos regulares. Assim, do mesmo modo que o concreto é formado pela mistura de agregados e argamassa, os elementos de interface do caso homogêneo são formados pela mistura dos elementos de interface do caso em mesoescala. Esta estratégia pode ser esquematicamente visualizada na Figura 14 e é matematicamente dada por uma adaptação da Equação (3.36), que resulta em:

$$\frac{1}{P_{c-c}} = \frac{1 - \sqrt{V_{agg}}}{P_{m-m}} + \frac{1}{\left(\frac{1 - \sqrt{V_{agg}}}{\sqrt{V_{agg}}}\right) P_{m-m} + P_{ZTI}}, \quad (3.37)$$

onde P_{c-c} , P_{m-m} e P_{ZTI} se referem às propriedades dos elementos de interface concreto-concreto, dos elementos de interface argamassa-argamassa e dos elementos de interface que representam a ZTI, respectivamente, e V_{agg} é a fração de volume de agregados. Assim, com esta associação, basta a aplicação direta desta expressão para a obtenção dos parâmetros efetivos.

É importante destacar que, em se tratando de um estudo computacional, seria possível calcular esta proporção de maneira exata a partir da malha de elementos finitos gerada em mesoescala, substituindo o V_{agg} por V_{ZTI} , na Equação (3.37). Porém, isso acrescentaria à

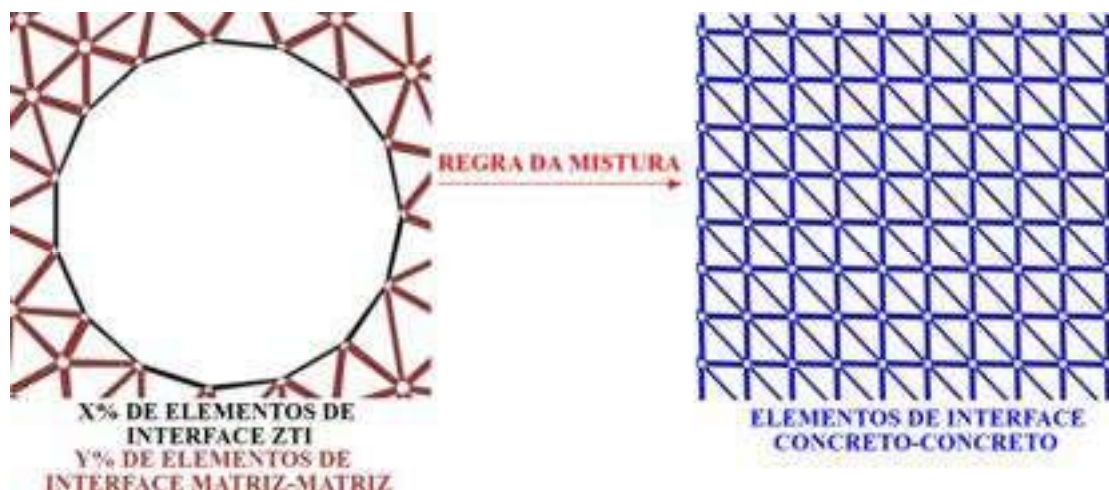


Figura 14 – Proposta de aplicação da Regra da Mistura para os elementos de interface: a partir das propriedades dos elementos de interface argamassa-argamassa e dos elementos de interface ZTI, obtém-se as propriedades efetivas para os elementos de interface concreto-concreto.

metodologia uma forte dependência da malha e estaria relacionado à discretização numérica da geometria, e não a um aspecto inerente ao material. Isso porque ao gerar novas distribuições de agregados ou ao refinar a malha, por exemplo, o valor de V_{ZTI} seria alterado. Com a estratégia proposta aqui é possível correlacionar as propriedades dos elementos de interface através de uma expressão simples, o que permite transitar entre as duas escalas sem a necessidade de nenhum parâmetro adicional e de nenhuma informação característica da discretização adotada.

4 EXPERIMENTOS PARA VALIDAÇÃO

Neste capítulo serão apresentados os experimentos computacionais realizados, considerando-se solicitações térmicas e mecânicas, com o objetivo de demonstrar o funcionamento da implementação do modelo constitutivo de interesse bem como da construção dos modelos geométricos desejados.

4.1 IMPLEMENTAÇÃO DO MODELO DE DANO

4.1.1 Bloco sob tração e compressão uniaxial

Com o objetivo de verificar a implementação do modelo constitutivo considerado, o primeiro caso estudado foi o bloco retangular mostrado esquematicamente na Figura 15, proposto por Rodrigues et al. [149]. O bloco, que tem dimensões $200mm$ por $100mm$ e espessura de $100mm$, foi discretizado em quatro elementos finitos triangulares e, na região central, um par de elementos de interface foi inserido. A análise foi realizada dentro do contexto do estado plano de tensões.

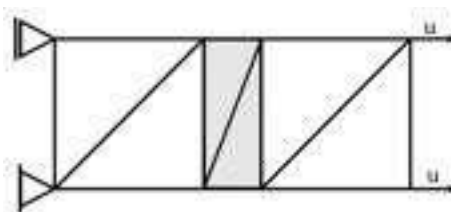


Figura 15 – Bloco discretizado em elementos regulares, em branco, e com a inserção de um par de elementos de interface, em cinza, submetido a tração e a compressão uniaxial.

Com relação às condições de contorno, a estrutura teve seu deslocamento restringido na extremidade esquerda e deslocamentos foram impostos na extremidade direita, de maneira a provocar os esforços de tração e compressão uniaxial. Inicialmente aplicou-se $u = 0,1mm$ e, em seguida, $u = -0,1mm$, representando um ciclo de tração-compressão, com a consideração de $|\Delta u| = 0,00005mm$.

Aos elementos finitos regulares foi atribuído o comportamento linear elástico e para os elementos de interface adotou-se o modelo de dano proposto por Manzoli et al. [123]. As propriedades de materiais estão apresentadas no Apêndice A.1.

A Figura 16 mostra o bloco em sua configuração inicial, em $u = 0,1mm$ e em $u = -0,1mm$, com um fator de escala de 100 vezes de aumento. Quando a estrutura é submetida à tração, é possível observar a abertura da fissura através dos elementos de interface e, quando a solicitação é de compressão, pode-se verificar o comportamento linear elástico.

A Figura 17 apresenta a curva carga-deslocamento obtida neste trabalho e por Rodrigues et al. [149]. Como pode-se observar, ambas são bastante semelhantes apesar de uma mínima

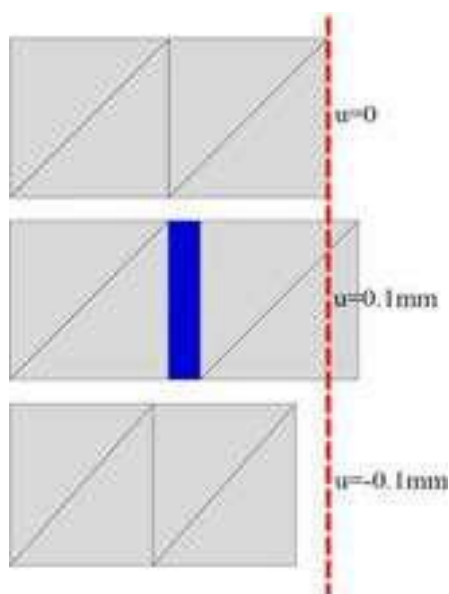


Figura 16 – Bloco retangular em $u = 0,0mm$, em $u = 0,1mm$ e em $u = -0,1mm$, com os elementos de interface em azul e os elementos regulares em cinza.

divergência na carga de pico, que delimita o início do comportamento não linear, indicando que o modelo foi corretamente implementado.

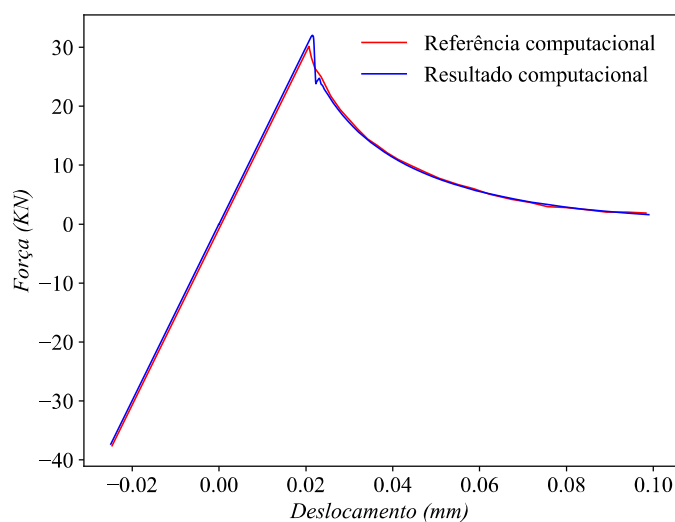


Figura 17 – Evolução da carga com o deslocamento para o bloco sob tração e compressão uniaxial, encontrada neste trabalho e em Rodrigues et al. [149].

4.1.2 Flexão de três pontos em viga com entalhe

Ainda para verificar a implementação do modelo de dano, estudou-se uma viga biapoiada submetida à flexão, analisada experimentalmente por Grégoire et al. [85] e computacionalmente por Rodrigues et al. [151].

A viga em questão, mostrada esquematicamente na Figura 18, tem dimensões $700mm$ por $200mm$ e espessura $50mm$, e possui um entalhe na região central com $2mm$ por $40mm$. Quanto às condições de contorno, o deslocamento vertical foi impedido próximo à extremidade direita, o deslocamento vertical e horizontal foi restringido próximo à extremidade esquerda e, por fim, um deslocamento $u = -0,2mm$ foi aplicado na face superior da viga, no meio do vão, sendo $\Delta u = -0,0001mm$. Além disso, neste caso o concreto foi tratado em mesoescala e a distribuição das partículas na matriz de argamassa foi feita a partir da curva granulométrica mostrada na Figura 19, considerando-se um percentual de 40% de agregados, do mesmo modo que em Grégoire et al. [85].

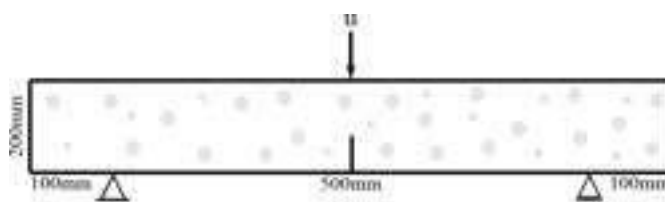


Figura 18 – Flexão de três pontos em viga com entalhe na mesoescala.

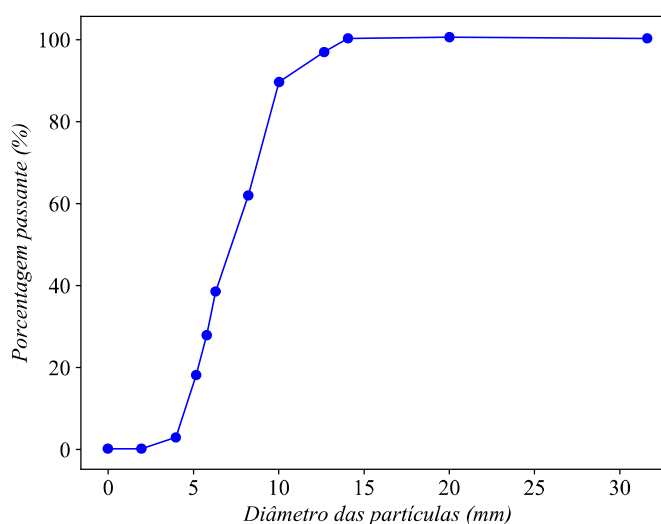


Figura 19 – Curva granulométrica utilizada para a distribuição de 40% de agregados (adaptado de Grégoire et al. [85]).

A argamassa e os agregados foram discretizados em elementos finitos triangulares e, a partir da técnica de fragmentação de malha, elementos de alta razão de aspecto foram inseridos na interface argamassa-argamassa e argamassa-agregado, gerando 76545 nós e 107779 elementos, no total.

Aos elementos regulares foi atribuído o modelo linear elástico e para os elementos de interface adotou-se o modelo de dano proposto por Manzoli et al. [123]. As propriedades dos materiais estão apresentadas no Apêndice A.2. A análise foi realizada considerando-se o estado plano de tensões.

A Figura 20 mostra a configuração da viga ao final da simulação, com um fator de escala de 100 vezes de aumento. Pode-se observar o surgimento de uma fissura no meio do vão, que é a região onde o dano atinge o seu valor máximo devido à configuração geométrica e às condições de contorno.

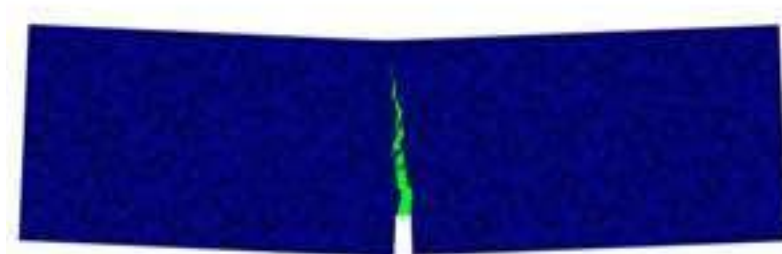


Figura 20 – Configuração deformada da viga ao final da simulação, com o surgimento de uma fissura na região em verde.

A Figura 21 traz a relação entre carga e abertura de fissura obtida pelos referidos autores bem como a encontrada neste estudo. Nota-se que os resultados obtidos estão em boa concordância com ambas as referências consideradas, indicando a correta implementação do modelo de interesse também para o material em mesoescala e sob flexão.

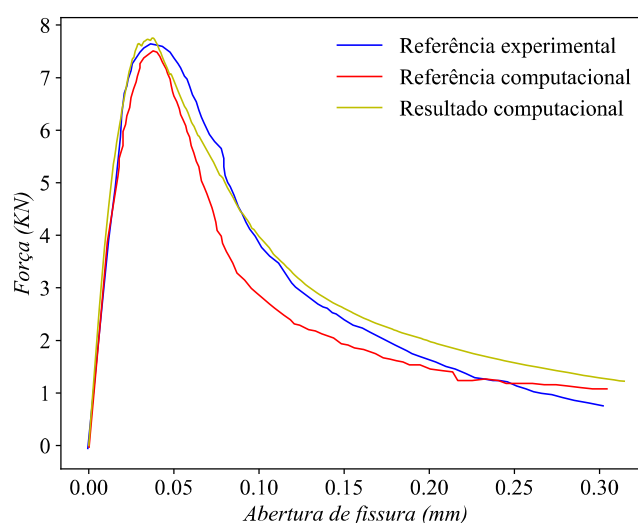


Figura 21 – Evolução da carga com a abertura de fissura para a viga com entalhe submetida a flexão de três pontos, obtida experimentalmente por Grégoire et al. [85] e computacionalmente por Rodrigues et al. [151] e por este trabalho.

4.2 ACOPLAMENTO TERMOMECÂNICO

4.2.1 Viga sob carregamento térmico e termomecânico

Para verificar o acoplamento entre os campos térmico e mecânico, a viga simplesmente apoiada de seção quadrada $b = h = 200\text{mm}$ e comprimento $L = 2000\text{mm}$, apresentada na Figura 22, foi simulada e confrontada com resultados analíticos. As propriedades de materiais

estão descritas no Apêndice A.3, ressaltando-se que foi considerado o modelo linear elástico como lei constitutiva e a análise foi realizada em regime permanente com propriedades constantes. Quanto à discretização, foram adotados 1111 nós e 2000 elementos.

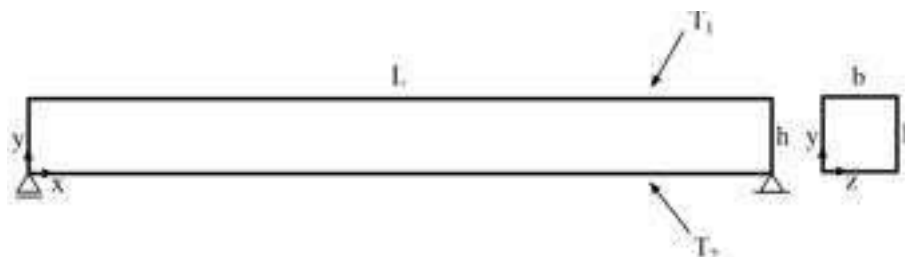


Figura 22 – Viga biapoiada com carregamento térmico.

Inicialmente considerou-se um carregamento puramente térmico, com $T_1 = 100^\circ C$ atuando na face superior e $T_2 = 200^\circ C$ atuando na face inferior da viga. Segundo Hetnarski e Eslami [92], neste caso a linha elástica é dada pela equação:

$$y = \frac{\alpha(T_1 - T_2)}{2h}(xL - x^2). \quad (4.1)$$

A Figura 23 mostra os resultados obtido computacional e analiticamente e, como pode-se perceber, ambos estão em concordância, denotando a capacidade do modelo implementado de capturar os efeitos mecânicos oriundos de carregamentos térmicos.

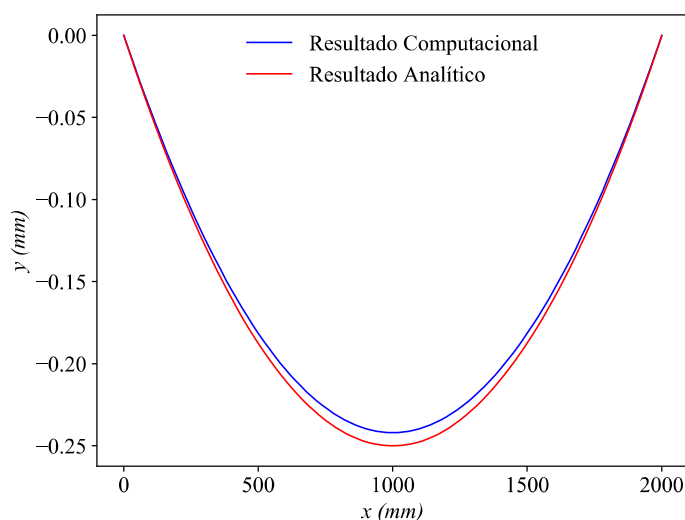


Figura 23 – Deflexão para a viga simplesmente apoiada com carregamento térmico, obtida analiticamente e por este trabalho.

Para a mesma viga, considerou-se em seguida uma situação de carregamento misto, com a mesma carga térmica do primeiro experimento adicionada a uma carga distribuída de $p = 1N/mm$, aplicada na face superior da viga. De acordo com Hibbeler [93], a linha elástica gerada por este carregamento mecânico em uma viga simplesmente apoiada é dada por

$$y = \frac{p}{24EI}(x^4 - 2x^3L + xL^3). \quad (4.2)$$

Tomando-se o caso em questão, sob carregamento termomecânico, a linha elástica será dada então pelo somatório das Equações (4.1) e (4.2).

A Figura 24 mostra os resultados obtidos computacional e analiticamente. É possível observar que, também para o caso de carregamento misto, a rotina implementada é capaz de representar a resposta mecânica causada por solicitações termomecânicas.

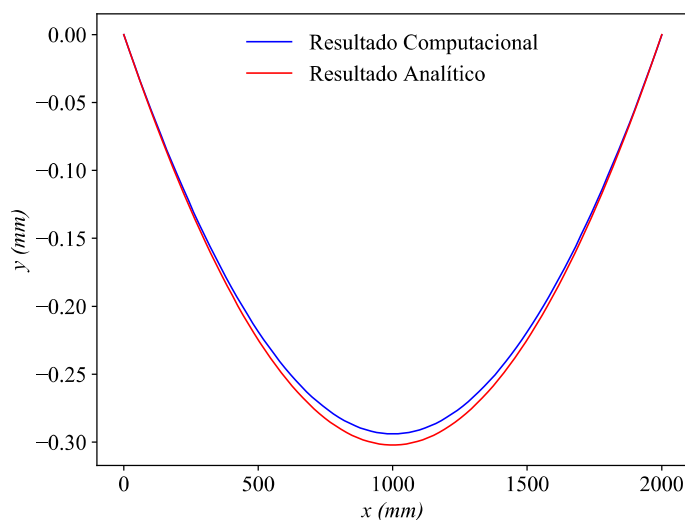


Figura 24 – Deflexão para a viga simplesmente apoiada com carregamento termomecânico, obtida analiticamente e por este trabalho.

4.3 IMPLEMENTAÇÃO DA DEFORMAÇÃO TÉRMICA INDUZIDA PELO CARREGAMENTO

4.3.1 Viga bi-engastada sob carregamento térmico

A viga bi-engastada com comprimento $L = 100mm$ e área de seção transversal A mostrada na Figura 25 foi submetida a um carregamento térmico $T = 600^{\circ}C$ em regime permanente, como proposto por Wu et al. [190]. Como propriedades de materiais, adotaram-se os valores apresentados no Apêndice A.4, considerando-se a termo-dependência descrita na Seção 3.3.2. Para os coeficientes relacionados à DTL, α , e à DTIC, η , empregaram-se também as expressões dependentes da temperatura apresentadas na Seção 3.3.2. Quanto à discretização, utilizaram-se 6000 nós e 7780 elementos.

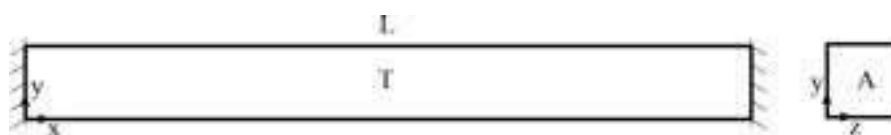


Figura 25 – Viga bi-engastada com carregamento térmico.

Devido à expansão térmica e às restrições de deslocamento, um esforço de compressão atua na barra e, portanto, tem-se o desenvolvimento da DTIC. A análise foi realizada com e sem

a consideração desta parcela de deformação, com o objetivo de verificar a influência da mesma na resposta estrutural.

A Figura 26 mostra os resultados experimental e computacional encontrados por Wu et al. [190] e os obtidos neste trabalho. Importante ressaltar que a modelagem somente foi capaz de capturar o comportamento devido à consideração da DTIC, visto que os resultados que não levaram em conta esta parcela de deformação superestimaram a tensão. Cabe destacar ainda que as divergências encontradas entre os resultados computacional e experimental podem ser atribuídas aos efeitos termo-hídricos, os quais não foram considerados na modelagem.

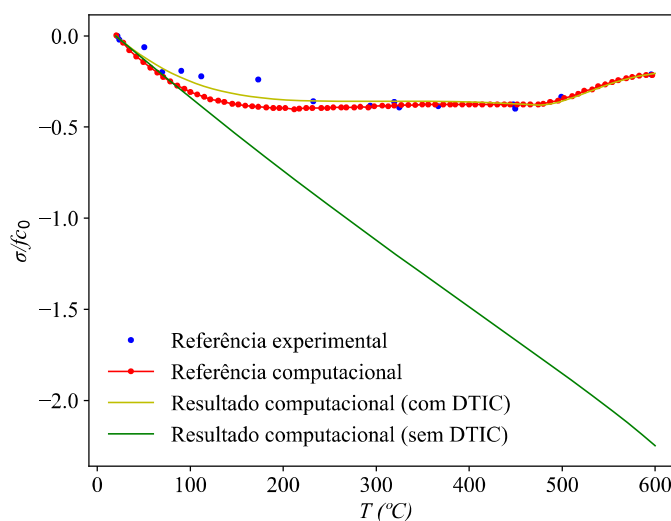


Figura 26 – Evolução da tensão com a temperatura para a viga bi-engastada submetida a carregamento térmico, obtida experimental e computacionalmente por Wu et al. [190] por este trabalho.

4.4 IMPLEMENTAÇÃO DO MODELO TERMO-DANO PARA TEMPERATURA PERMANENTE

4.4.1 Viga sob temperatura prescrita e tração uniaxial

Como mostrado na Figura 27 e como proposto por Wu et al. [190], uma viga engastada e livre com comprimento $L = 100mm$ e área de seção transversal A é inicialmente exposta a uma temperatura inicial T_0 e, então, submetida a um deslocamento monotônico crescente $u = 0,2mm$ na extremidade livre, sendo $\Delta u = 0,0001mm$. As propriedades de materiais em temperatura ambiente são apresentadas no Apêndice A.5. Quanto à discretização, adotaram-se 6000 elementos e 7780 nós.

Foram realizados três testes: o primeiro deles considerando a temperatura ambiente, o segundo com a temperatura de $300\text{ }^{\circ}\text{C}$ e o terceiro com a temperatura de $500\text{ }^{\circ}\text{C}$. A fim de definir as propriedades de materiais para as duas últimas análises, a termo-dependência apresentada na Seção 3.3.2 foi considerada.

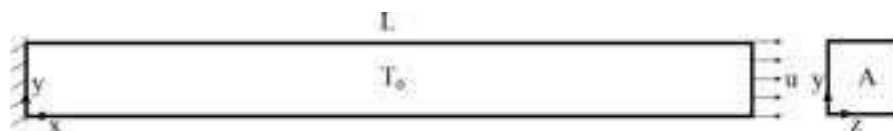


Figura 27 – Viga engastada e livre com temperatura prescrita e tração uniaxial.

A Figura 28 mostra as curvas tensão x deslocamento para $T_0 = 20^\circ C$, $300^\circ C$ e $500^\circ C$, obtidos neste trabalho e por Wu et al. [190]. Como pode-se observar, houve uma boa concordância entre ambos os resultados. Além disso, quanto maior a temperatura imposta menor é a carga de pico, o que está de acordo com a degradação das propriedades de materiais com o aumento da temperatura.

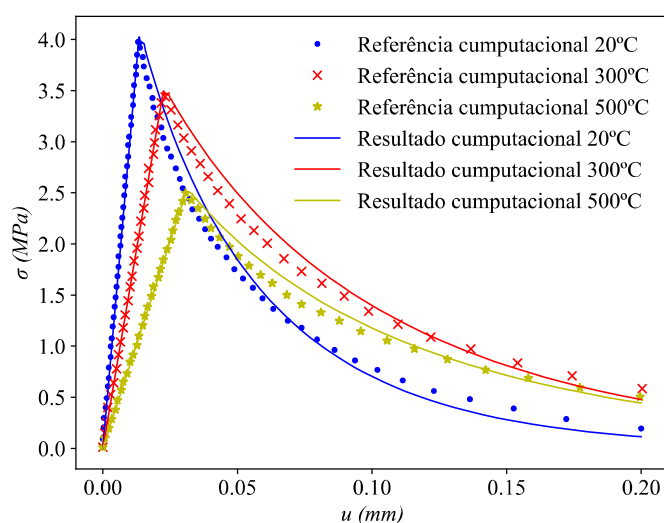


Figura 28 – Relação entre tensão e deslocamento para a viga submetida a tração uniaxial e a diferentes temperaturas prescritas, obtida por Wu et al. [190] e por este trabalho.

4.4.2 Flexão de três pontos em viga com entalhe submetida a temperatura prescrita

Como proposto por Wu et al. [190], uma viga biapoiada com comprimento $L = 500mm$, vão de $400mm$, seção transversal quadrada de lado $l = 100mm$ e com entalhe central de $b = 5mm$ e $h = 40mm$, mostrada na Figura 29, é inicialmente exposta a uma temperatura inicial T_0 e então submetida a um deslocamento monotônico crescente de $u = -1mm$ no ponto médio de sua face superior, com $\Delta u = -0,0001mm$. As propriedades de materiais em temperatura ambiente estão apresentadas no Apêndice A.6. Também aqui foram realizados três testes: temperatura inicial, $300^\circ C$ e $500^\circ C$, sendo a termo-dependência apresentada na Seção 3.3.2 utilizada para o cálculo das propriedades de materiais nos dois últimos casos. Quanto à discretização, adotaram-se 12579 nós e 16515 elementos.

A Figura 30 mostra a relação entre carga e deslocamento para $T_0 = 20^\circ C$, $300^\circ C$ e $500^\circ C$ obtidas neste trabalho e os resultados computacional e experimental segundo Wu et al. [190]. O modelo foi capaz de capturar a resposta estrutural do material, sendo possível observar,

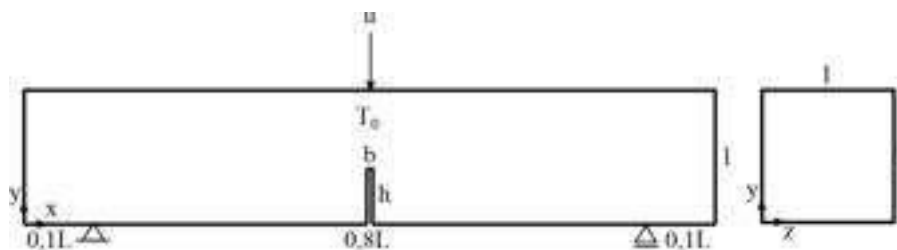


Figura 29 – Viga com temperatura inicial e flexão de três pontos.

também neste caso, que a carga de pico diminui com o aumento da temperatura inicial, refletindo a termo-dependência das propriedades.

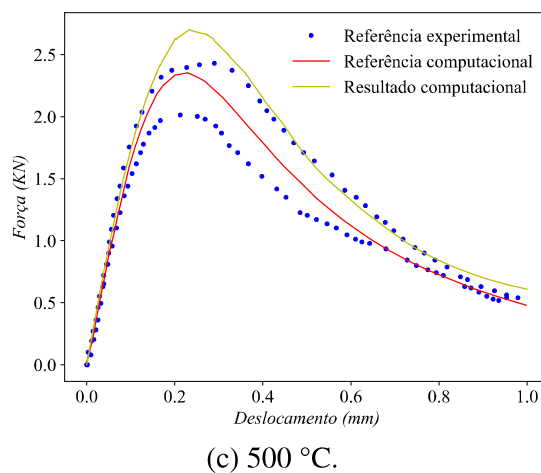
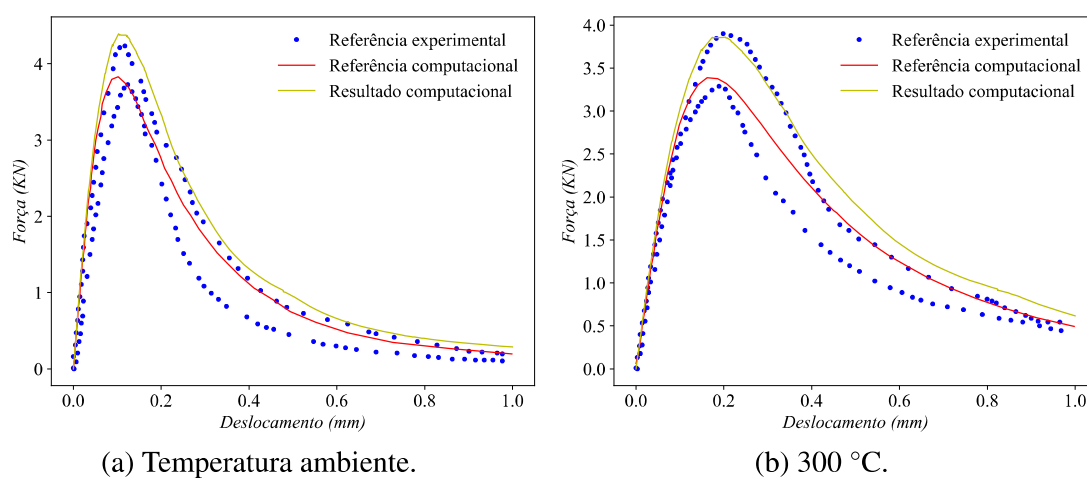


Figura 30 – Relação entre tensão e deslocamento para a viga submetida a tração flexão de três pontos, obtida experimental e computacionalmente por Wu et al. [190] e por este trabalho.

4.5 IMPLEMENTAÇÃO DO MODELO TERMO-DANO PARA TEMPERATURA TRANSIENTE

4.5.1 Aquecimento e flexão de três pontos em viga com entalhe

Para avaliar um cenário de carregamento termomecânico acoplado, a mesma viga apresentada na Seção 4.4.2 foi submetida a um regime de aquecimento seguido por um carregamento mecânico, conforme Wu et al. [190]. O aquecimento se deu em uma taxa constante de 1°C por minuto, durante 280min , até a temperatura de 300°C , a qual foi mantida por um período de 60min . Em seguida, a viga foi submetida a um carregamento vertical $F = -2,4\text{KN}$, aplicado em 2000 passos de carga. As propriedades adotadas estão apresentadas no Apêndice A.7, considerando-se a termo-dependência descrita na Seção 3.3.2 para as propriedades mecânicas. Para o coeficiente relacionado à DTL, α , e à DTIC, η , empregaram-se as expressões apresentadas também na Seção 3.3.2. Quanto à discretização, utilizaram-se 12579 nós e 16515 elementos.

A Figura 31 mostra a evolução do deslocamento obtida por Wu et al. [190] e as encontradas neste trabalho e, como pode-se observar, foi possível representar o comportamento estrutural de forma satisfatoriamente semelhante à referência. Além disso, na Figura 31 pode-se verificar claramente os três instantes de carga: o aquecimento no ramo ascendente, a temperatura constante no trecho horizontal, e o carregamento mecânico no ramo descendente.

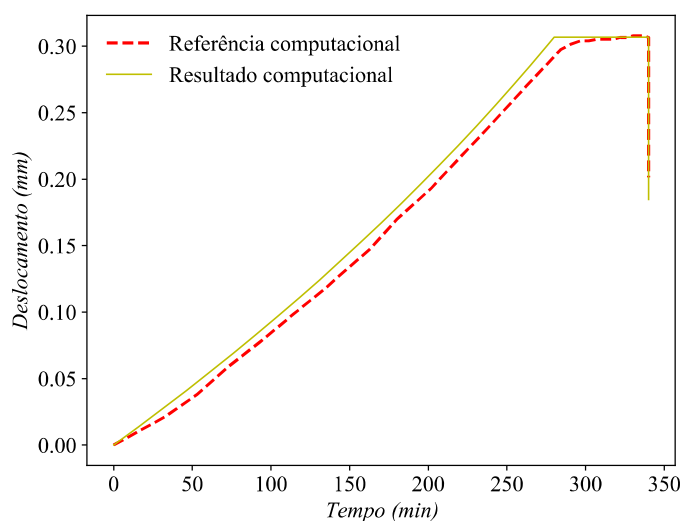


Figura 31 – Evolução do deslocamento para a viga submetida a aquecimento e flexão de três pontos, obtida por Wu et al. [190] e por este trabalho.

4.5.2 Aquecimento em viga com entalhe sob o modo misto de fissuração

Para avaliar a habilidade do modelo em representar o modo misto de fissuração, a viga apresentada na Figura 32 foi aquecida na face inferior direita a uma taxa de $0,7^{\circ}\text{C}/\text{min}$, enquanto as outras faces foram mantidas isoladas, conforme Wu et al. [190]. É esperado que este cenário de carregamento induza a gradientes térmicos na viga que gerem tensões de tração na

vizinhança do entalhe, de modo que a fissura se inicie nele e se propague através de um caminho curvo na direção da borda inferior direita. As propriedades de materiais estão apresentadas no Apêndice A.8 e as mecânicas seguem a termo-dependência descrita na Seção 3.3.2. Para o coeficiente relacionado à DTL, α , e à DTIC, η , empregaram-se as expressões apresentadas também na Seção 3.3.2. Quanto à discretização, adotaram-se 11277 nós e 14811 elementos.

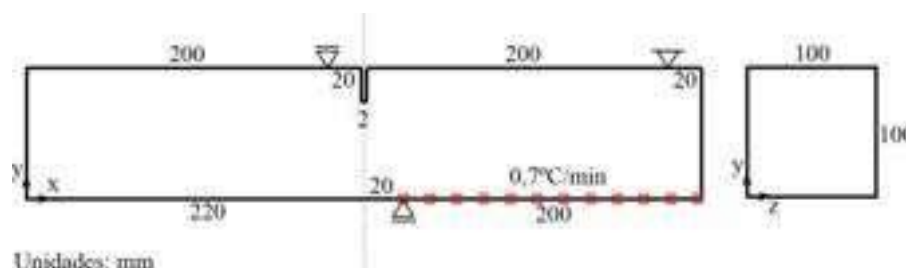


Figura 32 – Viga submetida ao modo misto de fissuração.

Após 250min, a configuração deformada com um fator de aumento 20 está mostrada na Figura 33, onde pode-se observar que a trajetória da fissuração está de acordo com o esperado.

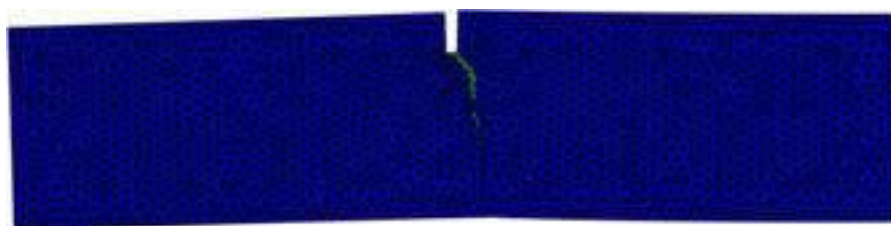


Figura 33 – Configuração deformada da viga após 250 min de simulação.

A Figura 34 mostra a evolução da força de reação no apoio inferior obtida neste trabalho e a encontrada por Wu et al. [190]. Apesar de ter acontecido uma concordância mais qualitativa do que quantitativa, o modelo foi capaz de capturar o comportamento do fenômeno. Com o aumento da temperatura, as fissuras se desenvolvem lentamente conforme o trecho ascendente e, ao atingir a carga de pico, a fissura se propaga rapidamente levando a uma queda brusca na reação de apoio.

4.5.3 Aquecimento em uma seção circular de concreto em mesoescala

Como mostrado na Figura 35, uma seção circular vazada de concreto com diâmetro externo $D = 76mm$ e diâmetro interno $d = 25mm$, é submetida a um carregamento térmico na sua face interna pelo aquecimento de um mandril. A temperatura inicial é de $T_0 = 20^\circ C$ e a temperatura no contorno externo T_{ext} é mantida a $20^\circ C$ durante toda a análise, que dura 44min. Por sua vez, o mandril tem uma taxa de aquecimento de $T_{in} = 2^\circ C/min$. Este problema foi estudado experimentalmente por Abdalla [1] e computacionalmente por Chen et al. [37].

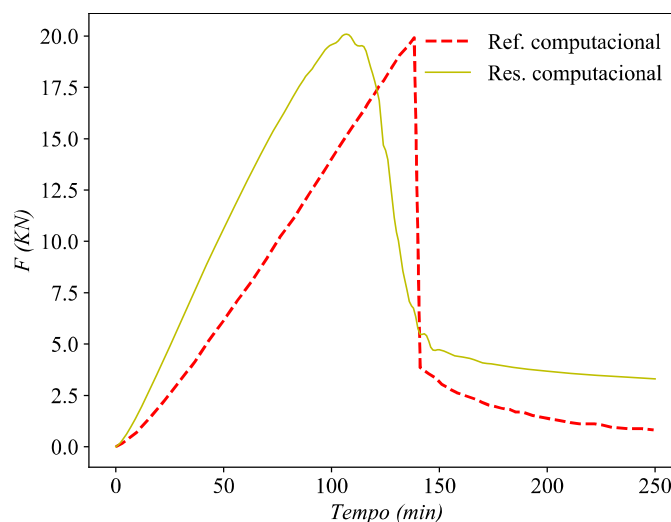


Figura 34 – Evolução da reação de apoio para a viga submetida a aquecimento e modo misto de fissuração, obtida por Wu et al. [190] e por este trabalho.

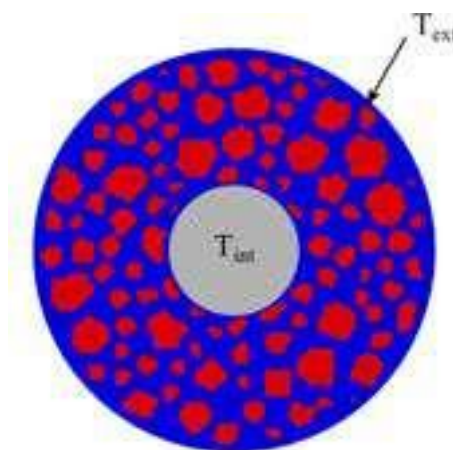
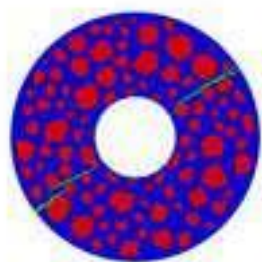


Figura 35 – Seção circular de concreto em mesoescala submetida a aquecimento.

O concreto é considerado como um material trifásico, composto por argamassa, ZTI e agregados, sendo estes representados em formato poligonal, conforme sugerem Chen et al. [37]. As propriedades de materiais estão apresentadas no Apêndice A.9 e somente a energia de fratura é considerada dependente da temperatura. Quanto à discretização, adotaram-se 22228 nós e 31392 elementos.

A Figura 36 mostra a configuração deformada da seção obtida neste trabalho, com fator de escala 10, e também o resultado obtido experimentalmente por Abdalla [1]. É possível observar que o modelo foi capaz de representar o comportamento experimental, com fissuras radiais na mesma direção surgindo próximo à face interior, região de maior temperatura, e propagando-se em direção à face exterior.



(a) Resultado computacional.



(b) Resultado experimental por Abdalla [1].

Figura 36 – Configuração deformada da seção nas análises computacional e experimental.

5 EXPERIMENTOS PARA ANÁLISE

Neste capítulo serão apresentados os experimentos computacionais realizados com o objetivo de demonstrar a influência da expressão apresentada para a Resistência Térmica da Fissura no processo de condução de calor, e a aplicação da estratégia de homogeneização proposta para problemas com carregamentos mecânico e térmico.

5.1 RESISTÊNCIA TÉRMICA DA FISSURA

A fim de verificar o impacto da Resistência Térmica da Fissura na condutividade térmica e na transferência de calor, considerou-se a geometria quadrada de lado 200mm e entalhes bilaterais de largura 5mm e comprimento 25mm apresentada na Figura 37, a qual foi submetida sequencialmente a três estágios de carregamento. As propriedades de materiais estão apresentadas no Apêndice A.10 e seguem a termo-dependência apresentada na Seção 3.3.2. Para a condutividade térmica e o calor específico utilizaram-se as expressões apresentadas na Seção 3.3.2. Quanto à discretização, adotaram-se 15024 nós e 19810 elementos.

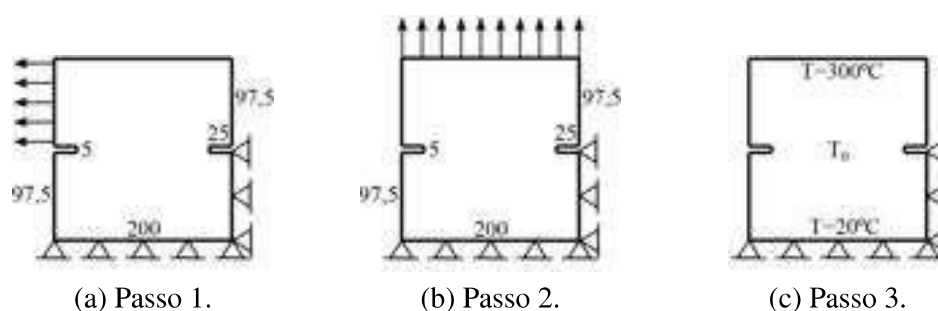


Figura 37 – Esquema de carregamento para o bloco com entalhes bilaterais.

Inicialmente, como mostram as Figuras 37a e 37b, foi imposto à estrutura um carregamento mecânico horizontal $u = 0,1\text{mm}$ seguido por um carregamento mecânico vertical $u = 0,2\text{mm}$, com $\Delta u = 0,0005\text{mm}$. Esse estágio levou ao desenvolvimento de fissuras simetricamente opostas partindo dos entalhes, como é possível observar na Figura 38, com um fator de escala 10.

Em seguida, a estrutura foi submetida a um estágio de transferência de calor, conforme mostra a Figura 37c. Nesta etapa, três diferentes situações foram estudadas: na primeira admitiu-se que a fissura não influencia de nenhuma maneira na condução de calor, na segunda considerou-se que a fissura impede completamente a condução de calor e, na terceira, adotou-se a relação linear entre a condutividade e o dano, como proposto na Seção 3.3.3.

A Figura 39 apresenta o mapa de condutividade térmica, de temperatura e de fluxo de calor para os três cenários analisados. Como esperado, na Figura 39a pode-se verificar que a temperatura se propaga da face superior para a inferior e que o fluxo é praticamente uniforme,

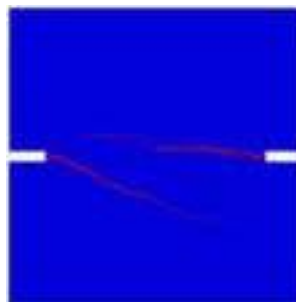


Figura 38 – Fissuras no bloco com entalhes bilaterais submetido aos passos de carregamento 1 e 2.

tendo uma modificação apenas por conta dos entalhes. Por sua vez, a Figura 39b mostra o extremo oposto. Nesse caso a fissura oferece resistência total à propagação da temperatura e, por isso, ocorre uma descontinuidade no mapa de calor e de fluxo na região de falha. Assim, na porção inferior do domínio a temperatura inicial prescrita se mantém, indicando que a temperatura não conseguiu fluir pela seção. Estes resultados estão de acordo com aqueles obtidos no trabalho de Zhou et al. [205].

A Figura 39c apresenta os mesmos experimentos considerando a abordagem proposta neste trabalho. Nas regiões íntegras, a condutividade é influenciada somente pela temperatura, enquanto nas regiões fissuradas ela diminui bruscamente, atingindo o valor característico do ar, conforme o esperado para locais totalmente danificados. Em relação ao mapa de temperatura, pode-se observar que o obtido para este cenário e para o caso 1 são bastante semelhantes. No entanto, no mapa de fluxo de calor é possível perceber reduções na região degradada, reflexo da diminuição da condutividade por conta da CTR. Cabe ressaltar que especificamente neste problema a análise foi realizada de maneira fracamente acoplada, sendo os campos mecânico e térmico solucionados de forma sequencial. Em simulações fortemente acopladas, nas quais a propagação da fissura e a transferência de calor se relacionem mutuamente ao longo da análise, impactos mais expressivos no mapa de temperatura e de fluxo de calor são esperados, o que demonstra a importância de considerar o acoplamento bidirecional.

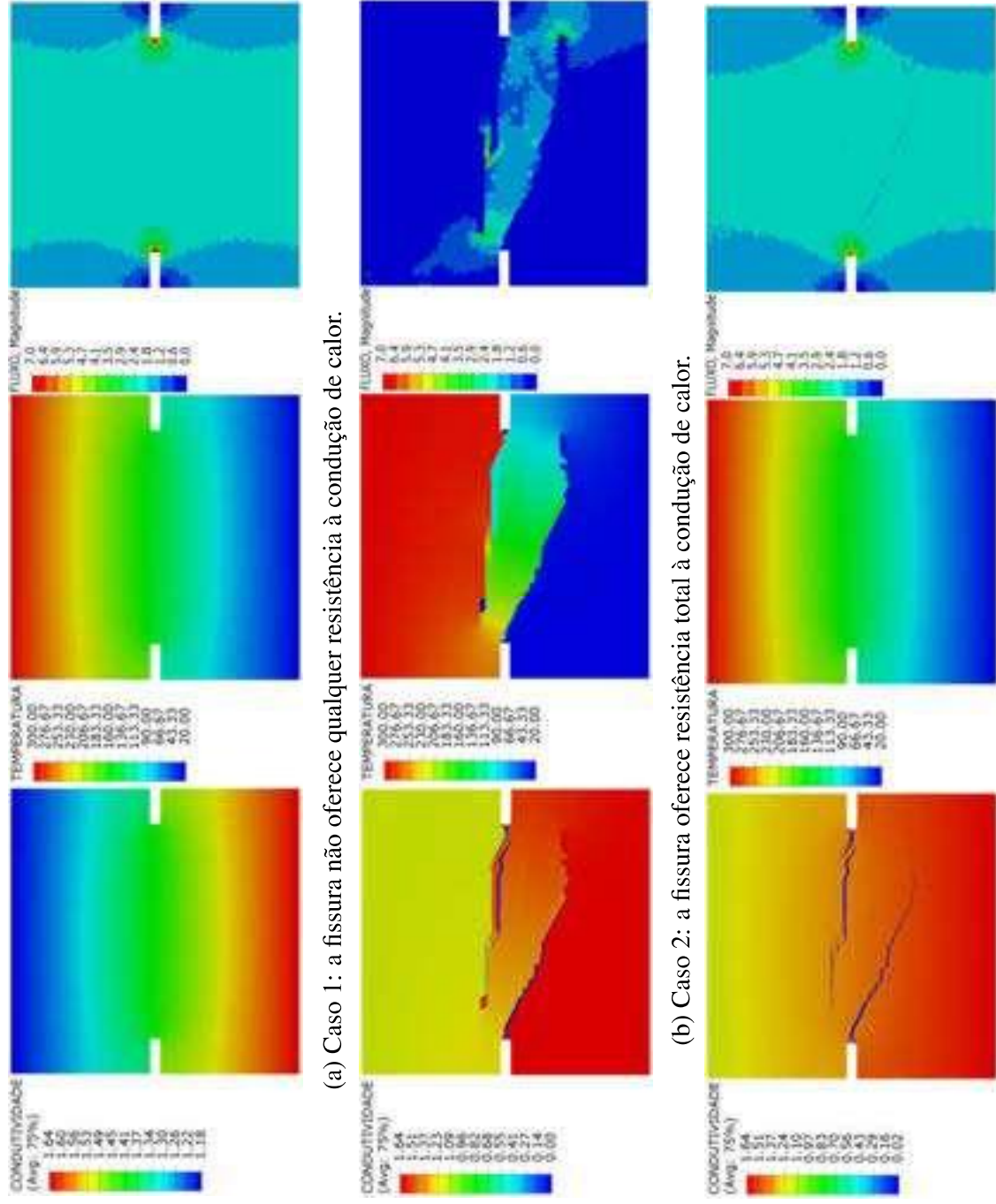


Figura 39 – Mapa de condutividade térmica ($W/m^{\circ}C$), de temperatura ($^{\circ}C$) e de fluxo de calor (W/m^2) para os três casos estudados.

5.2 ESTRATÉGIA DE HOMOGENEIZAÇÃO PARA O PROBLEMA MECÂNICO

Como tratado na Seção 3.4, este trabalho apresenta uma estratégia para simplificar a simulação do fenômeno da fissuração em estruturas de concreto, de modo que não seja necessário representar o material em mesoescala. A fim de exemplificar a validade do método proposto, realizou-se um ensaio de tração uniaxial no bloco apresentado na Figura 40, com um entalhe na altura média da seção. Um deslocamento $u = 0,2mm$ foi aplicado na face superior da estrutura, sendo $\Delta u = 0,00025mm$.

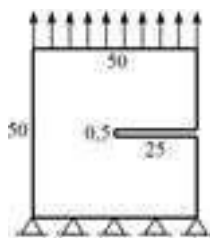


Figura 40 – Bloco com entalhe sob tração uniaxial.

Para o concreto em mesoescala consideraram-se as propriedades de materiais mostradas no Apêndice A.11 e a curva de distribuição granulométrica apresentada na Figura 41. Admitindo-se a composição de 40% de agregados e 60% de argamassa, a partir das Equações (3.36) e (3.37), calcularam-se as propriedades efetivas para o concreto e para os elementos de interface, as quais também estão apresentadas no Apêndice A.11.

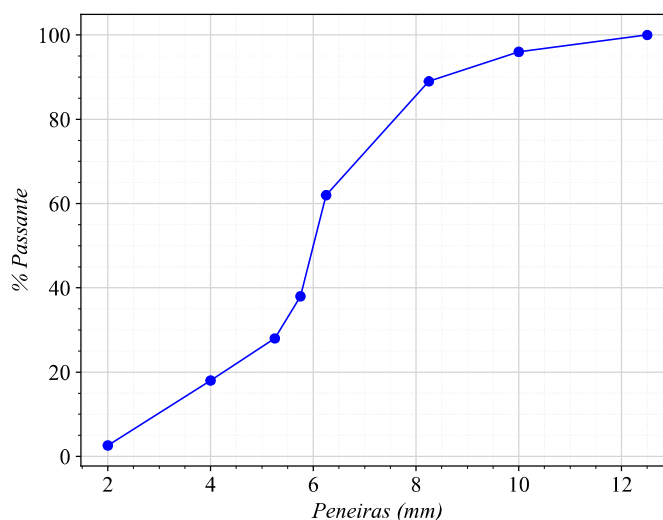


Figura 41 – Curva granulométrica considerada nas análises de homogeneização (adaptado de Rodrigues et al. [150]).

Para determinar a melhor malha a ser utilizada para as análises realizaram-se cinco testes, em mesoescala, variando-se o tamanho característico dos elementos, sendo $A=2mm$, $B=1mm$, $C=0,5mm$, $D=0,25mm$ e $E=0,125mm$. A Figura 42 apresenta a relação entre carga

e deslocamento e a Figura 43 apresenta a configuração fissurada com um fator de escala 5, para as cinco malhas avaliadas.

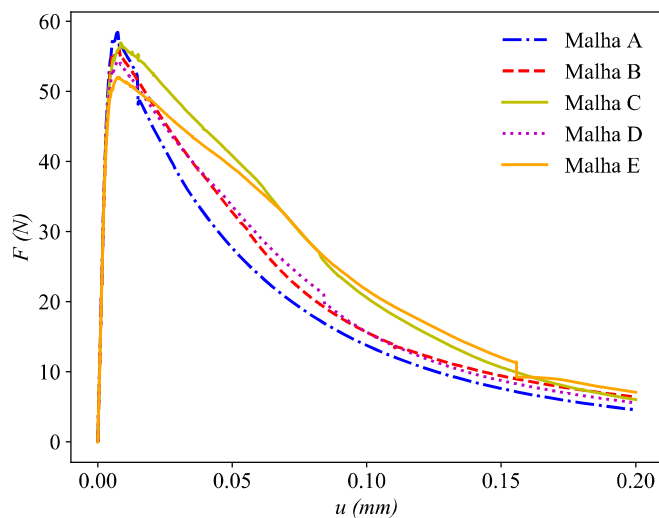


Figura 42 – Relação entre carga e deslocamento para as cinco malhas analisadas, com tamanho característico dos elementos sendo $A=2\text{mm}$, $B=1\text{mm}$, $C=0,5\text{mm}$, $D=0,25\text{mm}$ e $E=0,125\text{mm}$, considerando-se o percentual de 40% de agregados.

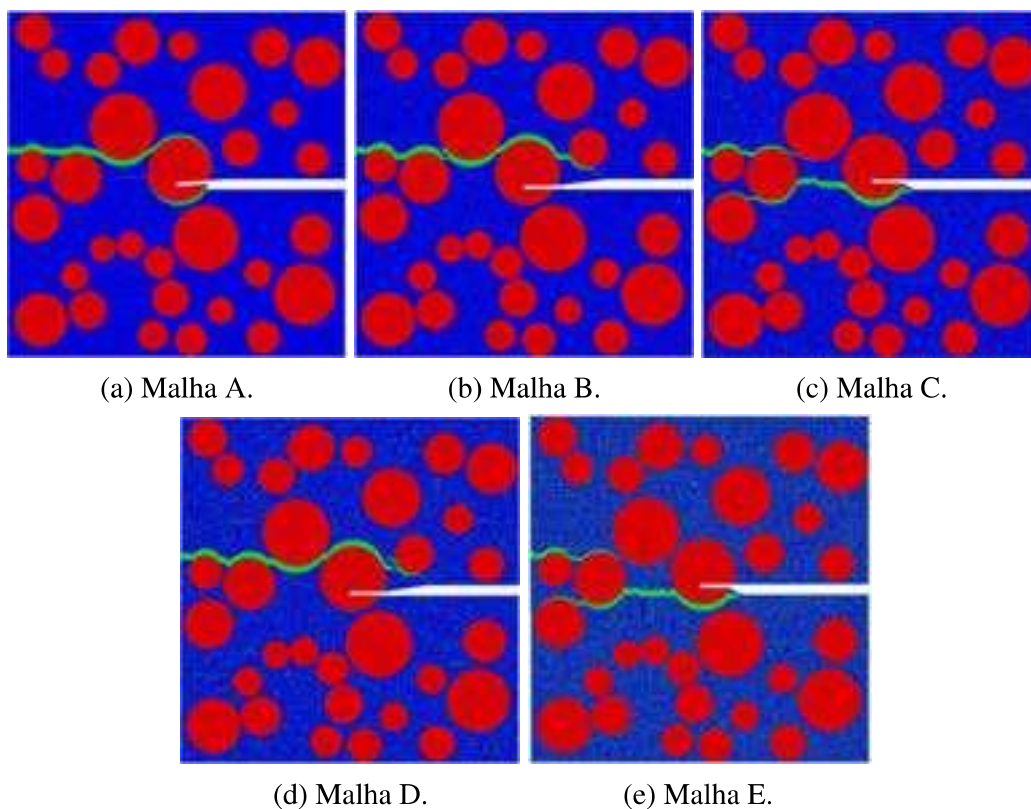


Figura 43 – Fissuras para as cinco malhas analisadas, com tamanho característico dos elementos sendo $A=2\text{mm}$, $B=1\text{mm}$, $C=0,5\text{mm}$, $D=0,25\text{mm}$ e $E=0,125\text{mm}$, considerando-se o percentual de 40% de agregados.

A configuração deformada mostra visualmente a trajetória percorrida pela fissura. No entanto, a variável de maior interesse é a carga de pico, tendo em vista que ela determina a capacidade de carga máxima da estrutura. Assim, calculou-se a diferença relativa entre as cargas de pico das curvas estruturais, duas a duas, em ordem decrescente, ou seja, B-A, C-B, D-C e E-D. Além disso, considerando-se que o custo computacional baseado no tempo de simulação para a malha A foi de 1, o impacto do refinamento neste parâmetro também foi avaliado. Estes resultados estão apresentados na Tabela 1.

Tabela 1 – Carga de pico, diferença relativa e custo computacional para as cinco malhas avaliadas.

Malha	Carga de pico (N)	Diferença relativa (%)	Custo computacional
A	58,4055	-	1
B	55,9139	4,27	2,42
C	56,9161	1,79	8,27
D	54,4140	4,40	28,98
E	52,0202	4,40	85,48

Como pode-se perceber através da Tabela 1, a diferença relativa entre D-C e E-D foi a mesma. Ou seja, não houve melhoria no resultado com o refinamento de D para E. No entanto, a malha D tem um custo computacional de aproximadamente 1/3 do da malha E. Por estas razões, optou-se por adotar a malha D nas análises posteriores.

Sabe-se que no concreto as partículas de agregado estão distribuídas de forma aleatória na matriz de argamassa. Assim, para encontrar valores representativos, em ensaios experimentais várias amostras são testadas para que seja possível definir um resultado médio. Dessa forma, outras quatro realizações de disposição dos agregados no domínio, considerando a mesma curva granulométrica e o mesmo percentual de agregados, foram avaliadas, totalizando cinco amostras. A Figura 44 mostra a relação entre a carga e o deslocamento para estes casos.

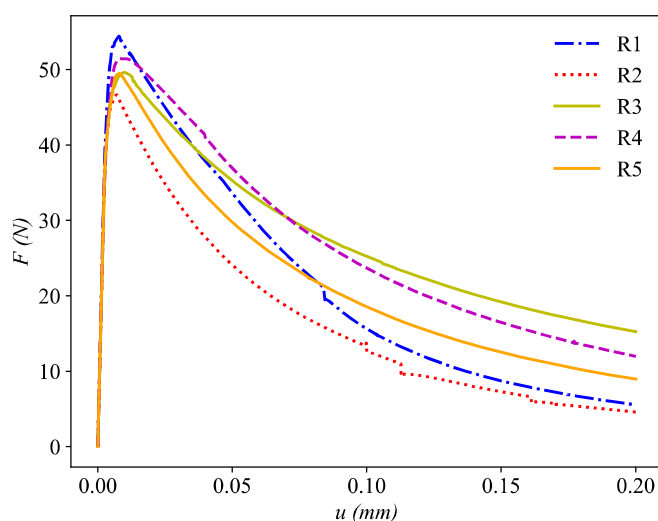


Figura 44 – Relação entre carga e deslocamento para as cinco realizações analisadas, considerando o percentual de 40% de agregados e a malha D.

Para verificar a proposta de homogeneização, realizou-se a mesma simulação no modelo homogêneo. A Figura 45 mostra a relação entre carga e deslocamento obtida neste caso e a média das cinco realizações na mesoescala, e a Figura 46 mostra a configuração fissurada de todos os testes, com um fator de escala 5. Como pode-se observar, os resultados são satisfatoriamente semelhantes, já que a diferença entre as cargas de pico é de 1,37%, demonstrando a eficiência da metodologia apresentada. Isto é, ao empregar esta estratégia para a obtenção das propriedades homogeneizadas, é possível obter com uma única simulação homogênea o mesmo resultado médio obtido através de simulações na mesoescala, considerando malhas de mesmo refinamento.

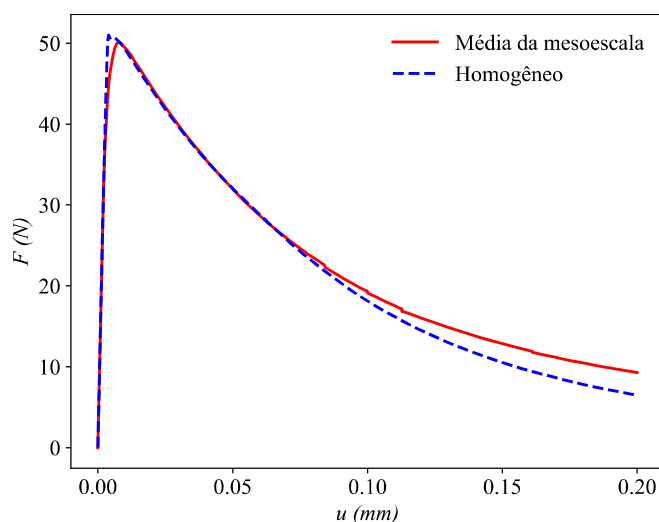


Figura 45 – Resultado médio da mesoescala e resultado homogêneo, com 40% de agregados e malha D, sendo o erro entre as cargas de pico de aproximadamente 1,37%.

Como mencionado, todos testes foram realizados considerando-se a malha D, com elementos de tamanho característico $0,25mm$. A fim de verificar se malhas menos refinadas no modelo homogêneo ainda seriam capazes de representar o fenômeno, realizaram-se testes com os tamanhos $C=0,5mm$, $B=1mm$ e $A=2mm$. O erro relativo entre as cargas de pico e a referência, dada pelo valor médio obtido em mesoescala, $50,3108N$, foi calculado. Calculou-se também, para cada malha, o custo computacional baseado em tempo de simulação, adotando para a malha A o custo 1.

A Tabela 2 mostra os resultados encontrados e, como pode-se observar, tomando como base a malha D, a malha com o dobro do tamanho característico, C, gera um erro cerca de 4 vezes maior, mas com uma redução no custo computacional também de aproximadamente 4 vezes. Assim, a depender da análise a ser realizada, pode-se optar por utilizar a malha menos refinada para efeitos de redução no tempo de simulação. Para as demais análises realizadas neste estudo seguiu-se considerando a malha D.

Para verificar se a metodologia é válida para outras proporções, realizaram-se testes considerando-se o volume de 30% de agregados e 70% de argamassa e o volume de 50% de agregados e 50% de argamassa. Para estes novos percentuais, as propriedades efetivas foram

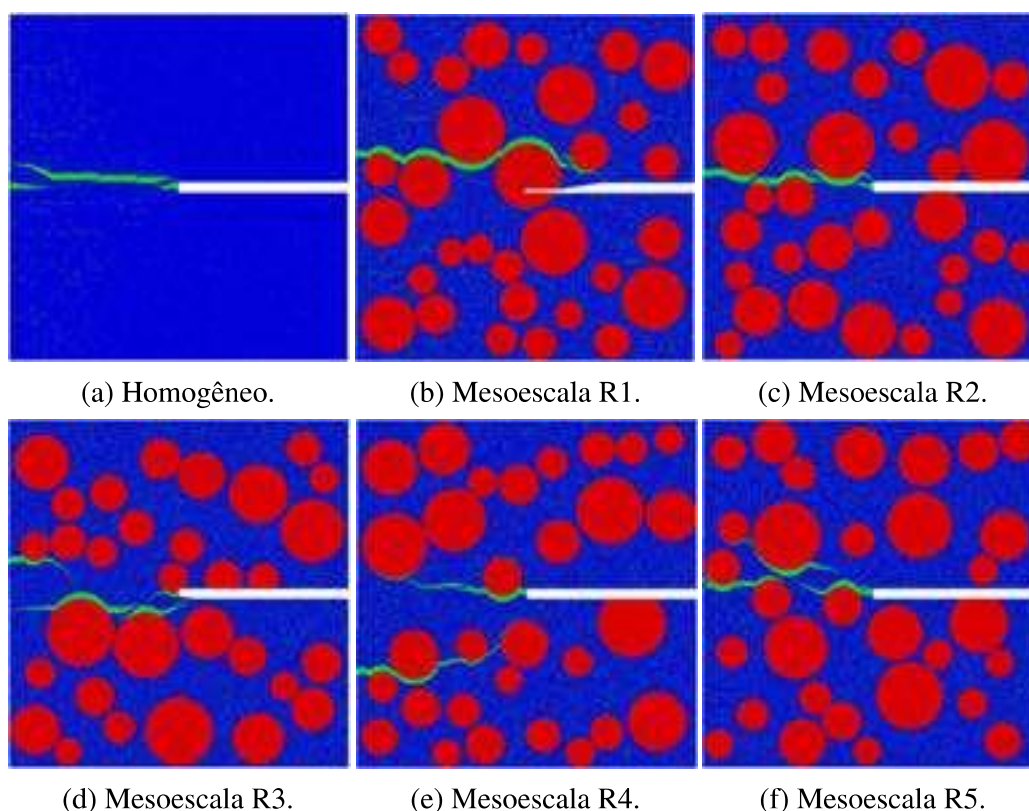


Figura 46 – Configuração fissurada para o caso homogêneo e para as cinco realizações na mesoescala, considerando 40% de agregados e a malha D.

Tabela 2 – Erro relativo entre a carga de pico no modelo homogêneo e o resultado médio na mesoescala, 50, 3108*N*, e custo computacional para as quatro malhas avaliadas.

Malha	Carga de pico (<i>N</i>)	Erro relativo (%)	Custo computacional
A	60, 8352	20, 92	1
B	55, 6222	10, 56	1, 50
C	53, 1573	5, 66	3, 65
D	51, 0021	1, 37	15, 50

recalculadas conforme as Equações (3.36) e (3.37), e estão apresentadas no Apêndice A.11.

A Figura 47 mostra a relação entre carga e deslocamento para as cinco realizações na mesoescala com 30% de agregados, e a Figura 48 apresenta o resultado médio da mesoescala e o resultado homogêneo. Percebe-se que para esta proporção a metodologia também funciona, sendo o erro entre as cargas de pico de 0,32%. A Figura 49 mostra a configuração fissurada para as cinco distribuições avaliadas na mesoescala e para a situação homogênea, com um fator de escala 5.

A Figura 50 mostra a relação entre carga e deslocamento para as cinco realizações na mesoescala com 50% de agregados, e a Figura 51 apresenta o resultado médio da mesoescala e o resultado homogêneo. Para esta proporção a metodologia também funciona, sendo o erro entre as cargas de pico de 1,46%. A Figura 52 mostra a configuração fissurada para as cinco

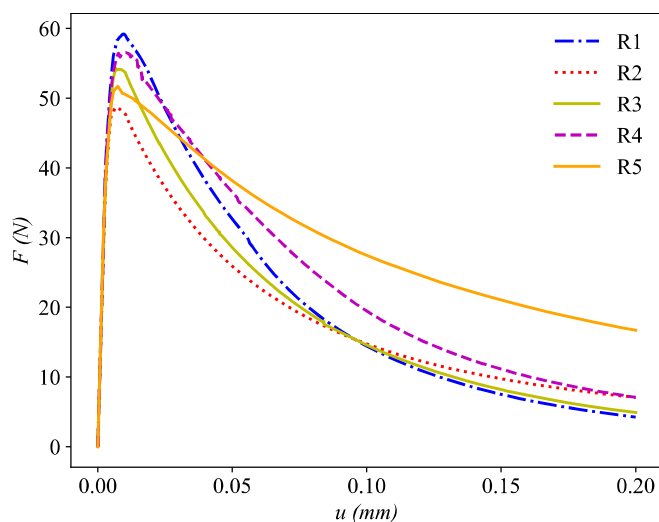


Figura 47 – Relação entre carga e deslocamento para as cinco realizações analisadas, considerando o percentual de 30% de agregados e a malha D.

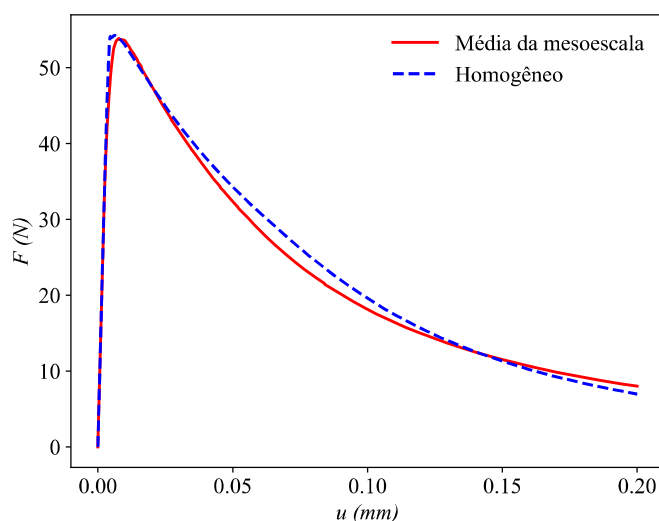


Figura 48 – Resultado médio da mesoescala e resultado homogêneo, com 30% de agregados e malha D, sendo o erro entre as cargas de pico de aproximadamente 0,32%.

distribuições avaliadas na mesoescala e para a situação homogênea, com um fator de escala 5.

Conforme pode-se observar pela Figura 53, a carga de pico diminui de maneira inversamente proporcional ao aumento do percentual de agregados. Segundo Neville [140], Neto [139], Alyhya et al. [8] e Xia et al. [192], a resistência à tração é geralmente reduzida com o aumento da proporção de agregados devido à maior influência que as características da ZTI têm sobre a resistência à tração do concreto. Logo, uma vez que a resistência à tração diminui, a carga de pico também diminui. Isso significa que o modelo está sendo capaz de capturar o que ocorre na realidade e, mais ainda, que a estratégia de homogeneização adotada consegue representar em escala macroscópica os efeitos da mesoescala.

Além disso, observa-se nas Figuras 47, 44 e 50 e na Tabela 3 que o intervalo de variação

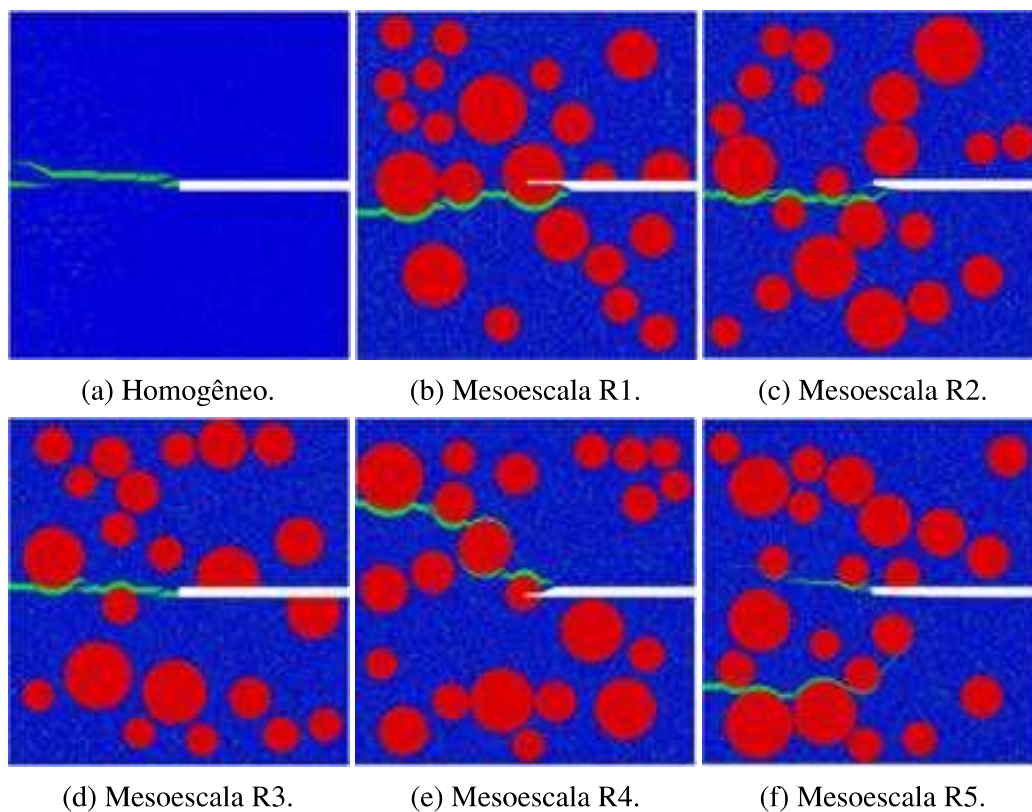


Figura 49 – Configuração fissurada para o caso homogêneo e para as cinco realizações na mesoescala, considerando 30% de agregados e a malha D.

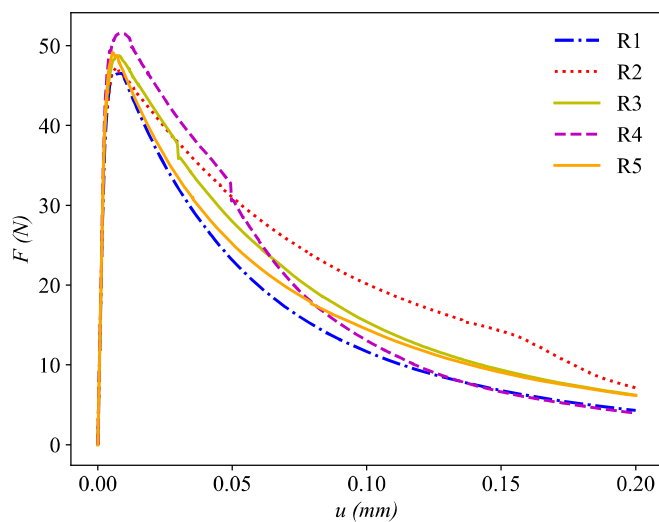


Figura 50 – Relação entre carga e deslocamento para as cinco realizações analisadas, considerando o percentual de 50% de agregados e a malha D.

das cargas de pico diminui à medida que o percentual de agregados aumenta. Isso faz sentido uma vez que quanto mais agregados a serem dispostos no domínio, menor a variação espacial possível. Logo, resultados mais semelhantes são encontrados.

Por fim, conforme as Figuras 48, 45 e 51 e a Tabela 4, observa-se que quanto menor o

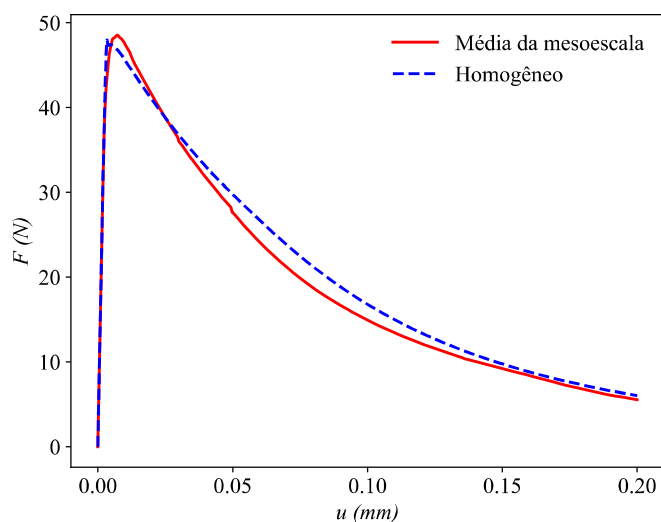


Figura 51 – Resultado médio da mesoescala e resultado homogêneo, com 50% de agregados e malha D, sendo o erro entre as cargas de pico de aproximadamente 1,46%.

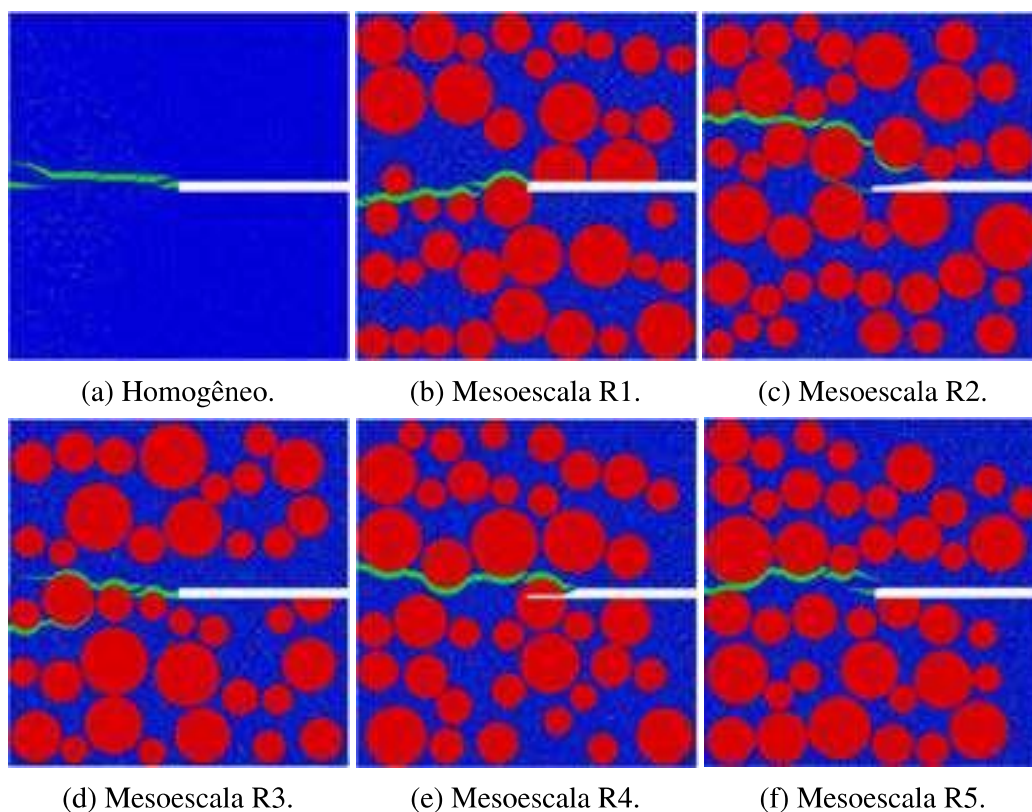


Figura 52 – Configuração fissurada para o caso homogêneo e para as cinco realizações na mesoescala, considerando 50% de agregados e a malha D.

percentual de agregados, menor a diferença entre a média das realizações na mesoescala e o resultado homogêneo. Isso porque quanto menos agregados, menos heterogênea é a mistura e, conseqüentemente, mais eficiente é a metodologia de homogeneização.

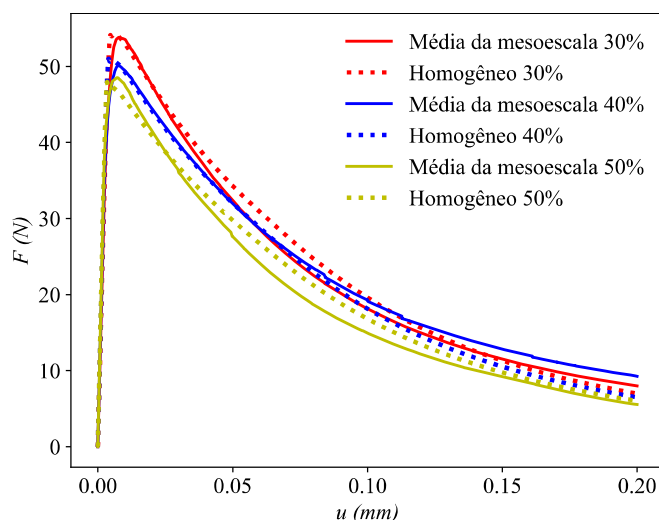


Figura 53 – Evolução da carga com o deslocamento para o caso homogêneo e para a média da mesoescala para as três proporções de agregados avaliadas.

Tabela 3 – Variação entre as cargas de pico para as três proporções de agregado analisadas.

Percentual (%)	Carga de pico máxima (N)	Carga de pico mínima (N)	Varição (N)
30	59,1933	48,7027	10,4906
40	54,4140	46,6307	7,7833
50	51,5796	46,5531	5,0265

Tabela 4 – Diferença relativa entre as cargas de pico obtidas nos modelos em mesoescala e homogêneo, para as três proporções de agregado analisadas.

Percentual (%)	Carga de pico média na mesoescala (N)	Carga de pico homogênea (N)	Diferença relativa (%)
30	54,0829	54,2534	0,32
40	50,3152	51,0021	1,37
50	48,6798	47,9707	1,46

5.3 ESTRATÉGIA DE HOMOGENEIZAÇÃO PARA O PROBLEMA TERMOMECÂNICO

A estratégia de homogeneização apresentada na Seção 3.4 foi aplicada também a uma situação com carregamento termomecânico, sendo o esquema monolítico de acoplamento adotado. Neste caso, além da obtenção das propriedades efetivas para modelar o material como homogêneo, foi necessário incluir explicitamente a DTIC, a fim de representar em macroescala a expansão diferencial entre os agregados e a argamassa. Além disso, adotou-se também a termo-dependência das propriedades térmicas e mecânicas descrita na Seção 3.3.2, bem como a relação entre o dano e a condutividade térmica, responsável por representar a Resistência Térmica da Fissura, proposta na Seção 3.3.3. Pela característica multi-física do problema e pelas hipóteses da modelagem pode-se perceber que não se trata de uma análise trivial.

A fim de aplicar a metodologia proposta, tomou-se a geometria apresentada na Figura 54, na qual tem-se um quarto de uma seção circular vazada com diâmetro externo 100mm e

diâmetro interno 30mm . O deslocamento nas faces internas foram restringidos, a temperatura inicial $T_0 = 20^\circ\text{C}$ foi mantida na face externa e uma temperatura $T = 300^\circ\text{C}$ foi aplicada na face interna a uma taxa de $60^\circ\text{C}/\text{min}$, com o objetivo de simular uma situação de rápido aquecimento. As análises foram realizadas considerando-se a malha D de tamanho característico $0,25\text{mm}$.

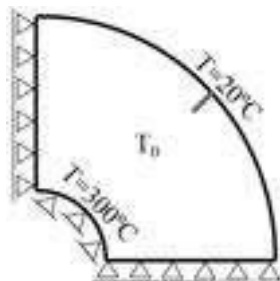


Figura 54 – Bloco com entalhe sob tração uniaxial.

Considerou-se o concreto composto por 60% de argamassa e por 40% de agregados, com a distribuição granulométrica dada na Figura 41. Para as propriedades mecânicas e térmicas adotaram-se os valores mostrados nos Apêndices A.11 e A.12, respectivamente, com a termo-dependência apresentada na Seção 3.3.2, sendo as Equações (3.36) e (3.37) adotadas para a obtenção das propriedades efetivas.

Inicialmente foram feitas cinco análises em mesoescala com o objetivo de encontrar um resultado médio representativo como mostra a Figura 55, que traz a evolução da carga com a abertura de fissura.

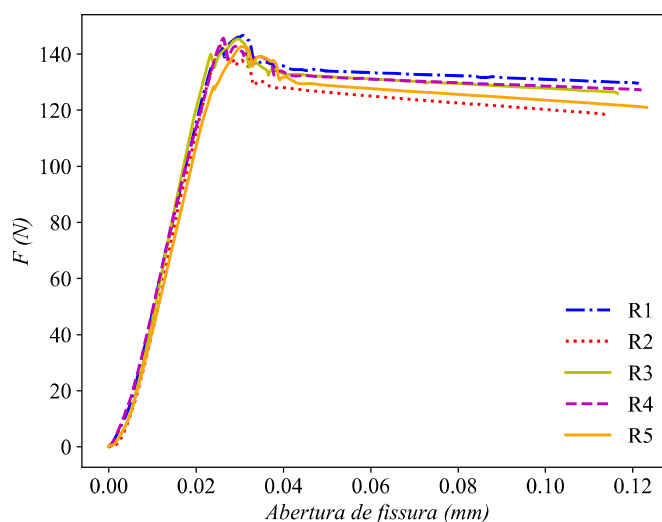


Figura 55 – Relação entre carga e abertura de fissura para as cinco realizações analisadas, considerando o percentual de 40% de agregados e a malha D.

Em seguida, foram feitas duas análises homogêneas: uma considerando a DTIC e a outra não. A evolução da carga com a abertura de fissura obtida pela média dos resultados em

mesoescala e as obtidas nos testes homogêneos estão mostradas na Figura 56. Como pode-se observar, neste caso a estratégia de homogeneização foi capaz de capturar o comportamento estrutural de forma qualitativa. É possível perceber também a importância da inclusão da DTIC uma vez que, somente quando da consideração desta parcela de deformação, foi possível representar o comportamento pós-pico. A fim de melhorar a resposta quantitativa do método, análises paramétricas tanto em termos da termo-dependência das propriedades como da expressão que representa a DTIC, bem como a utilização de estratégias de homogeneização mais sofisticadas, são alternativas que podem ser exploradas. Além disso, pode-se ainda avaliar outras formulações para representar a CTR. Por fim, incorporar o campo hídrico à modelagem também pode contribuir para a melhoria dos resultados.

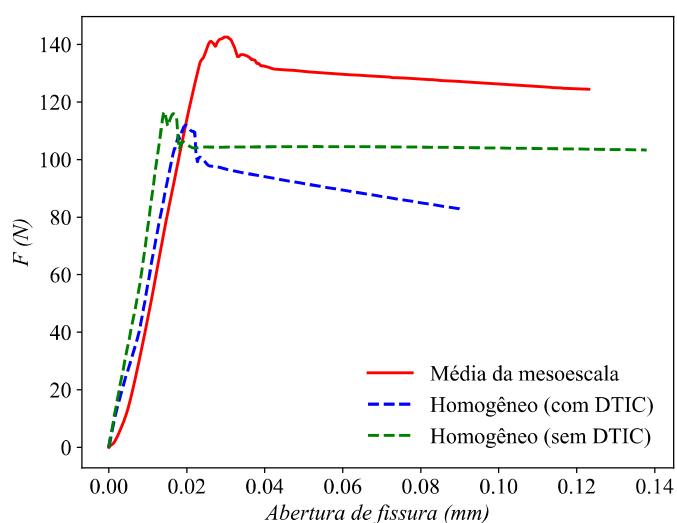


Figura 56 – Resultado médio da mesoescala e resultado homogêneo com e sem DTIC, para 40% de agregados e malha D.

As Figuras 57, 58, 59, 60, 61, 62 e 63 trazem a configuração fissurada bem como os mapas de fluxo de calor, com as respectivas isotermais, e de condutividade térmica para as duas análises homogêneas e para as cinco análises em mesoescala, com um fator de escala 20. Em todos os casos pode-se observar que na região fissurada ocorre uma notável perturbação no fluxo de calor, o que implica em distúrbios nas isotermais. Isso é reflexo da termo-dependência das propriedades e, principalmente, da CTR. Considerando que a CTR é resultado da fissuração, tem-se claramente a influência do campo mecânico no térmico. No entanto, no caso em estudo a solicitação é de origem térmica, ou seja, as fissuras surgiram por conta de deformações geradas pela temperatura, indicando a relação entre os campos térmico e mecânico. Estas observações corroboram com a afirmação de que problemas termomecânicos são bidirecionalmente acoplados e demonstram a habilidade do modelo em representar o fenômeno. Cabe destacar que apesar dos distúrbios nas isotermais serem sutis, a geometria considerada neste teste é de tamanho muito inferior às dimensões de estruturas reais, onde espera-se que este fenômeno aconteça simultaneamente em várias regiões, impactando a resposta termomecânica global.

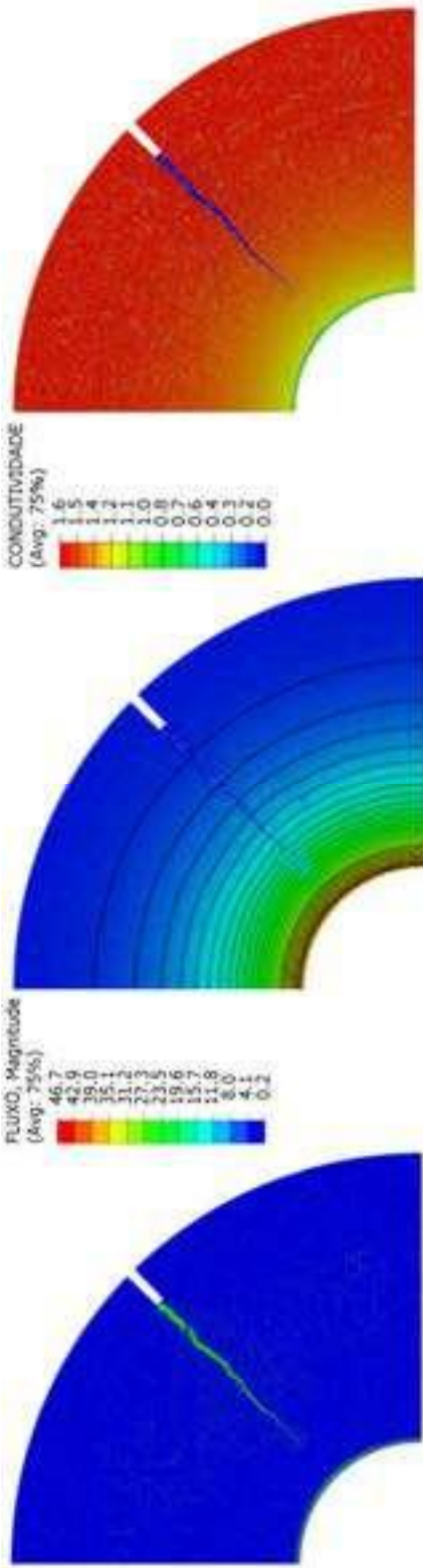


Figura 57 – Mapa de dano, fluxo de calor (W/m^2) com as isotermas e condutividade ($W/m^{\circ}C$) para o caso homogêneo.

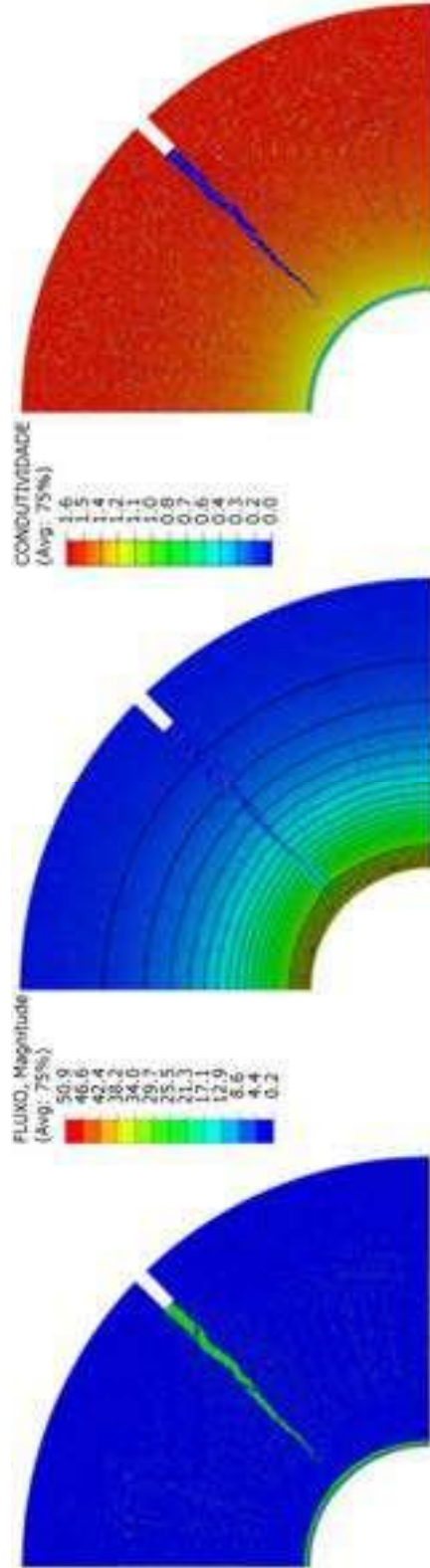


Figura 58 – Mapa de dano, fluxo de calor (W/m^2) com as isotermas e condutividade ($W/m^{\circ}C$) para o caso homogêneo sem DTIC.

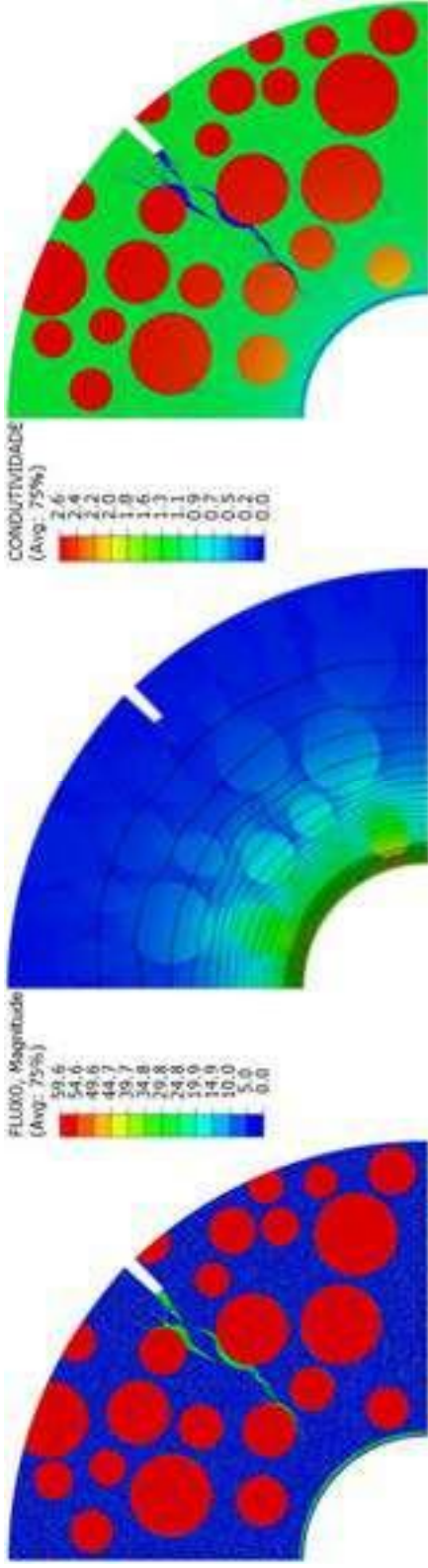


Figura 59 – Mapa de dano, fluxo de calor (W/m^2) com as isotermas e condutividade ($W/m^{\circ}C$) para a realização 1 do caso em mesoescala.

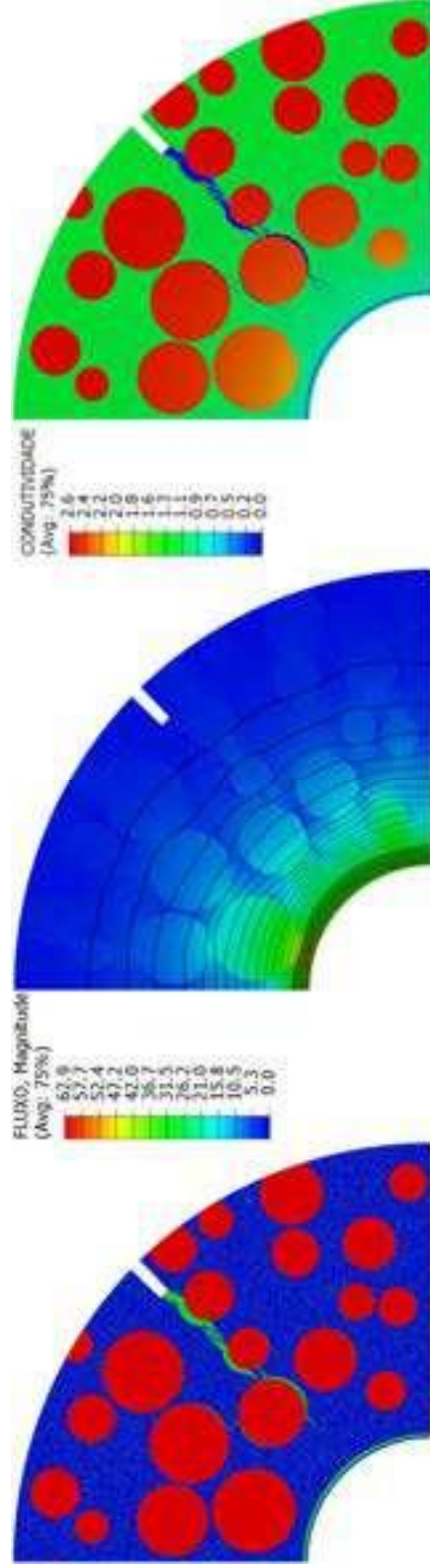


Figura 60 – Mapa de dano, fluxo de calor (W/m^2) com as isotermas e condutividade ($W/m^{\circ}C$) para a realização 2 do caso em mesoescala.

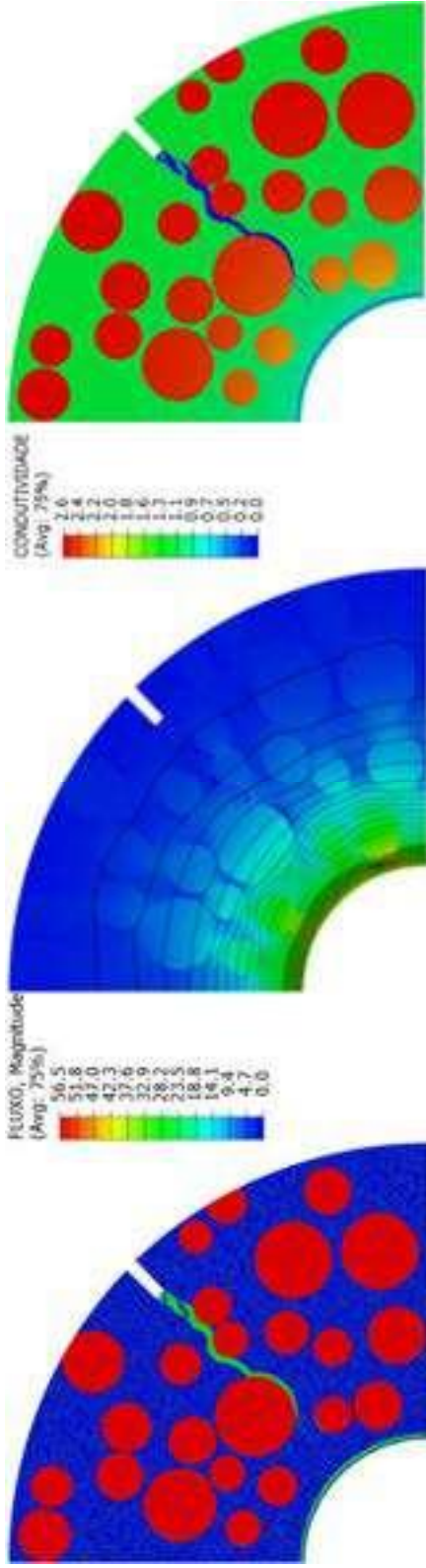


Figura 61 – Mapa de dano, fluxo de calor (W/m^2) com as isotermas e condutividade ($W/m^{\circ}C$) para a realização 3 do caso em mesoescala.

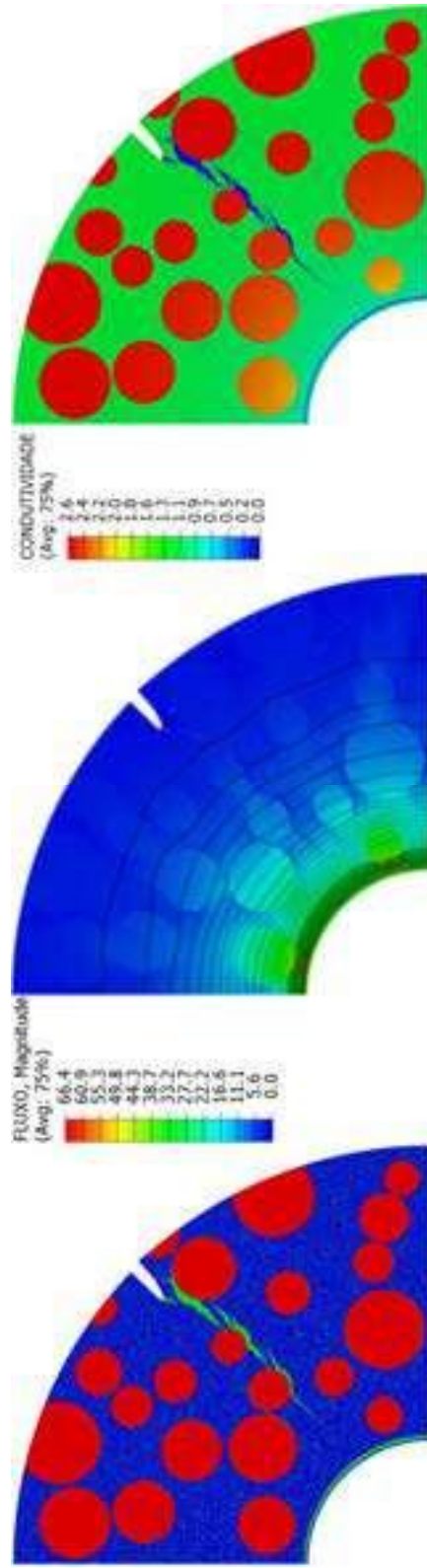


Figura 62 – Mapa de dano, fluxo de calor (W/m^2) com as isotermas e condutividade ($W/m^{\circ}C$) para a realização 4 do caso em mesoescala.

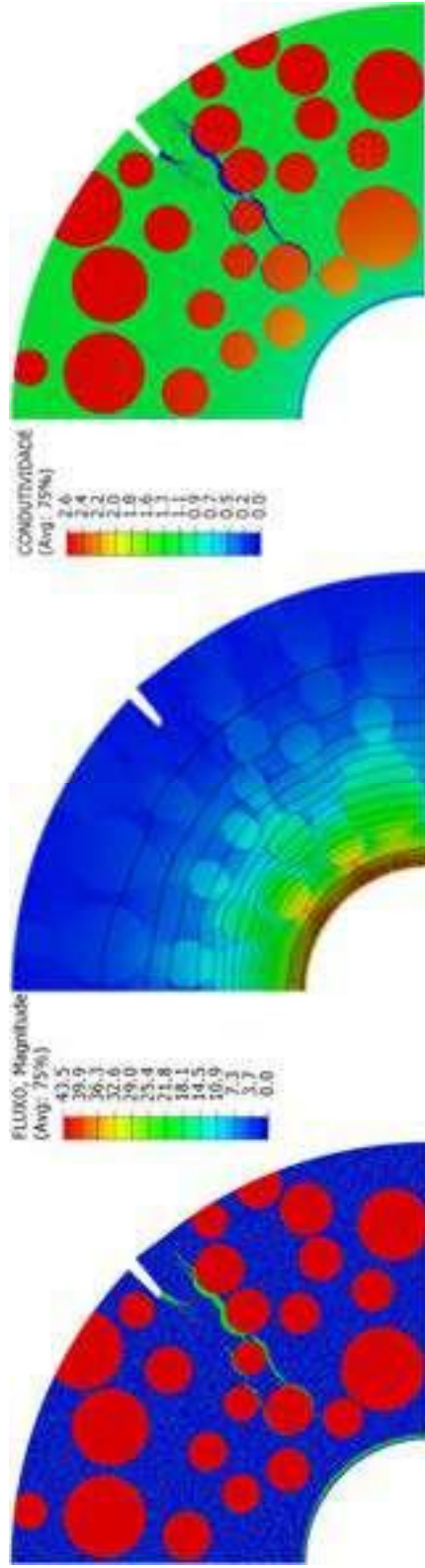


Figura 63 – Mapa de dano, fluxo de calor (W/m^2) com as isothermas e condutividade ($W/m^{\circ}C$) para a realização 5 do caso em mesoescala.

6 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Este trabalho propõe o desenvolvimento e a implementação de um modelo termo-dano bi-direcionalmente acoplado para simular a fissuração em estruturas de concreto por carregamentos mecânicos, térmicos, ou mistos, considerando uma abordagem discreta inter-elementos e uma lei de dano à tração. Diversos experimentos computacionais foram realizados e confrontados com dados da literatura, com o objetivo de demonstrar a habilidade do modelo em capturar o comportamento do material.

A influência do campo térmico no mecânico é representada pelo desenvolvimento de tensões térmicas adicionais, por conta da DTL e da DTIC, e pela termo-dependência das propriedades de materiais. Por outro lado, a relação entre o campo mecânico e o térmico é incluída através da CTR, a qual é matematicamente expressa por uma relação linear entre o dano e a condutividade térmica. Com relação ao acoplamento é adotado o esquema monolítico, sendo todas as equações do sistema multifísico resolvidas simultaneamente.

O concreto é um material compósito e, em análises computacionais, para que o seu comportamento estrutural seja bem representado deve-se levar em conta a sua heterogeneidade, o que implica em considerar modelos em mesoescala. Para simplificar a simulação, com a utilização de modelos em macroescala, uma estratégia de homogeneização baseada na Regra da Mistura é proposta. Em problemas envolvendo apenas cargas mecânicas a metodologia funciona muito bem, qualitativa e quantitativamente, sendo o erro entre as cargas de pico nas duas abordagens da ordem de 1%. Para análises termomecânicas apenas o comportamento qualitativo é bem representado, o que pode ser justificado pela complexidade do problema uma vez que, além da sua natureza multifísica, considera-se a termo-dependência das propriedades mecânicas e térmicas além da relação entre a condutividade térmica e a fissura, através da CTR.

Como trabalhos futuros pretende-se estudar alternativas que melhorem os resultados quantitativos da estratégia de homogeneização proposta para os problemas termomecânicos. Para isso, metodologias mais sofisticadas que a Regra da Mistura, como o Método de Homogeneização Assintótica ou a Modelagem Multiescala, podem ser adotadas. Ademais, por ausência de outros dados, neste trabalho considerou-se a mesma relação de termo-dependência para todos os materiais, o que pode não refletir a realidade. Assim, o desenvolvimento de estudos que descrevam a evolução das propriedades de cada fase com a temperatura pode contribuir para enriquecer e melhorar os resultados obtidos. Além disso, avaliar outras expressões para representar a DTIC e a CTR também pode auxiliar a capturar melhor o comportamento quantitativo. Por fim, neste estudo o acoplamento termo-hídrico não foi considerado e, por isso, fenômenos associados ao aumento da pressão interna devido à dificuldade de liberação de água e vapor com o aquecimento não foram levados em conta. Incluir este campo no modelo, transformando-o em uma abordagem termo-hidro-mecânica, pode gerar melhores resultados.

Apêndices

A PROPRIEDADES DE MATERIAIS PARA OS EXPERIMENTOS

A.1 Bloco sob tração e compressão uniaxial

Tabela 5 – Propriedades de materiais para o bloco sob tração e compressão uniaxial (Rodrigues et al. [149]).

Propriedades de materiais	
Concreto	
Módulo de Young (E)	30000MPa
Coefficiente de Poisson (ν)	0,2
Interface concreto-concreto	
Módulo de Young (E)	30000MPa
Coefficiente de Poisson (ν)	0
Resistência à tração (f_t)	3MPa
Energia de fratura (G_f)	0,1N/mm

A.2 Flexão de três pontos em viga com entalhe

Tabela 6 – Propriedades de materiais para a viga sob flexão de três pontos (Rodrigues et al. [151]).

Propriedades de materiais	
Argamassa	
Módulo de Young (E)	30200MPa
Coefficiente de Poisson (ν)	0,2
Agregados	
Módulo de Young (E)	50000MPa
Coefficiente de Poisson (ν)	0,2
Interface argamassa-argamassa	
Módulo de Young (E)	30200MPa
Coefficiente de Poisson (ν)	0
Resistência à tração (f_t)	5,2MPa
Energia de fratura (G_f)	0,1N/mm
Interface argamassa-agregado	
Módulo de Young (E)	30200MPa
Coefficiente de Poisson (ν)	0
Resistência à tração (f_t)	2,6MPa
Energia de fratura (G_f)	0,05N/mm

A.3 Viga sob carregamento térmico e termomecânico

Tabela 7 – Propriedades de materiais para a viga sob carregamento térmico (Hetnarski e Eslami [92]).

Propriedades de materiais	
Módulo de Young (E)	30000MPa
Coefficiente de Poisson (ν)	0,1
Coefficiente de expansão térmica (α)	$10^{-6}/^{\circ}C$

A.4 Viga bi-engastada sob carregamento térmico

Tabela 8 – Propriedades de materiais em temperatura ambiente para a viga bi-engastada sob carregamento térmico (Wu et al. [190]).

Propriedades de materiais	
Concreto	
Módulo de Young (E_0)	30000MPa
Coefficiente de Poisson (ν_0)	0,2
Resistência à compressão (f_{c0})	60MPa
Interface concreto-concreto	
Módulo de Young (E_0)	30000MPa
Coefficiente de Poisson (ν_0)	0
Resistência à tração (f_{t0})	4MPa
Energia de fratura (G_{f0})	0,228N/mm
Resistência à compressão (f_{c0})	60MPa

A.5 Viga sob temperatura prescrita e tração uniaxial

Tabela 9 – Propriedades de materiais em temperatura ambiente para a viga sob temperatura prescrita e tração uniaxial (Wu et al. [190]).

Propriedades de materiais	
Concreto	
Módulo de Young (E_0)	30000MPa
Coefficiente de Poisson (ν_0)	0,2
Interface concreto-concreto	
Módulo de Young (E_0)	30000MPa
Coefficiente de Poisson (ν_0)	0
Resistência à tração (f_{t0})	4MPa
Energia de fratura (G_{f0})	0,228N/mm

A.6 Flexão de três pontos em viga com entalhe submetida a temperatura prescrita

Tabela 10 – Propriedades de materiais em temperatura ambiente para a viga sob temperatura prescrita e flexão de três pontos (Wu et al. [190]).

Propriedades de materiais	
Concreto	
Módulo de Young (E_0)	30000MPa
Coefficiente de Poisson (ν_0)	0,2
Interface concreto-concreto	
Módulo de Young (E_0)	30000MPa
Coefficiente de Poisson (ν_0)	0
Resistência à tração (f_{t0})	4MPa
Energia de fratura (G_{f0})	0,228N/mm

A.7 Aquecimento e flexão de três pontos em viga com entalhe

Tabela 11 – Propriedades de materiais para a viga sob aquecimento seguido de flexão de três pontos (Wu et al. [190]).

Propriedades de materiais	
Concreto	
Módulo de Young (E_0)	30000MPa
Coefficiente de Poisson (ν_0)	0,2
Resistência à compressão (f_{c0})	60MPa
Condutividade (κ)	1,65(W/m°C)
Densidade (ρ)	2450Kg/m ³
Calor específico (c)	900(J/Kg°C)
Interface concreto-concreto	
Módulo de Young (E_0)	30000MPa
Coefficiente de Poisson (ν_0)	0
Resistência à tração (f_{t0})	4MPa
Energia de fratura (G_{f0})	0,228N/mm
Resistência à compressão (f_{c0})	60MPa
Condutividade (κ)	1,65(W/m°C)
Densidade (ρ)	2450Kg/m ³
Calor específico (c)	900(J/Kg°C)

A.8 Aquecimento em viga com entalhe sob o modo misto de fissuração

Tabela 12 – Propriedades de materiais para a viga com entalhe sob aquecimento e modo misto de fissuração (Wu et al. [190]).

Propriedades de materiais	
Concreto	
Módulo de Young (E_0)	35000MPa
Coefficiente de Poisson (ν_0)	0,2
Resistência à compressão (f_{c0})	30MPa
Condutividade (κ)	1,65(W/m°C)
Densidade (ρ)	2450Kg/m ³
Calor específico (c)	900(J/Kg°C)
Interface concreto-concreto	
Módulo de Young (E_0)	35000MPa
Coefficiente de Poisson (ν_0)	0
Resistência à tração (f_{t0})	3MPa
Energia de fratura (G_{f0})	0,1N/mm
Resistência à compressão (f_{c0})	30MPa
Condutividade (κ)	1,65(W/m°C)
Densidade (ρ)	2450Kg/m ³
Calor específico (c)	900(J/Kg°C)

A.9 Aquecimento em uma seção circular de concreto em mesoescala

Tabela 13 – Propriedades de materiais para a seção circular de concreto em mesoescala (Chen et al. [37]).

Propriedades de materiais	
Agregado	
Módulo de Young (E)	55400MPa
Coeficiente de Poisson (ν)	0,2
Coeficiente de expansão térmica (α)	$8 \cdot 10^{-6}/^{\circ}C$
Condutividade (κ)	3,1(W/m $^{\circ}C$)
Densidade (ρ)	2400Kg/m 3
Calor específico (c)	920(J/Kg $^{\circ}C$)
Argamassa	
Módulo de Young (E)	25700MPa
Coeficiente de Poisson (ν)	0,2
Coeficiente de expansão térmica (α)	$1,8 \cdot 10^{-5}/^{\circ}C$
Condutividade (κ)	1(W/m $^{\circ}C$)
Densidade (ρ)	1800Kg/m 3
Calor específico (c)	1688(J/Kg $^{\circ}C$)
Interface argamassa-argamassa e argamassa-agregado	
Módulo de Young (E)	23600MPa
Coeficiente de Poisson (ν)	0
Resistência à tração (f_t)	2,36MPa
Energia de fratura (G_f)	$(0.182T + 95.4) \cdot 10^{-3}N/mm$
Coeficiente de expansão térmica (α)	$8 \cdot 10^{-6}/^{\circ}C$
Condutividade (κ)	0,5(W/m $^{\circ}C$)
Densidade (ρ)	1800Kg/m 3
Calor específico (c)	1688(J/Kg $^{\circ}C$)
Mandril	
Módulo de Young (E)	80000MPa
Coeficiente de Poisson (ν)	0,2
Coeficiente de expansão térmica (α)	$2,7 \cdot 10^{-5}/^{\circ}C$

A.10 Resistência Térmica da Fissura

Tabela 14 – Propriedades de materiais em temperatura ambiente para o bloco com entalhes bilaterais (Zhou et al. [205]).

Propriedades de materiais	
Concreto	
Módulo de Young (E_0)	30000MPa
Coefficiente de Poisson (ν_0)	0,2
Densidade (ρ_0)	2400Kg/m ³
Interface concreto-concreto	
Módulo de Young (E_0)	30000MPa
Coefficiente de Poisson (ν_0)	0
Resistência à tração (f_{t0})	3MPa
Energia de fratura (G_{f0})	0,11N/mm
Densidade (ρ_0)	2400Kg/m ³

A.11 Estratégia de homogeneização para o problema mecânico

Tabela 15 – Propriedades de materiais para o concreto em mesoescala (Rodrigues et al. [150]).

Propriedades de materiais	
Argamassa	
Módulo de Young (E)	18050MPa
Coefficiente de Poisson (ν)	0,18
Agregados	
Módulo de Young (E)	50000MPa
Coefficiente de Poisson (ν)	0,18
Interface argamassa-argamassa	
Módulo de Young (E)	18050MPa
Coefficiente de Poisson (ν)	0
Resistência à tração (f_t)	2,786MPa
Energia de fratura (G_f)	0,186N/mm
Interface argamassa-agregado	
Módulo de Young (E)	18050MPa
Coefficiente de Poisson (ν)	0
Resistência à tração (f_t)	1,393MPa
Energia de fratura (G_f)	0,093N/mm

Tabela 16 – Propriedades de materiais para o concreto homogeneizado com 40% de agregados e 60% de argamassa.

Propriedades de materiais	
Concreto	
Módulo de Young (E)	27100MPa
Coefficiente de Poisson (ν)	0,18
Interface concreto-concreto	
Módulo de Young (E)	18050MPa
Coefficiente de Poisson (ν)	0
Resistência à tração (f_t)	2,156MPa
Energia de fratura (G_f)	0,144N/mm

Tabela 17 – Propriedades de materiais para o concreto homogeneizado com 30% de agregados e 70% de argamassa.

Propriedades de materiais	
Concreto	
Módulo de Young (E)	24710MPa
Coefficiente de Poisson (ν)	0,18
Interface concreto-concreto	
Módulo de Young (E)	18050MPa
Coefficiente de Poisson (ν)	0
Resistência à tração (f_t)	2,309MPa
Energia de fratura (G_f)	0,154N/mm

Tabela 18 – Propriedades de materiais para o concreto homogeneizado com 50% de agregados e 50% de argamassa.

Propriedades de materiais	
Concreto	
Módulo de Young (E)	29735MPa
Coefficiente de Poisson (ν)	0,18
Interface concreto-concreto	
Módulo de Young (E)	18050MPa
Coefficiente de Poisson (ν)	0
Resistência à tração (f_t)	2,008MPa
Energia de fratura (G_f)	0,134N/mm

A.12 Estratégia de homogeneização para o problema térmico

Para o agregado e a argamassa adotou-se a densidade $2900\text{Kg}/\text{m}^3$ e $2120\text{Kg}/\text{m}^3$, respectivamente. Assim, pela Equação (3.36), a densidade do concreto é $2400\text{Kg}/\text{m}^3$.

Para a condutividade térmica, tomando como base as Equações (3.32) e (3.36), segue que a evolução desta propriedade com a temperatura para o agregado, a argamassa e o concreto é dada pela Figura 64. Da mesma forma, pelas Equações (3.33) e (3.36), o calor específico para os três materiais é dado pela Figura 65. Por fim, pelas Equações (3.34) e (3.36), o coeficiente

relacionado à DTL para as três fases é apresentado na Figura 66.

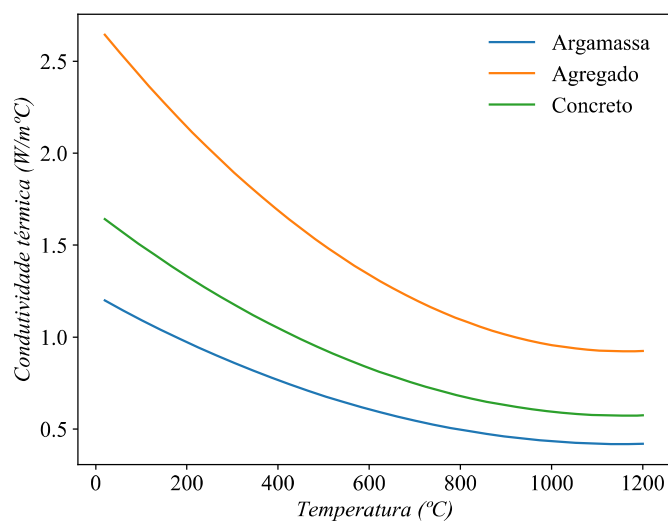


Figura 64 – Evolução da condutividade térmica com a temperatura para o agregado, a argamassa e o concreto.

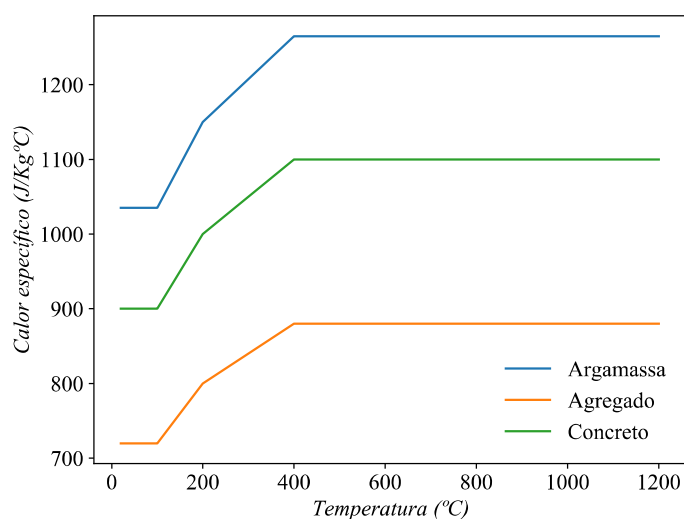


Figura 65 – Evolução do calor específico com a temperatura para o agregado, a argamassa e o concreto.

Para a interface argamassa-argamassa, argamassa-agregado e concreto-concreto adotaram-se as mesmas propriedades térmicas da argamassa. Para o coeficiente relacionado à DTIC, considerou-se a Equação (3.35) para o concreto e para a interface concreto-concreto.

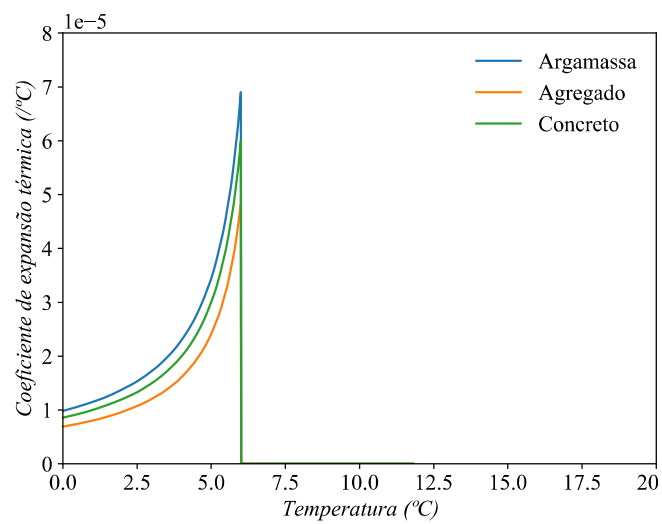


Figura 66 – Evolução do coeficiente de expansão térmica com a temperatura para o agregado, a argamassa e o concreto.

REFERÊNCIAS

- 1 Abdalla, H., 2006. Concrete cover requirements for frp reinforced members in hot climates. *Composite Structures* 73, 61–69. doi:<https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2005.01.033>.
- 2 Aghajanzadeh, S.M., Mirzabozorg, H., 2019. Concrete fracture process modeling by combination of extended finite element method and smeared crack approach. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics* 101, 306–319. doi:10.1016/J.TAFMEC.2019.03.012.
- 3 Al-Ahmed, A.H.A., Al-Rumaihi, A., Allawi, A.A., El-Zohairy, A., 2022. Mesoscale analysis of Fiber-Reinforced concrete beams. *Engineering Structures* 266, 114575. doi:10.1016/J.ENGSTRUCT.2022.114575.
- 4 Alaskar, A., Albidah, A., Alqarni, A.S., Alyousef, R., Mohammadhosseini, H., 2021. Performance evaluation of high-strength concrete reinforced with basalt fibers exposed to elevated temperatures. *Journal of Building Engineering* 35, 1–9. doi:10.1016/J.JOBE.2020.102108.
- 5 Alfahdawi, I.H., Osman, S.A., Hamid, R., AL-Hadithi, A.I., 2019. Influence of PET wastes on the environment and high strength concrete properties exposed to high temperatures. *Construction and Building Materials* 225, 358–370. doi:10.1016/J.CONBUILDMAT.2019.07.214.
- 6 Algourdin, N., Pliya, P., Beaucour, A.L., Noumowé, A., Coste, D., 2022. Effect of fine and coarse recycled aggregates on high-temperature behaviour and residual properties of concrete. *Construction and Building Materials* 341, 1–14. doi:10.1016/J.CONBUILD MAT.2022.127847.
- 7 Almasaeid, H.H., Suleiman, A., Alawneh, R., 2022. Assessment of high-temperature damaged concrete using non-destructive tests and artificial neural network modelling. *Case Studies in Construction Materials* 16, 1–16. doi:10.1016/J.CSCM.2022.E01080.
- 8 Alyhya, W.S., Dhaheer, M.A., Al-Rubaye, M., Karihaloo, B., 2016. Influence of mix composition and strength on the fracture properties of self-compacting concrete. *Construction and Building Materials* 110, 312–322. doi:10.1016/j.conbuildmat.2016.02.037.
- 9 Amaral, R.O., 2014. Análise computacional termo-mecânica de estruturas de concreto sujeitas a temperaturas elevadas. Dissertação de mestrado. Universidade Federal de Juiz de Fora. Juiz de Fora, Brasil.
- 10 Amaral, R.O., Farage, M.C.R., Bastos, F.S., 2014. Análise Termo-Hidro-Mecânica de Estruturas de Concreto Sujeitas a Temperaturas Elevadas. *Mecânica Computacional* 33, 709–731.
- 11 American Society for Testing and Materials, 2024. ASTM C31 / C31M-2024, Standard Practice for Making and Curing Concrete Test Specimens in the Field.
- 12 Amin, M., Hakeem, I.Y., Zeyad, A.M., Tayeh, B.A., Maglad, A.M., Agwa, I.S., 2022. Influence of recycled aggregates and carbon nanofibres on properties of ultra-high-performance concrete under elevated temperatures. *Case Studies in Construction Materials* 16, 1–17. doi:10.1016/J.CSCM.2022.E01063.

- 13 Ammendolea, D., Greco, F., Leonetti, L., Lonetti, P., Pascuzzo, A., 2023a. Fatigue crack growth simulation using the moving mesh technique. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 46, 4606–4627. doi:<https://doi.org/10.1111/ffe.14155>.
- 14 Ammendolea, D., Greco, F., Leonetti, L., Lonetti, P., Pascuzzo, A., Penna, R., 2023b. A moving mesh-based numerical investigation of the failure response of nano-filled ultra-high-performance concrete structures. *Procedia Structural Integrity* 47, 488–502. doi:<https://doi.org/10.1016/j.prostr.2023.07.075>.
- 15 Anand, N., Andrushia, A.D., Kanagaraj, B., Kiran, T., Chandramohan, D.L., Ebinezer, S., Kiran, R.G., 2022. Effect of fibers on stress–strain behavior of concrete exposed to elevated temperature. *Materials Today: Proceedings* 60, 299–305. doi:10.1016/J.MATPR.2022.01.223.
- 16 Anupama Krishna, D., Priyadarsini, R.S., Narayanan, S., 2019. Effect of elevated temperatures on the mechanical properties of concrete. *Procedia Structural Integrity* 14, 384–394. doi:10.1016/J.PROSTR.2019.05.047.
- 17 Argyris, J., Doltsinis, J., 1981. On the natural formulation and analysis of large deformation coupled thermomechanical problems. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* 25, 195–253. doi:[https://doi.org/10.1016/0045-7825\(81\)90084-0](https://doi.org/10.1016/0045-7825(81)90084-0).
- 18 Arioiz, O., 2007. Effects of elevated temperatures on properties of concrete. *Fire Safety Journal* 42, 516–522. doi:<https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2007.01.003>.
- 19 Arruda, M.R., Pacheco, J., Castro, L.M., Julio, E., 2022. A modified Mazars damage model with energy regularization. *Engineering Fracture Mechanics* 259, 1–22. doi:10.1016/J.ENGFRACTMECH.2021.108129.
- 20 Arya, S., Mount, D.M., Netanyahu, N.S., Silverman, R., Wu, A.Y., 1998. An optimal algorithm for approximate nearest neighbor searching fixed dimensions. *Journal of the ACM (JACM)* 45, 891–923. doi:<https://doi.org/10.1145/293347.293348>.
- 21 Assis, L.S., 2019. Avaliação da influência da temperatura no dano do concreto via modelagem computacional. Dissertação de mestrado. Universidade Federal de Juiz de Fora. Juiz de Fora, Brasil.
- 22 Assis, L.S., Bastos, F.S., Farage, M.C.R., Barros, G.T., 2023. Influence of temperature on the mechanical behavior of a reinforced concrete beam. *The Journal of Engineering and Exact Sciences* 09, 1–10. doi:10.18540/jcecv19iss1pp15215-01a.
- 23 Assis, L.S., Dal-Sasso, M.F., Farage, M.C.R., Bastos, F.S., Beaucour, A.L., 2021. Numerical analysis of mechanical damage on concrete under high temperatures. *Revista IBRACON de Estruturas e Materiais* 15, 1–14. doi:10.1590/S1983-41952022000100011.
- 24 Bolander, J.E., Eliáš, J., Cusatis, G., Nagai, K., 2021. Discrete mechanical models of concrete fracture. *Engineering Fracture Mechanics* 257, 1–28. doi:10.1016/J.ENGFRACTMECH.2021.108030.

- 25 Bonifácio, A.L., 2017. Estratégia computacional para avaliação de propriedades mecânicas de concreto de agregado leve. Tese de doutorado. Universidade Federal de Juiz de Fora. Juiz de Fora, Brasil.
- 26 Bonifácio, A.L., Amaral, R.O., Farage, M.C.R., Barbosa, C.B., Barbosa, F.S., 2017. Thermo-hydro-mechanical model parameters adjustment via a distributed scientific workflow system. *DYNA* 84, 46–52. doi:10.15446/DYNA.V84N200.56156.
- 27 de Borst, R., Peeters, P.P., 1989. Analysis of concrete structures under thermal loading. *Computer methods in applied mechanics and engineering* 77, 293–310.
- 28 Bosco, E., Claessens, R., Suiker, A., 2020. Multi-scale prediction of chemo-mechanical properties of concrete materials through asymptotic homogenization. *Cement and Concrete Research* 128, 105929. doi:https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2019.105929.
- 29 Bošnjak, J., Ožbolt, J., 2016. Modeling Thermal Strain of Concrete at Mesoscale. May, IA-FraMCoS. doi:10.21012/FC9.083.
- 30 Buttignol, T.E., Bitencourt Jr, L.A., 2021. A transient creep investigation applied to the mesoscopic analysis of plain concrete under uniaxial compression at high temperature. *Fire Safety Journal* 126, 103484. doi:https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2021.103484.
- 31 Buttignol, T.E.T., 2022. Analytical and numerical analyses of rc beams exposed to fire adopting a lits trilinear constitutive law for concrete. *Case Studies in Construction Materials* 17, e01619. doi:https://doi.org/10.1016/j.cscm.2022.e01619.
- 32 Caballero, A., Willam, K., Carol, I., 2008. Consistent tangent formulation for 3d interface modeling of cracking/fracture in quasi-brittle materials. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* 197, 2804–2822. doi:https://doi.org/10.1016/j.cma.2008.01.011.
- 33 Cao, X., 2021. A multiscale model for predicting the coefficient of thermal expansion of concrete. *AIP Advances* 11, 1–12. doi:10.1063/5.0071677.
- 34 Carter, J., Booker, J., 1989. Finite element analysis of coupled thermoelasticity. *Computers and Structures* 31, 73–80. doi:https://doi.org/10.1016/0045-7949(89)90169-7.
- 35 Castillo, C., Durrani, A.J., 1990. Effect of Transient High Temperature on High-Strength Concrete. *ACI Materials Journal* 87, 47–53. doi:10.14359/2356.
- 36 Cecchi, A., Di Marco, R., 2001. Homogenization of frp pultruded elements: a computational procedure for designing composite materials. *Materials and Structures* 34, 378–384. doi:10.1007/BF02486490.
- 37 Chen, J., Ren, Y., Lu, G., 2021a. Meso-scale physical modeling of energetic degradation function in the nonlocal macro-meso-scale consistent damage model for quasi-brittle materials. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* 374, 1–40. doi:10.1016/J.CMA.2020.113588.

- 38 Chen, M., Sun, Z., Tu, W., Yan, X., Zhang, M., 2021b. Behaviour of recycled tyre polymer fibre reinforced concrete at elevated temperatures. *Cement and Concrete Composites* 124, 1–14. doi:10.1016/J.CEMCONCOMP.2021.104257.
- 39 Chen, Q., Wang, H., Li, H., Jiang, Z., Zhu, H., Ju, J.W., Yan, Z., 2020. Multiscale modelling for the ultra-high performance concrete: From hydration kinetics to macroscopic elastic moduli. *Construction and Building Materials* 247, 1–7. doi:10.1016/J.CONBUILDMA T.2020.118541.
- 40 Cheng, P., Zhu, H., Yan, Z., Shen, Y., Fish, J., 2022a. Multiscale modeling for fire induced spalling in concrete tunnel linings based on the superposition-based phase field fracture model. *Computers and Geotechnics* 148, 1–16. doi:10.1016/J.COMPGEO.2022.104832.
- 41 Cheng, P., Zhu, H., Zhang, Y., Jiao, Y., Fish, J., 2022b. Coupled thermo-hydro-mechanical-phase field modeling for fire-induced spalling in concrete. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* 389, 114327. doi:https://doi.org/10.1016/j.cma.2021.114327.
- 42 Choe, G., Kim, G., Kim, H., Hwang, E., Lee, S., Son, M., Nam, J., 2020. Influence of amorphous metallic fibers on spalling properties of high-strength concrete exposed to high temperature. *Construction and Building Materials* 263, 1–11. doi:10.1016/j.conbuildmat.2020.120711.
- 43 Cicekli, U., Voyiadjis, G.Z., Abu Al-Rub, R.K., 2007. A plasticity and anisotropic damage model for plain concrete. *International Journal of Plasticity* 23, 1874–1900. doi:10.1016/J.IJPLAS.2007.03.006.
- 44 Congro, M., Roehl, D., Mejia, C., 2021. Mesoscale computational modeling of the mechanical behavior of cement composite materials. *Composite Structures* 257, 1–10. doi:10.1016/J.COMPSTRUCT.2020.113137.
- 45 Corpo de Bombeiros Militar de Minas Gerais, . URL: <https://www.bombeiros.mg.gov.br/dados-abertos>.
- 46 Counto, U.J., Chiorino, M.A., 1965. The effect of the elastic modulus of the aggregate on the elastic modulus, creep and creep recovery of concrete. *Magazine of Concrete Research* 17, 142–151. doi:10.1680/mac r.1965.17.52.142.
- 47 Cundall, P.A., Strack, O.D.L., 1979. A discrete numerical model for granular assemblies. *Géotechnique* 29, 47–65. doi:10.1680/geot.1979.29.1.47.
- 48 Dal-Sasso, M.F., 2021. Análise computacional do dano em estruturas de concreto submetidas a altas temperaturas. Dissertação de mestrado. Universidade Federal de Juiz de Fora. Juiz de Fora, Brasil.
- 49 Dal-Sasso, M.F., Assis, L.S., Farage, M.C.R., Bastos, F.S., Beaucour, A.L., 2023. Numerical evaluation of aggregate size influence on concrete mechanical damage under high temperatures. *Revista IBRACON de Estruturas e Materiais* 16, e16605. doi:10.1590/S1983-41952023000600005.
- 50 De, S.K., Mukherjee, A., 2020. A multiscale model including the effect of pores, aggregates and their interfaces for moisture diffusion in concrete. *Cement and Concrete Composites* 111, 1–15. doi:10.1016/J.CEMCONCOMP.2020.103595.

- 51 De, Z., Yang, H., Lei, S., Xiu-peng, Y., Mao-sen, C., 2020. Experimental study on thermal properties of steel fiber reinforced concrete after elevated temperature. *Fire Science and Technology* 39, 1477.
- 52 De Sa, C., Benboudjema, F., 2011. Modeling of concrete nonlinear mechanical behavior at high temperatures with different damage-based approaches. *Materials and Structures* 44, 1411–1429. doi:10.1617/s11527-011-9707-z.
- 53 De Schutter, G., Taerwe, L., 1993. Random particle model for concrete based on delaunay triangulation. *Materials and Structures* 26, 67–73. doi:10.1007/BF02472853.
- 54 Dong, L., Yang, Y., Liu, Z., Ren, Q., Li, J., Zhang, Y., Wu, C., 2022. Microstructure and mechanical behaviour of 3D printed ultra-high performance concrete after elevated temperatures. *Additive Manufacturing* 58, 1–22. doi:10.1016/j.addma.2022.103032.
- 55 Dong, Y., Su, C., Qiao, P., 2021. An improved mesoscale damage model for quasi-brittle fracture analysis of concrete with ordinary state-based peridynamics. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics* 112, 1–14. doi:10.1016/J.TAFMEC.2020.102829.
- 56 Dong, Z., Quan, W., Ma, X., Li, X., Zhou, J., 2023. Asymptotic homogenization of effective thermal-elastic properties of concrete considering its three-dimensional mesostructure. *Computers & Structures* 279, 106970. doi:https://doi.org/10.1016/j.compstruc.2022.106970.
- 57 Dowsland, K.A., Dowsland, W.B., 1992. Packing problems. *European Journal of Operational Research* 56, 2–14. doi:https://doi.org/10.1016/0377-2217(92)90288-K.
- 58 Driemeier, L., 1995. Considerações sobre a fadiga em metais e o comportamento do concreto sob solicitação cíclica. *Dissertação de mestrado*. Universidade de São Paulo. São Carlos, Brasil.
- 59 Dutta, S., Chandra Kishen, J.M., 2018. Progressive damage through interface microcracking in cementitious composites: A micromechanics based approach. *International Journal of Solids and Structures* 150, 230–240. doi:10.1016/J.IJSOLSTR.2018.06.017.
- 60 Edalat-Behbahani, A., Barros, J.A., Ventura-Gouveia, A., 2017. Three dimensional plastic-damage multidirectional fixed smeared crack approach for modelling concrete structures. *International Journal of Solids and Structures* 115-116, 104–125. doi:10.1016/J.IJSOLSTR.2017.03.006.
- 61 Edalat Behbahani, A., Barros, J.A.O., Ventura-Gouveia, A., Behbahani, A.E., Barros, J.A.O., Ventura-Gouveia, A., 2015. Plastic-damage smeared crack model to simulate the behaviour of structures made by cement based materials. *International Journal of Solids and Structures* 73-74, 20–40. doi:10.1016/J.IJSOLSTR.2015.07.027.
- 62 Ehm, C., Schneider, U., 1985. The high temperature behaviour of concrete under biaxial conditions. *Cement and Concrete Research* 15, 27–34. doi:10.1016/0008-8846(85)90005-5.
- 63 Erbts, P., Düster, A., 2012. Accelerated staggered coupling schemes for problems of thermoelasticity at finite strains. *Computers and Mathematics with Applications* 64, 2408–2430. doi:https://doi.org/10.1016/j.camwa.2012.05.010.

- 64 European Committee for Standardization, 2004. CEN-EN 1992-1-2. Eurocode 2: Design of concrete structures-Part 1-2: General rules-Structural fire design .
- 65 Fang, J., Wu, C., Rabczuk, T., Wu, C., Ma, C., Sun, G., Li, Q., 2019. Phase field fracture in elasto-plastic solids: Abaqus implementation and case studies. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics* 103, 1–11. doi:10.1016/J.TAFMEC.2019.102252.
- 66 Farahani, B.V., Belinha, J., Pires, F.M., Ferreira, A.J., Moreira, P.M., 2017. A meshless approach to non-local damage modelling of concrete. *Engineering Analysis with Boundary Elements* 79, 62–74. doi:10.1016/J.ENGANABOUND.2017.04.002.
- 67 Feist, C., Hofstetter, G., 2006. An embedded strong discontinuity model for cracking of plain concrete. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* 195, 7115–7138. doi:https://doi.org/10.1016/j.cma.2005.01.028.
- 68 Felder, S., Kopic-Osmanovic, N., Holthusen, H., Brepols, T., Reese, S., 2022. Thermo-mechanically coupled gradient-extended damage-plasticity modeling of metallic materials at finite strains. *International Journal of Plasticity* 148, 103142. doi:https://doi.org/10.1016/j.ijplas.2021.103142.
- 69 Felippa, C., Park, K., 1980. Staggered transient analysis procedures for coupled mechanical systems: Formulation. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* 24, 61–111. doi:https://doi.org/10.1016/0045-7825(80)90040-7.
- 70 Ferreira, A.P.G., 2011. Modelagem dos fenômenos de transporte termo-hídricos em meios porosos submetidos a temperaturas elevadas: aplicação a uma bicamada rocha-concreto. Dissertação de mestrado. Universidade Federal de Juiz de Fora. Juiz de Fora, Brasil.
- 71 Ferreira, A.P.G., Farage, M.C.R., Barbosa, F.S., Noumowé, A., Renault, N., 2014. Thermo-hydric analysis of concrete–rock bilayers under fire conditions. *Engineering Structures* 59, 765–775. doi:10.1016/J.ENGSTRUCT.2013.11.033.
- 72 Fertahi, S., Bouhal, T., Arid, A., Kousksou, T., Jamil, A., Moujibi, N., Benbassou, A., 2017. Thermo-mechanical strength analysis for energy storage improvement of horizontal storage tanks integrating evacuated tube collectors. *International Journal of Hydrogen Energy* 42, 29370–29383. doi:https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2017.10.016.
- 73 G1, 2017. Por que o Brasil precisa da construção civil para voltar a crescer. URL: <https://g1.globo.com/especial-publicitario/em-movimento/noticia/por-que-o-brasil-precisa-da-construcao-civil-para-voltar-a-crescer.ghtml>.
- 74 Gao, Z., Zhang, L., Yu, W., 2018. A nonlocal continuum damage model for brittle fracture. *Engineering Fracture Mechanics* 189, 481–500. doi:10.1016/J.ENGFRACTMECH.2017.10.019.
- 75 Gawin, D., Pesavento, F., Schrefler, B., 2006. Towards prediction of the thermal spalling risk through a multi-phase porous media model of concrete. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* 195, 5707–5729. doi:https://doi.org/10.1016/j.cma.2005.10.021.
- 76 Gawin, D., Schrefler, B.A., Galindo, M., 1996. Thermo-hydro-mechanical analysis of partially saturated porous materials. *Engineering Computations* 13, 113–143. doi:https://doi.org/10.1108/02644409610151584.

- 77 Geißler, G., Netzker, C., Kaliske, M., 2010. Discrete crack path prediction by an adaptive cohesive crack model. *Engineering Fracture Mechanics* 77, 3541–3557. doi:10.1016/J.ENGFRACMECH.2010.04.029.
- 78 Gernay, T., Franssen, J.M., Robert, F., McNamee, R., Felicetti, R., Bamonte, P., Brunkhorst, S., Mohaine, S., Zehfuß, J., 2022. Experimental investigation of structural failure during the cooling phase of a fire: Concrete columns. *Fire Safety Journal* 134, 1–11. doi:10.1016/j.firesaf.2022.103691.
- 79 Gernay, T., Millard, A., Franssen, J.M., 2013. A multi-axial constitutive model for concrete in the fire situation: Theoretical formulation. *International Journal of Solids and Structures* 50, 3659–3673. doi:10.1016/j.ijsolstr.2013.07.013.
- 80 Grassl, P., Pearce, C., 2010. Mesoscale Approach to Modeling Concrete Subjected to Thermomechanical Loading. *Journal of Engineering Mechanics* 136, 322–328. doi:10.1061/(asce)0733-9399(2010)136:3(322).
- 81 Greco, F., Ammendolea, D., Lonetti, P., Pascuzzo, A., 2021. Crack propagation under thermo-mechanical loadings based on moving mesh strategy. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics* 114, 1–20. doi:10.1016/j.tafmec.2021.103033.
- 82 Greco, F., Ammendolea, D., Lonetti, P., Pascuzzo, A., 2022. Simulation of dynamic fracture in quasi-brittle materials using a finite element modeling approach enhanced by moving mesh technique and interaction integral method. *Procedia Structural Integrity* 41, 576–588. doi:10.1016/J.PROSTR.2022.05.066.
- 83 Grondin, F., Bouasker, M., Mounanga, P., Khelidj, A., Perronnet, A., 2010. Physico-chemical deformations of solidifying cementitious systems: multiscale modelling. *Materials and Structures* 43, 151–165. URL: <https://doi.org/10.1617/s11527-009-9477-z>, doi:10.1617/s11527-009-9477-z.
- 84 Gross, H., 1975. High-temperature creep of concrete. *Nuclear Engineering and Design* 32, 129–147. doi:10.1016/0029-5493(75)90095-3.
- 85 Grégoire, D., Rojas-Solano, L., Pijaudier-Cabot, G., 2013. Failure and size effect for notched and unnotched concrete beams. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics* 37, 1434–1452. doi:<https://doi.org/10.1002/nag.2180>.
- 86 Gupta, M., Sharma, M., Bishnoi, S., 2022. Multiscale modelling of uniaxial compressive stress-strain behaviour of concrete using analytical homogenisation and damage mechanics. *Mechanics of Materials* 173, 1–14. doi:10.1016/J.MECHMAT.2022.104430.
- 87 Hager, I., Pimienta, P., 2005. Déformation thermique transitoire des bétons à haute performance. *Revue Européenne de Génie Civil* 9, 373–383. doi:10.1080/17747120.2005.9692760.
- 88 Hager, I., Pimienta, P., 2011. Déformation thermique transitoire des bétons à haute performance. <http://dx.doi.org/10.1080/17747120.2005.9692760> 9, 373–383. doi:10.1080/17747120.2005.9692760.
- 89 Han, N., Xiao, J., Zhang, L., Peng, Y., 2022. A microscale-based numerical model for investigating hygro-thermo-mechanical behaviour of 3D printed concrete at elevated temperatures. *Construction and Building Materials* 344, 1–12. doi:10.1016/J.CONBUILDMAT.2022.128231.

- 90 Hansen, T., Eriksson, L., 1966. Temperature Change Effect on Behaviour of Cement Paste, Mortar, and Concrete Under Load. volume 63. *Journal Proceedings*. doi:10.14359/7635.
- 91 Helene, P.R.L., Levy, S.M., 2003. 'Estado da arte' do concreto como material de construção. *Exacta* 1, 109–116. doi:10.5585/EXACTA.V1I0.523.
- 92 Hetnarski, R.B., Eslami, M.R., 2009. Thermal stresses - Advanced theory and applications. volume 158. doi:10.1007/978-1-4020-9247-3-1.
- 93 Hibbeler, R., 2004. Resistência dos materiais. Pearson Prentice Hall.
- 94 Ibrahimbegovic, A., Chorfi, L., 2002. Covariant principal axis formulation of associated coupled thermoplasticity at finite strains and its numerical implementation. *International Journal of Solids and Structures* 39, 499–528. doi:https://doi.org/10.1016/S0020-7683(01)00221-9.
- 95 Jansson, R., 2008. Material properties related to fire spalling of concrete. Division of Building Materials, Lund Institute of Technology, Lund University.
- 96 Jin, L., Zhang, R., Du, X., 2017. Computational homogenization for thermal conduction in heterogeneous concrete after mechanical stress. *Construction and Building Materials* 141, 222–234. doi:https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.03.016.
- 97 Jirásek, M., Zimmermann, T., 2001. Embedded crack model: I. basic formulation. *International journal for numerical methods in engineering* 50, 1269–1290.
- 98 Juárez-Luna, G., Tena-Colunga, A., Ayala, G., 2015. Computational modelling of rc slabs cracking with an embedded discontinuity formulation. *Latin American Journal of Solids and Structures* 12, 2539–2561. doi:10.1590/1679-78251890.
- 99 Jukić, M., Brank, B., Ibrahimbegović, A., 2013. Embedded discontinuity finite element formulation for failure analysis of planar reinforced concrete beams and frames. *Engineering Structures* 50, 115–125. doi:https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2012.07.028.
- 100 Khoury, G.A., 1992. Compressive strength of concrete at high temperatures: a reassessment. *Magazine of Concrete Research* 44, 291–309. doi:10.1680/macr.1992.44.161.291.
- 101 Khoury, G.A., Grainger, B.N., Sullivan, P.J.E., 1985. Strain of concrete during first heating to 600°C under load. *Magazine of Concrete Research* 37, 195–215. doi:10.1680/macr.1985.37.133.195.
- 102 Kodur, V.K., Agrawal, A., 2017. Effect of temperature induced bond degradation on fire response of reinforced concrete beams. *Engineering Structures* 142, 98–109. doi:10.1016/J.ENGSTRUCT.2017.03.022.
- 103 Kozák, V., Vala, J., 2023. Crack growth modelling in cementitious composites using xfem. *Procedia Structural Integrity* 43, 47–52. doi:https://doi.org/10.1016/j.prostr.2022.12.233.

- 104 Kurumatani, M., Terada, K., Kato, J., Kyoya, T., Kashiya, K., 2016. An isotropic damage model based on fracture mechanics for concrete. *Engineering Fracture Mechanics* 155, 49–66. doi:10.1016/J.ENGFRACMECH.2016.01.020.
- 105 Lai, W., Rubin, D., Krempf, E., 2009. *Introduction to Continuum Mechanics*. Elsevier Science. doi:https://doi.org/10.1016/B978-0-7506-8560-3.X0001-1.
- 106 Larrard, F., 1999. *Concrete mixture proportioning: a scientific approach*. CRC Press. doi:https://doi.org/10.1201/9781482272055.
- 107 Lemaitre, J., 1984. A three-dimensional ductile damage model applied to deep-drawing forming limit, em: *Mechanical Behaviour of Materials*. Pergamon. doi:https://doi.org/10.1016/B978-1-4832-8372-2.50132-9.
- 108 Li, G., Zhao, Y., Pang, S.S., 1999. Four-phase sphere modeling of effective bulk modulus of concrete. *Cement and Concrete Research* 29, 839–845. doi:https://doi.org/10.1016/S0008-8846(99)00040-X.
- 109 Li, S., Tian, L., Cui, X., 2019. Phase field crack model with diffuse description for fracture problem and implementation in engineering applications. *Advances in Engineering Software* 129, 44–56. doi:10.1016/J.ADVENGSOFT.2018.09.005.
- 110 Liao, F., Huang, Z., 2015. An extended finite element model for modelling localised fracture of reinforced concrete beams in fire. *Computers and Structures* 152, 11–26. doi:10.1016/j.compstruc.2015.02.006.
- 111 Lo Monte, F., Felicetti, R., Meda, A., Bortolussi, A., 2019a. Assessment of concrete sensitivity to fire spalling: A multi-scale experimental approach. *Construction and Building Materials* 212, 476–485. doi:10.1016/J.CONBUILDMAT.2019.03.332.
- 112 Lo Monte, F., Felicetti, R., Miah, M.J., 2019b. The influence of pore pressure on fracture behaviour of Normal-Strength and High-Performance Concretes at high temperature. *Cement and Concrete Composites* 104, 1–11. doi:10.1016/J.CEMCONCOMP.2019.10.3388.
- 113 Lu, G., Chen, J., 2020. A new nonlocal macro-meso-scale consistent damage model for crack modeling of quasi-brittle materials. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* 362, 1–36. doi:10.1016/J.CMA.2019.112802.
- 114 Luccioni, B., Figueroa, M., Danesi, R., 2003. Thermo-mechanic model for concrete exposed to elevated temperatures. *Engineering Structures* 25, 729–742. doi:https://doi.org/10.1016/S0141-0296(02)00209-2.
- 115 López, C.M., Carol, I., Aguado, A., 2008a. Meso-structural study of concrete fracture using interface elements. i: numerical model and tensile behavior. *Mater Struct* 41, 583–599. doi:https://doi.org/10.1617/s11527-007-9314-1.
- 116 López, C.M., Carol, I., Aguado, A., 2008b. Meso-structural study of concrete fracture using interface elements. ii: compression, biaxial and brazilian test. *Mater Struct* 41, 601–620. doi:https://doi.org/10.1617/s11527-007-9312-3.

- 117 Maio, U.D., Cendón, D., Greco, F., Leonetti, L., Blasi, P.N., Planas, J., 2021a. Investigation of concrete cracking phenomena by using cohesive fracture-based techniques: A comparison between an embedded crack model and a refined diffuse interface model. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics* 115, 1–13. doi:10.1016/J.TAFMEC.2021.103062.
- 118 Maio, U.D., Cendón, D., Greco, F., Leonetti, L., Blasi, P.N., Pranno, A., 2021b. Finite element analysis of concrete cracking: A comparative study between a diffuse interface model and an embedded crack model. *Procedia Structural Integrity* 33, 954–965. doi:10.1016/J.PROSTR.2021.10.106.
- 119 Maio, U.D., Greco, F., Leonetti, L., Blasi, P.N., Pranno, A., 2022. A cohesive fracture model for predicting crack spacing and crack width in reinforced concrete structures. *Engineering Failure Analysis* 139, 1–18. doi:10.1016/J.ENGFFAILANAL.2022.106452.
- 120 Maleki, M., Rasoolan, I., Khajehdezfuly, A., Jivkov, A.P., 2020. On the effect of ITZ thickness in meso-scale models of concrete. *Construction and Building Materials* 258, 1–18. doi:10.1016/J.CONBUILDMAT.2020.119639.
- 121 Mandal, T.K., Nguyen, V.P., Heidarpour, A., 2019. Phase field and gradient enhanced damage models for quasi-brittle failure: A numerical comparative study. *Engineering Fracture Mechanics* 207, 48–67. doi:10.1016/J.ENGFRACTMECH.2018.12.013.
- 122 Manzoli, O.L., Gamino, A.L., Rodrigues, E.A., Claro, G.K., 2012. Modeling of interfaces in two-dimensional problems using solid finite elements with high aspect ratio. *Computers and Structures* 94-95, 70–82. doi:10.1016/j.compstruc.2011.12.001.
- 123 Manzoli, O.L., Maedo, M.A., Bitencourt, L.A., Rodrigues, E.A., 2016. On the use of finite elements with a high aspect ratio for modeling cracks in quasi-brittle materials. *Engineering Fracture Mechanics* 153, 151–170. doi:10.1016/j.engfracmech.2015.12.026.
- 124 Maragh, J.M., Palkovic, S.D., Shukla, A., Büyüköztürk, O., Masic, A., 2021. Sem-eds and microindentation-driven large-area high-resolution chemomechanical mapping and computational homogenization of cementitious materials. *Materials Today Communications* 28, 102698. doi:https://doi.org/10.1016/j.mtcomm.2021.102698.
- 125 Marechal, J.C., 1972. Variations in the modulus of elasticity and poisson's ratio with temperature.
- 126 Marzec, I., Tejchman, J., Mróz, Z., 2019. Numerical analysis of size effect in RC beams scaled along height or length using elasto-plastic-damage model enhanced by non-local softening. *Finite Elements in Analysis and Design* 157, 1–20. doi:10.1016/J.FINEL.2019.01.007.
- 127 Mazars, J., 1984. Application de la mecanique de l'endommagement au comportement non lineaire et a la rupture du beton de structure. Tese de doutorado. Université Pierre et Marie Curie. Paris, França.
- 128 Mazzucco, G., Kotta, G., Pomaro, B., Salomoni, V.A., Faleschini, F., 2018. Elastoplastic-damaged meso-scale modelling of concrete with recycled aggregates. *Composites Part B: Engineering* 140, 145–156. doi:10.1016/J.COMPOSITESB.2017.12.018.
- 129 Mindeguia, J.C., Hager, I., Pimienta, P., Carré, H., La Borderie, C., 2013. Parametrical study of transient thermal strain of ordinary and high performance concrete. *Cement and Concrete Research* 48, 40–52. doi:10.1016/j.cemconres.2013.02.004.

- 130 Molinari, J.F., Gazonas, G., Raghupathy, R., Rusinek, A., Zhou, F., 2007. The cohesive element approach to dynamic fragmentation: the question of energy convergence. *International Journal for Numerical Methods in Engineering* 69, 484–503. doi:<https://doi.org/10.1002/nme.1777>.
- 131 Monteiro, P.J., Geng, G., Marchon, D., Li, J., Alapati, P., Kurtis, K.E., Qomi, M.J.A., 2019. Advances in characterizing and understanding the microstructure of cementitious materials. *Cement and Concrete Research* 124, 1–29. doi:10.1016/J.CEMCONRES.2019.105806.
- 132 Monteiro, P.J., Maso, J.C., Ollivier, J.P., 1985. The aggregate-mortar interface. *Cement and Concrete Research* 15, 953–958. doi:10.1016/0008-8846(85)90084-5.
- 133 Müller, P., Novák, J., Holan, J., 2019. Destructive and non-destructive experimental investigation of polypropylene fibre reinforced concrete subjected to high temperature. *Journal of Building Engineering* 26, 1–9. doi:10.1016/J.JOBE.2019.100906.
- 134 Murakami, S., 2012. *Continuum Damage Mechanics: A Continuum Mechanics Approach to the Analysis of Damage and Fracture*. Springer. doi:<https://doi.org/10.1007/978-94-007-2666-6>.
- 135 Naderi, S., Tu, W., Zhang, M., 2021. Meso-scale modelling of compressive fracture in concrete with irregularly shaped aggregates. *Cement and Concrete Research* 140, 1–20. doi:10.1016/J.CEMCONRES.2020.106317.
- 136 Naderi, S., Zhang, M., 2021. Meso-scale modelling of static and dynamic tensile fracture of concrete accounting for real-shape aggregates. *Cement and Concrete Composites* 116, 1–19. doi:10.1016/J.CEMCONCOMP.2020.103889.
- 137 Naderi, S., Zhang, M., 2022. 3D meso-scale modelling of tensile and compressive fracture behaviour of steel fibre reinforced concrete. *Composite Structures* 291, 1–18. doi:10.1016/J.COMPSTRUCT.2022.115690.
- 138 Navidtehrani, Y., Betegón, C., Martínez-Pañeda, E., 2021. A simple and robust Abaqus implementation of the phase field fracture method. *Applications in Engineering Science* 6, 1–12. doi:10.1016/J.APPLS.2021.100050.
- 139 Neto, B.B.P., 2004. Efeitos do tipo, tamanho e teor de agregado graúdo na resistência e energia de fratura do concreto. Ph.D. thesis. Universidade Estadual de Campinas. Campinas.
- 140 Neville, A., 1997. *Propriedades do Concreto*. 2 ed., Ed. PINI, São Paulo.
- 141 Nielsen, C., Pearce, C., Bićanić, N., 2002. Theoretical model of high temperature effects on uniaxial concrete member under elastic restraint. *Magazine of Concrete research* 54, 239–249. doi:10.1680/macr.2002.54.4.239.
- 142 Nielsen, C.V., Pearce, C.J., Bicanic, N., 2004. Improved phenomenological modelling of transient thermal strains for concrete at high temperatures. *Computers and Concrete* 1, 189–209. doi:10.12989/cac.2004.1.2.189.
- 143 Oliver, J., Cervera, M., Manzoli, O., 1999. Strong discontinuities and continuum plasticity models: The strong discontinuity approach. *International journal of plasticity* 15, 319–351. doi:10.1016/S0749-6419(98)00073-4.

- 144 Oliver, J., Huespe, A.E., Cante, J.C., 2008. An implicit/explicit integration scheme to increase computability of non-linear material and contact/friction problems. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* 197, 1865–1889. doi:10.1016/j.cma.2007.11.027.
- 145 Ollivier, J.P., Maso, J.C., Bourdette, B., 1995. Interfacial transition zone in concrete. *Advanced Cement Based Materials* 2, 30–38. doi:10.1016/1065-7355(95)90037-3.
- 146 Organização das Nações Unidas, 2017. Objetivos de Desenvolvimento Sustentável. URL: <https://brasil.un.org/pt-br>.
- 147 Parvathi, I.S., Mahesh, M., Kamal, D.R., 2022. Xfem method for crack propagation in concrete gravity dams. *Journal of The Institution of Engineers (India): Series A* 103, 677–687. doi:10.1007/s40030-022-00636-2.
- 148 Pearce, C.J., Nielsen, C.V., Bićanić, N., 2004. Gradient enhanced thermo-mechanical damage model for concrete at high temperatures including transient thermal creep. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics* 28, 715–735. doi:10.1002/nag.376.
- 149 Rodrigues, E.A., Gimenes, M., Bitencourt, L.A., Manzoli, O.L., 2021. A concurrent multiscale approach for modeling recycled aggregate concrete. *Construction and Building Materials* 267, 1–19. doi:10.1016/j.conbuildmat.2020.121040.
- 150 Rodrigues, E.A., Manzoli, O.L., Bitencourt, L.A., 2020. 3D concurrent multiscale model for crack propagation in concrete. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* 361, 1–33. doi:10.1016/j.cma.2019.112813.
- 151 Rodrigues, E.A., Manzoli, O.L., Bitencourt, L.A., Bittencourt, T.N., 2016. 2D mesoscale model for concrete based on the use of interface element with a high aspect ratio. *International Journal of Solids and Structures* 94-95, 112–124. doi:10.1016/j.ijsolstr.2016.05.004.
- 152 Rodrigues, E.A., Manzoli, O.L., Bitencourt, L.A., Bittencourt, T.N., Sánchez, M., 2018. An adaptive concurrent multiscale model for concrete based on coupling finite elements. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* 328, 26–46. doi:10.1016/j.cma.2017.08.048.
- 153 Rodríguez-Ramos, R., Otero, J., Cruz-González, O., Guinovart-Díaz, R., Bravo-Castillero, J., Sabina, F., Padilla, P., Lebon, F., Sevostianov, I., 2020. Computation of the relaxation effective moduli for fibrous viscoelastic composites using the asymptotic homogenization method. *International Journal of Solids and Structures* 190, 281–290. doi:<https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2019.11.014>.
- 154 Roth, S.N., Léger, P., Soulaïmani, A., 2015. A combined xfem–damage mechanics approach for concrete crack propagation. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* 283, 923–955. doi:<https://doi.org/10.1016/j.cma.2014.10.043>.
- 155 Rothe, S., Erbs, P., Düster, A., Hartmann, S., 2015. Monolithic and partitioned coupling schemes for thermo-viscoplasticity. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* 293, 375–410. doi:<https://doi.org/10.1016/j.cma.2015.05.002>.

- 156 Sadd, M.H., 2005. Thermoelasticity, em: Elasticity. Academic Press. doi:<https://doi.org/10.1016/B978-012605811-6/50013-0>.
- 157 Sancho, J.M., Planas, J., Cendón, D.A., Reyes, E., Gálvez, J.C., 2007. An embedded crack model for finite element analysis of concrete fracture. *Engineering Fracture Mechanics* 74, 75–86. doi:10.1016/J.ENGFRACTMECH.2006.01.015.
- 158 Schneider, U., 1976. Behaviour of concrete under thermal steady state and non-steady state conditions. *Fire and Materials* 1, 103–115. doi:10.1002/FAM.810010305.
- 159 Schneider, U., 1985. Properties of materials at high temperatures concrete. *Gesamthochsch.-Bibliothek*.
- 160 Sciarretta, F., Fava, S., Francini, M., Ponticelli, L., Caciolai, M., Briseghella, B., Nuti, C., 2021. Ultra-High performance concrete (UHPC) with polypropylene (Pp) and steel Fibres: Investigation on the high temperature behaviour. *Construction and Building Materials* 304, 1–20. doi:10.1016/J.CONBUILDMAT.2021.124608.
- 161 Selvadurai, A.P.S., 2000. *Partial Differential Equations in Mechanics 1*. Springer Berlin.
- 162 Sharma, M., Bishnoi, S., 2020. Influence of properties of interfacial transition zone on elastic modulus of concrete: Evidence from micromechanical modelling. *Construction and Building Materials* 246, 1–11. doi:10.1016/J.CONBUILDMAT.2020.118381.
- 163 Shen, L., Ren, Q., Cusatis, G., Cao, M., Xu, L., Yang, Y., 2020. Numerical study on crack thermal resistance effect on thermo-mechanical coupled behavior of concrete structure at room temperature. *International Journal of Solids and Structures* 182-183, 141–155. doi:<https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2019.07.031>.
- 164 Shen, L., Ren, Q., Xia, N., Sun, L., Xia, X., 2015. Mesoscopic numerical simulation of effective thermal conductivity of tensile cracked concrete. *Construction and Building Materials* 95, 467–475. doi:<https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2015.07.117>.
- 165 Shen, L., Ren, Q., Zhang, L., Han, Y., Cusatis, G., 2017. Experimental and numerical study of effective thermal conductivity of cracked concrete. *Construction and Building Materials* 153, 55–68. doi:<https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.07.038>.
- 166 Shen, L., Zhang, H., Di Luzio, G., Yin, H., Yang, L., Cusatis, G., 2022a. Mesoscopic discrete modeling of multiaxial load-induced thermal strain of concrete at high temperature. *International Journal of Mechanical Sciences* 232, 1–10. doi:10.1016/j.ijmecsci.2022.107613.
- 167 Shen, M., Bi, J., Zhao, Y., Wang, C., Wei, T., Du, B., 2022b. Study on the mechanical characteristics and damage evaluation of concrete-rock combination after high temperatures exposure. *Construction and Building Materials* 330, 1–16. doi:10.1016/j.conbuildmat.2022.127278.
- 168 Shen, Z., Zhou, H., Brooks, A., Hanna, D., 2021. Evolution of elastic and thermal properties of cementitious composites containing micro-size lightweight fillers after exposure to elevated temperature. *Cement and Concrete Composites* 118, 1–15. doi:10.1016/J.CEMCONCOMP.2021.103931.

- 169 Shi, C., Shi, Q., Tong, Q., Li, S., 2021. Peridynamics modeling and simulation of meso-scale fracture in recycled coarse aggregate (RCA) concretes. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics* 114, 1–16. doi:10.1016/J.TAFMEC.2021.102949.
- 170 Simoni, L., Schrefler, B.A., 2014a. *Multi Field Simulation of Fracture*. volume 47. 1 ed., Elsevier Inc. doi:10.1016/B978-0-12-800130-1.00004-7.
- 171 Simoni, L., Schrefler, B.A., 2014b. *Multi Field Simulation of Fracture*, em: *Advances in Applied Mechanics*. volume 47. Elsevier. doi:https://doi.org/10.1016/B978-0-12-800130-1.00004-7.
- 172 Smith, M., 2011. *ABAQUS/Standard User's Manual, Version 6.11*. Dassault Systèmes Simulia Corp, United States.
- 173 Soares, T.R.L., 2018. Análise e validação de um modelo termo-hídrico do concreto sob temperaturas elevadas. Dissertação de mestrado. Universidade Federal de Juiz de Fora. Juiz de Fora, Brasil.
- 174 Soares, T.R.L., Farage, M.C.R., Bastos, F.S., Renault, N., 2017. Modelagem termo-hídrica do comportamento do concreto sob temperaturas elevadas. *Mecânica Computacional XXXV*, 7–10.
- 175 Stanić, A., Brank, B., Ibrahimbegovic, A., Matthies, H., 2021. Crack propagation simulation without crack tracking algorithm: Embedded discontinuity formulation with incompatible modes. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* 386, 114090. doi:https://doi.org/10.1016/j.cma.2021.114090.
- 176 Štefan, R., Foglar, M., Fládr, J., Horníková, K., Holan, J., 2020. Thermal, spalling, and mechanical behaviour of various types of cementitious composites exposed to fire: Experimental and numerical analysis. *Construction and Building Materials* 262, 1–22. doi:10.1016/J.CONBUILDMAT.2020.119676.
- 177 Stewart, J., 2005. *Cálculo 1*. Editora Pioneira.
- 178 Sun, X., Gao, Z., Cao, P., Zhou, C., 2019. Mechanical properties tests and multiscale numerical simulations for basalt fiber reinforced concrete. *Construction and Building Materials* 202, 58–72. doi:10.1016/J.CONBUILDMAT.2019.01.018.
- 179 Tang, S., Tang, C., Liang, Z., Zhang, Y., Li, L., 2012. Numerical study of the influence of material structure on effective thermal conductivity of concrete. *Heat Transfer Engineering* 33, 732–747.
- 180 Thelandersson, S., 1974. *Mechanical Behaviour of Concrete under Torsional Loading at Transient, Hightemperature Conditions*. Bulletin of Division of Structural Mechanics and Concrete Construction, Bulletin 46, Lund Institute of Technology.
- 181 Thelandersson, S., 1983. On the multiaxial behaviour of concrete exposed to high temperature. *Nuclear Engineering and Design* 75, 271–282. doi:10.1016/0029-5493(83)90023-7.
- 182 Thelandersson, S., 1987. Modeling of combined thermal and mechanical action in concrete. *Journal of Engineering Mechanics* 113, 893–906.

- 183 Thilakarathna, P., Kristombu Baduge, K., Mendis, P., Lee, H., Chandrathilaka, E., Vimonsatit, V., 2022. Multiscale modelling framework for elasticity of ultra high strength concrete using nano/microscale characterization and finite element representative volume element analysis. *Construction and Building Materials* 327, 126968. doi:<https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2022.126968>.
- 184 Torelli, G., Gillie, M., Mandal, P., Tran, V.X., 2017. A multi-axial load-induced thermal strain constitutive model for concrete. *International Journal of Solids and Structures* 108, 115–125. doi:10.1016/J.IJSOLSTR.2016.11.017.
- 185 Torelli, G., Mandal, P., Gillie, M., Tran, V.X., 2016. Concrete strains under transient thermal conditions: A state-of-the-art review. *Engineering Structures* 127, 172–188. doi:10.1016/J.ENGSTRUCT.2016.08.021.
- 186 Van Mier, J., Van Vliet, M., 2003. Influence of microstructure of concrete on size/scale effects in tensile fracture. *Engineering Fracture Mechanics* 70, 2281–2306. doi:[https://doi.org/10.1016/S0013-7944\(02\)00222-9](https://doi.org/10.1016/S0013-7944(02)00222-9).
- 187 Vejmelková, E., Padevět, P., Černý, R., 2008. Effect of cracks on hygric and thermal characteristics of concrete. *Bauphysik* 30, 438–444. doi:<https://doi.org/10.1002/bapi.200810058>.
- 188 Vila-Chã, J.L., Couto Carneiro, A.M., Ferreira, B.P., Andrade Pires, F., 2023. A numerical assessment of partitioned implicit methods for thermomechanical problems. *Computers and Structures* 277-278, 1–21. doi:<https://doi.org/10.1016/j.compstruc.2022.106969>.
- 189 Wriggers, P., Moftah, S.O., 2006. Mesoscale models for concrete: Homogenisation and damage behaviour. *Finite Elements in Analysis and Design* 42, 623–636. doi:10.1016/j.finel.2005.11.008.
- 190 Wu, J.Y., Chen, W.X., Zhou, H., 2022. A length scale insensitive phase-field model for fully coupled thermo-mechanical fracture in concrete at high temperatures. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics* 46, 2725–2753. doi:10.1002/nag.3424.
- 191 Wu, J.Y., Huang, Y., 2020. Comprehensive implementations of phase-field damage models in Abaqus. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics* 106, 1–21. doi:10.1016/J.TAFMEC.2019.102440.
- 192 Xia, Y., Wu, W., Yang, Y., Fu, X., 2021. Mesoscopic study of concrete with random aggregate model using phase field method. *Construction and Building Materials* 310, 1–20. doi:10.1016/J.CONBUILDMAT.2021.125199.
- 193 Xiao, J., Tang, Y., Chen, H., Zhang, H., Xia, B., 2022. Effects of recycled aggregate combinations and recycled powder contents on fracture behavior of fully recycled aggregate concrete. *Journal of Cleaner Production* 366, 1–14. doi:10.1016/J.JCLEPRO.2022.132895.
- 194 Xiong, Q., Wang, X., Jivkov, A.P., 2020. A 3D multi-phase meso-scale model for modelling coupling of damage and transport properties in concrete. *Cement and Concrete Composites* 109, 1–13. doi:10.1016/J.CEMCONCOMP.2020.103545.

- 195 Xu, Z., Li, J., Wu, P., Wu, C., 2021. Experimental investigation of triaxial strength of ultra-high performance concrete after exposure to elevated temperature. *Construction and Building Materials* 295, 1–14. doi:10.1016/J.CONBUILDMAT.2021.123689.
- 196 Yang, D., Dong, W., Liu, X., Yi, S., He, X., 2018. Investigation on mode-I crack propagation in concrete using bond-based peridynamics with a new damage model. *Engineering Fracture Mechanics* 199, 567–581. doi:10.1016/J.ENGFRACTMECH.2018.06.019.
- 197 Yang, H., Yang, X., Mao, Z., 2022. Compressive performance of steel-reinforced concrete columns after exposure to high temperature. *Journal of Building Engineering* 59, 1–21. doi:10.1016/J.JOBE.2022.105120.
- 198 Yazdi, S.R.S., Amiri, T., 2021. An efficient automatic adaptive algorithm for cohesive crack propagation modeling of concrete structures using matrix-free unstructured Galerkin Finite Volume Method. *Computers and Mathematics with Applications* 97, 237–250. doi:10.1016/J.CAMWA.2021.06.004.
- 199 Ying, W., Zhang, G., Liu, Q., Yang, Y., 2021. Predicting the time-dependent hydro-thermo-mechanical properties of cement-based materials based on thermodynamic and multi-scale modeling. *Construction and Building Materials* 276, 1–12. doi:10.1016/J.CONBUILDMAT.2020.122155.
- 200 Zegardło, B., Szeląg, M., Ogrodnik, P., 2018. Concrete resistant to spalling made with recycled aggregate from sanitary ceramic wastes – The effect of moisture and porosity on destructive processes occurring in fire conditions. *Construction and Building Materials* 173, 58–68. doi:10.1016/J.CONBUILDMAT.2018.04.030.
- 201 Zhang, D., Tan, G.Y., Tan, K.H., 2021a. Combined effect of flax fibers and steel fibers on spalling resistance of ultra-high performance concrete at high temperature. *Cement and Concrete Composites* 121, 1–11. doi:https://doi.org/10.1016/j.cemconcomp.2021.104067.
- 202 Zhang, T., Zhu, H., Zhou, L., Yan, Z., 2021b. Multi-level micromechanical analysis of elastic properties of ultra-high performance concrete at high temperatures: Effects of imperfect interface and inclusion size. *Composite Structures* 262, 1–16. doi:10.1016/J.COMPSTRUCT.2021.113548.
- 203 Zhang, Z., Liu, Y., Dissanayake, D.D., Saputra, A.A., Song, C., 2019. Nonlocal damage modelling by the scaled boundary finite element method. *Engineering Analysis with Boundary Elements* 99, 29–45. doi:10.1016/J.ENGANABOUND.2018.10.006.
- 204 Zhao, J., Zheng, J., Peng, G., van Breugel, K., 2014. A meso-level investigation into the explosive spalling mechanism of high-performance concrete under fire exposure. *Cement and Concrete Research* 65, 64–75. doi:https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2014.07.010.
- 205 Zhou, H., Tian, X., Wu, J., 2024. Cracking and thermal resistance in concrete: Coupled thermo-mechanics and phase-field modeling. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics* 130, 104285. doi:10.1016/j.tafmec.2024.104285.