



UNIVERSIDADE FEDERAL DO CEARÁ

CENTRO DE TECNOLOGIA

DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA ESTRUTURAL E CONSTRUÇÃO CIVIL

PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA CIVIL: ESTRUTURAS E

CONSTRUÇÃO CIVIL

MESTRADO ACADÊMICO EM ENGENHARIA CIVIL: ESTRUTURAS E

CONSTRUÇÃO CIVIL

PAULO ROBERTO PEREIRA DE FRANÇA FILHO

SIMULAÇÃO TERMOMECÂNICA DE BASE EÓLICA UTILIZANDO CONCRETO

ÁLCALI-ATIVADO COM MODELO DE DANO CONTÍNUO

FORTALEZA

2024

PAULO ROBERTO PEREIRA DE FRANÇA FILHO

SIMULAÇÃO TERMOMECÂNICA DE BASE EÓLICA UTILIZANDO CONCRETO
ÁLCALI-ATIVADO COM MODELO DE DANO CONTÍNUO

Dissertação apresentada ao Curso de Mestrado Acadêmico em Engenharia Civil: Estruturas e Construção Civil do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil: Estruturas e Construção Civil do Centro de Tecnologia da Universidade Federal do Ceará, como requisito parcial à obtenção do título de mestre em Engenharia Civil. Área de Concentração: Engenharia de Estruturas

Orientador: Prof. Dr. Marcelo S. Medeiros Júnior

FORTALEZA

2024

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação
Universidade Federal do Ceará
Sistema de Bibliotecas
Gerada automaticamente pelo módulo Catalog, mediante os dados fornecidos pelo(a) autor(a)

F882s França Filho, Paulo Roberto Pereira de.
SIMULAÇÃO TERMOMECÂNICA DE BASE EÓLICA UTILIZANDO CONCRETO ÁLCALI-
ATIVADO COM MODELO DE DANO CONTÍNUO / Paulo Roberto Pereira de França Filho. – 2024.
98 f. : il. color.

Dissertação (mestrado) – Universidade Federal do Ceará, Centro de Tecnologia, Programa de Pós-
Graduação em Engenharia Civil: Estruturas e Construção Civil, Fortaleza, 2024.
Orientação: Prof. Dr. Marcelo da Silva Medeiros Júnior.

1. Concreto Alkali-Ativado. 2. Dano Contínuo. 3. Sustentabilidade. 4. Elementos Finitos. I. Título.
CDD 624.1

PAULO ROBERTO PEREIRA DE FRANÇA FILHO

SIMULAÇÃO TERMOMECÂNICA DE BASE EÓLICA UTILIZANDO CONCRETO
ÁLCALI-ATIVADO COM MODELO DE DANO CONTÍNUO

Dissertação apresentada ao Curso de Mestrado Acadêmico em Engenharia Civil: Estruturas e Construção Civil do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil: Estruturas e Construção Civil do Centro de Tecnologia da Universidade Federal do Ceará, como requisito parcial à obtenção do título de mestre em Engenharia Civil. Área de Concentração: Engenharia de Estruturas

Aprovada em: 23/08/2024.

BANCA EXAMINADORA

Prof. Dr. Marcelo S. Medeiros Júnior (Orientador)
Universidade Federal do Ceará (UFC)

Prof. Dr. Heloína Nogueira da Costa
Universidade Federal do Ceará (UFC)

Prof. PhD. Mário Rui Arruda
Universidade de Lisboa (ULisboa)

Aos meus sobrinhos, Noalla e Igor Filho, a quem dedico a esperança de um futuro melhor.

AGRADECIMENTOS

Gostaria de agradecer aos meus pais, por permitirem que eu trilhasse, na medida do possível, o melhor caminho acadêmico, acreditando nas minhas vontades e no meu potencial, e ajudando a superar as inseguranças, incertezas e dificuldades vindas após minha graduação e com o surgimento da pandemia.

Aos meus colegas de turma no mestrado, e aos demais colegas de longa data no departamento e da turma da graduação, que sempre mostraram um companheirismo louvável e uma dedicação exemplar, para essa que foi a primeira turma de retorno às atividades presenciais pós-pandemia, período esse permeado de dificuldades, readaptações e superações nas vidas de cada um.

À Universidade Federal do Ceará e ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil por terem sido a principal referência para meu crescimento pessoal e profissional nesses últimos 9 anos, apresentando sempre maiores desafios e trazendo um norte na minha caminhada como engenheiro civil.

Ao meu orientador, professor Dr. Marcelo da Silva Medeiros Jr., que me apresentou a oportunidade de trabalhar com uma pesquisa que envolvesse sustentabilidade na engenharia civil, além de ter acreditado na minha competência, criando novas frentes ao meu tema, sempre buscando um estudo mais detalhado e de qualidade.

À Fundação Cearense de Apoio ao Desenvolvimento (Funcap), na pessoa do Presidente Raimundo Costa Filho pelo financiamento da pesquisa de mestrado via bolsa de estudos.

Aos meus colegas engenheiros Igor Pinheiro e Eduardo Martins, do Inova Civil, que acompanharam meu desenvolvimento profissional, acreditaram também no meu potencial e me forneceram a primeira oportunidade de trabalhar com o ensino de engenharia.

Aos professores Dra. Heloína Costa e Dr. Antônio Macário pela disponibilidade, ensinamentos e importantes considerações apresentadas no período da qualificação.

Ao professor Dr. Eduardo Cabral e ao Msc. Lucas Benício, que juntamente com a professora Dra. Heloína fizeram importantes estudos introduzindo esse mundo do concreto álcali-ativado na UFC e inspiraram grandemente no desenvolvimento da minha pesquisa.

Ao professor Ph.D Mário Rui Arruda por ter sido uma pessoa muito solícita durante todo esse período, disponibilizando horários para reuniões, além de recomendações e materiais para estudo e para o desenvolvimento dos códigos necessários para minhas análises, e por ter permitido essa colaboração internacional para minha pesquisa.

À minha companheira Mabel Lopes, aos meus amigos de longa data Aline Maria Santos, Erre Vieira, Fabienne Maia, Gabriel Goersch, João Victor Guerra, Leônidas Leite, Luana Andreza, Tâmis Luiza, e aos amigos mais recentes Ana Lia, Bárbara Jurubeba, Bianca Tavares, Davi Simonetti, Fernanda França, Gustavo Mendes, Henrique Alves, João Batista, Leonardo Oliveira, Lívia Caroline, Lucas Cabral, Lucas Ierê, Luiz Santos, Maria Jecy, Mayara Lima, Matheus Cabral, Matheus Marques, Matheus Rocha, Melissa Lopes, Miguel Silva, Nadine Ribeiro, Pedro Henrique, Roberto Souto, Thalia Sombra, Thalys Santana, por todo o auxílio, presença e companheirismo durante todo esse período.

Agradeço também a meus irmãos Nilo e Nicole, sobrinhos Noalla e Igor Filho, demais familiares e todas as outras pessoas ou instituições que colaboraram direta ou indiretamente para a realização da presente pesquisa.

"A única maneira de prever o futuro é criá-lo."

(Peter Drucker)

RESUMO

O aumento das preocupações com o aquecimento global e as mudanças climáticas resultou em um foco crescente na sustentabilidade na indústria da construção civil. A produção de cimento, um componente essencial no setor, é uma das principais fontes de emissão de CO_2 . Isso impulsionou o desenvolvimento de alternativas, como o concreto álcali ativado (AAC), que têm gerado interesse pela redução considerável de emissão de CO_2 e pelas propriedades térmicas e mecânicas comparáveis ao concreto convencional (OPC), entretanto não há um consenso na literatura sobre a forma que a geração de calor do material deve ser modelado, bem como de suas relações constitutivas de tensão-deformação, o que dificulta uma normatização e aplicação de forma mais branda em estruturas pelo mundo. As deformações termomecânicas, então, envolvidas nesses processos, podem ser suficientes para causar a fissuração e, dessa forma, comprometer bastante a vida útil da estrutura. Uma forma de analisar o impacto da potencial fissuração do material é através de modelos de dano contínuo, como por exemplo o modelo de Mazars. Foram implementadas, no software ABAQUS, duas subrotinas, uma de geração de calor (HETVAL) e uma de dano contínuo de Mazars (UMAT) e foi realizada uma análise termomecânica comparativa entre os dois materiais. Foi estudada a resposta desses materiais à utilização em um modelo de base de torre eólica. Essas estruturas costumemente estão sujeitas à cargas complexas e às altas temperaturas advindas dos processos químicos exotérmicos no período de cura do material. Indicou-se que o modelo de Mazars pode representar adequadamente o comportamento não linear do AAC. Além disso, a geração de calor no AAC, especialmente com binders compostos por cinzas volantes e escória de aciaria, resultou em um aumento de temperatura significativamente menor do que no OPC. Enquanto no OPC foi simulado um dano de 6,5% antes do carregamento e 24% após a aplicação da carga, no AAC não foi observado dano no material durante a simulação, resultando em tensões 29% menores. Este estudo sugere que o AAC pode oferecer vantagens em termos de desempenho mecânico e durabilidade, especialmente em aplicações com grandes volumes de concreto.

Palavras-chave: concreto álcali ativado; dano contínuo; sustentabilidade; elementos finitos.

ABSTRACT

The increasing concerns about global warming and climate change have led to a growing focus on sustainability in the construction industry. Cement production, a crucial component of the sector, is one of the major sources of CO_2 emissions. This has driven the development of alternatives, such as alkali-activated concrete (AAC), which have garnered interest due to their significant reduction in CO_2 emissions and thermal and mechanical properties comparable to conventional concrete (OPC). However, there is no consensus in the literature on how the heat generation of the material should be modeled, as well as its constitutive stress-strain relationships, which complicates standardization and wider application in structures worldwide. The thermomechanical deformations involved in these processes can be sufficient to cause cracking, thereby significantly compromising the structure's lifespan. One way to analyze the impact of potential material cracking is through continuous damage models, such as the Mazars model. Two subroutines were implemented in the ABAQUS software: one for heat generation (HETVAL) and one for continuous damage of Mazars (UMAT), and a comparative thermomechanical analysis was conducted between the two materials. The response of these materials was studied using a wind tower base model. These structures are typically subjected to complex loads and high temperatures due to exothermic chemical processes during the material's curing period. It was indicated that the Mazars model can adequately represent the non-linear behavior of AAC. Moreover, the heat generation in AAC, especially with binders composed of fly ash and steel slag, resulted in a significantly lower temperature increase compared to OPC. While in OPC, a damage of 6.5% was simulated before loading and 24% after the load was applied, in AAC no damage was observed during the simulation, resulting in 29% lower stresses. This study suggests that AAC may offer advantages in terms of mechanical performance and durability, particularly in applications with large volumes of concrete.

Keywords: alkali activated concrete; continuum damage; sustainability; finite elements.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – O primeiro edifício residencial feito de concreto álcali ativado em 1989 em Liep̄tsk.	22
Figura 2 – Histórico do desenvolvimento de materiais álcali-ativados	23
Figura 3 – Tipos de comportamento de geração de calor do concreto álcali-ativado. . .	24
Figura 4 – Utilização em estruturas marinhas.	26
Figura 5 – Tensões e Deformações Principais.	34
Figura 6 – Modo 1 na extensão.	35
Figura 7 – Modo 2 no cisalhamento.	35
Figura 8 – Base Eólica do complexo de Oitis.	42
Figura 9 – Modelo de Fundação	42
Figura 10 – Aplicação da carga.	43
Figura 11 – Malha da base eólica.	44
Figura 12 – <i>Fitting</i> para a curva de geração de calor $q(t)$	45
Figura 13 – Fluxograma para análise térmica.	46
Figura 14 – Estimativa da curva de dano do material.	47
Figura 15 – <i>Fitting</i> para a curva de dano.	48
Figura 16 – Fluxograma de análise mecânica.	50
Figura 17 – Resultado comparativo de elevação de temperaturas para validação da HETVAL	52
Figura 18 – Parâmetros A variável, $B = 20000$	53
Figura 19 – Parâmetros B variável, $A = 1$	54
Figura 20 – Tração-Compressão de Kupfer	55
Figura 21 – Bicompressão de Kupfer	55
Figura 22 – Padrão de deformação do cilindro na simulação.	57
Figura 23 – Ruptura dos corpos de prova.	58
Figura 24 – Comparativo de curvas para o SC1.	59
Figura 25 – Perfil de temperatura no OPC	62
Figura 26 – Curva de elevação de temperatura no AAC.	63
Figura 27 – Curva de elevação de temperatura adiabática no AAC.	64
Figura 28 – Curva de geração de calor no AAC.	65
Figura 29 – Perfil de temperatura no AAC	65
Figura 30 – Curva Simulada para OPC - C30.	66

Figura 31 – Curva Simulada para AAC - C30.	67
Figura 32 – Curva Simulada para OPC - C50.	68
Figura 33 – Curva Simulada para AAC - C50.	69
Figura 34 – Curvas de dano.	69
Figura 35 – Formação de dano no OPC antes da carga.	70
Figura 36 – Formação de dano no OPC após da carga.	70
Figura 37 – Formação de dano no OPC, vista superior.	71
Figura 38 – Rigidez remanescente no AAC.	71
Figura 39 – Tensões no OPC.	72
Figura 40 – Tensões no AAC.	72
Figura 41 – Exp. A - Composição Cinza Volante/Cinza BOF 0%/100%.	83
Figura 42 – Exp. A - Composição Cinza Volante/Cinza BOF 25%/75%.	83
Figura 43 – Exp. A - Composição Cinza Volante/Cinza BOF 50%/50%.	84
Figura 44 – Exp. A - Composição Cinza Volante/Cinza BOF 75%/25%.	84
Figura 45 – Exp. A - Composição Cinza Volante/Cinza BOF 100%/0%.	85
Figura 46 – Exp. B - Composição Cinza Volante/Cinza Pesada 0%/100%.	85
Figura 47 – Exp. B - Composição Cinza Volante/Cinza Pesada 25%/75%.	86
Figura 48 – Exp. B - Composição Cinza Volante/Cinza Pesada 50%/50%.	86
Figura 49 – Exp. B - Composição Cinza Volante/Cinza Pesada 75%/25%.	87
Figura 50 – Exp. B - Composição Cinza Volante/Cinza Pesada 100%/0%.	87
Figura 51 – Elevação de temperatura do OPC	88
Figura 52 – Elevação de temperatura do AAC	89

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Algumas relações de tensão-deformação para AAC	26
Tabela 2 – Cargas Adotadas	43
Tabela 3 – Propriedades térmicas do concreto e do solo	51
Tabela 4 – Parâmetros térmicos de calibração do OPC	51
Tabela 5 – Parâmetros de Kupfer	54
Tabela 6 – Parâmetros para o SC1	57
Tabela 7 – Erros Percentuais para o SC1	58
Tabela 8 – Parâmetros para os ensaios experimentais A.	60
Tabela 9 – Parâmetros para ensaios experimentais B.	61
Tabela 10 – Propriedades térmicas do AAC	62
Tabela 11 – Parâmetros térmicos de calibração do AAC	63
Tabela 12 – Parâmetros mecânicos do AAC e OPC.	66

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

AAC	<i>Alkali-Activated Concrete</i>
ATR	<i>Adiabatic Temperature Rise</i>
BOFS	<i>Basic Oxygen Furnace Slag</i>
CCS	<i>Calcium Carbide Slag</i>
CIPP	<i>Complexo Industrial e Portuário do Pecém</i>
DEF	<i>Delayed Ettringite Formation</i>
EA	<i>Extension Allowed</i>
EAFS	<i>Electric Arc Furnace Slag</i>
FA	<i>Fly Ash</i>
GGBFS	<i>Ground Granulated Blast Furnace Slag</i>
LFS	<i>Limestone Furnace Slag</i>
MK	<i>Metakaolin</i>
NEA	<i>No Extension Allowed</i>
OPC	<i>Ordinary Portland Cement</i>
SF	<i>Silica Fume</i>
SR	<i>Soda Residue</i>

LISTA DE SÍMBOLOS

κ	Condutividade Térmica
ρ	Densidade/Massa Específica
C_p	Calor Específico
q	Fluxo de Calor
E_a	Energia de Ativação
H_u	Calor Liberado
W_{cem}	Taxa de Materiais Cimentícios
α_u	Grau de Hidratação
t_e	Tempo Equivalente de Reação
Ψ	Energia específica de Helmholtz
d	Coefficiente de dano de Mazars
ε	Tensor de deformação
Υ	Taxa de perda de energia elástica
σ	Tensor de tensão
C_{ijkl}^0	Matriz Constitutiva Inicial
E_0	Módulo de Elasticidade Inicial
I_ε	Primeira invariante do tensor de deformação
J_ε	Segunda invariante do tensor de deformação
ν	Coefficiente de Poisson
r	Fator de triaxialidade
C	Fator de correção para situação de confinamento
γ	Deformação por cisalhamento (efeito de distorção)
η	Coefficiente de viscosidade
f_c	Resistência à compressão do concreto
ε_{d0}	Deformação correspondente ao início do dano
α	Coefficiente de Dilatação/Expansão Térmica
λ	Coefficiente de Perda de Calor Característico

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	16
1.1	Objetivos	18
1.1.1	<i>Objetivos Específicos</i>	18
1.2	Estrutura do trabalho	18
2	MATERIAIS ÁLCALI-ATIVADOS	20
2.1	Histórico	21
2.2	Propriedades térmicas do AAC	23
2.3	Propriedades mecânicas do AAC	25
3	ANÁLISE TÉRMICA DO CONCRETO	28
4	MODELO DE DANO CONTÍNUO DE MAZARS	32
5	METODOLOGIA	39
5.1	Geometria e Cargas	42
5.2	Implementação do modelo de Transferência de Calor	44
5.3	Implementação de Mazars	45
6	RESULTADOS E DISCUSSÃO	51
6.1	Validação de Arrhenius	51
6.2	Validação de Mazars	52
6.2.1	<i>Carregamento Uniaxial</i>	52
6.2.2	<i>Carregamento Biaxial</i>	54
6.2.3	<i>Material Alkali Ativado</i>	56
6.2.3.1	<i>Resultados do Experimento A</i>	60
6.2.3.2	<i>Resultados do Experimento B</i>	60
6.3	Análise Termomecânica Da Base Eólica	61
7	CONCLUSÃO	73
7.1	Sugestões para trabalhos futuros	74
	REFERÊNCIAS	76
	APÊNDICES	83
	APÊNDICE A – Resultados dos Experimentos A e B	83
	APÊNDICE B – Elevação de Temperatura na Base Eólica	88
	APÊNDICE C – Código UMAT para o modelo de dano de Mazars	90

APÊNDICE D – Código HETVAL para o modelo de geração de calor . . . 97

1 INTRODUÇÃO

O aquecimento global e as mudanças climáticas são preocupações cada vez maiores na sociedade. Elas são causadas principalmente pelo aumento das emissões de gases de efeito estufa, como metano (CH_4) e dióxido de carbono (CO_2), e pela exploração excessiva de recursos naturais não renováveis. O concreto é amplamente utilizado na construção civil, mas sua produção consome muitos recursos e libera grandes quantidades de CO_2 . Além disso, a extração de materiais como areia de rio causa danos ambientais significativos. (MANJUNATH; NARASIMHAN, 2020)

Nesse contexto, a indústria da construção civil está cada vez mais focada na sustentabilidade, buscando reduzir o consumo de clínquer, principal componente do cimento Portland. Esse processo produtivo emite entre 0,6 e 1 tonelada de CO_2 por tonelada de cimento produzida, contribuindo significativamente para o aquecimento global (MONTEIRO *et al.*, 2017; ZHANG *et al.*, 2018; MIAN *et al.*, 2013). Atualmente, apesar de não ser o principal causador responsável pelo aquecimento global, principalmente pelo fato de não incorporar produtos da cadeia produtiva do petróleo, essa indústria é responsável por 8% a 9% das emissões de CO_2 e por 2% a 3% do consumo de energia. Estima-se um aumento de 50% na produção de cimento até 2050 (MONTEIRO *et al.*, 2017; MOHAMED, 2019). Mundialmente, são produzidas mais de 4 bilhões de toneladas de cimento anualmente, consumindo mais de 30 bilhões de toneladas de recursos naturais (NIDHEESH; KUMAR, 2019; JEXEMBAYEVA *et al.*, 2020). Em 2022, a produção brasileira de cimento atingiu 63,5 milhões de toneladas. (Sindicato Nacional da Indústria de Cimento, 2022)

Isso, por sua vez, levou à evolução de misturas de concreto álcali-ativados - *Alkali-Activated Concrete* (AAC) - e também é uma área de estudo importante para pesquisadores atualmente. Um dos principais motivadores para o desenvolvimento de materiais à base de AAC são suas credenciais ambientais. Durante todo o processo de produção do AAC, quando realizado em temperatura ambiente, há bem poucas etapas, como a produção dos ativadores, nas quais ocorre síntese e emissão de dióxido de carbono, podendo reduzir sua emissão comparativamente ao OPC em até 80% em algumas composições. (MANJUNATH; NARASIMHAN, 2020)

Dessa forma, o concreto álcali ativado surgiu como uma alternativa promissora, oferecendo o potencial de diminuir significativamente a pegada de CO_2 em comparação com o concreto Portland comum - *Ordinary Portland Cement* (OPC). Mas, para aproveitar as vantagens do AAC e facilitar sua aplicação comercial, é imperativo que a comunidade acadêmica compre-

enda as relações entre seus componentes, processos físico-químicos e propriedades mecânicas (TORRES *et al.*, 2023). Um fator relevante é a produção de materiais que satisfaçam os requisitos de desempenho mecânico e durabilidade. Esses fatores estão relacionados à composição química dos precursores e ativadores utilizados, ao tipo de agregado e ao processo de cura (PROVIS; DEVENTER, 2013; THOMAS; PEETHAMPARAN, 2017; LEE *et al.*, 2019; ALDAWSARI *et al.*, 2022).

Nesse aspecto, principalmente no que se refere a obras com grandes volumes de concreto, é de grande importância o estudo de modelos de análise termomecânica que possam simular as curvas de tensão-deformação do material de forma eficiente, pois o calor gerado e as deformações térmicas podem criar fissuras nas idades iniciais do material, comprometendo sua durabilidade. Além disso, não existe um consenso na literatura em relação aos modelos que melhor representam o comportamento constitutivo do AAC. No capítulo de Materiais Alkali Ativados do presente trabalho, são apresentadas diversas equações, compiladas pelo trabalho de Guo na Tabela 1, reunindo modelos empíricos de previsão do comportamento de tensão-deformação do material através de dados experimentais. Uma tabela similar é apresentada no trabalho de Rossi, com ainda mais equações, considerando AAC reforçados por fibras (GUO *et al.*, 2022; ROSSI *et al.*, 2023)

Uma forma de analisar o impacto da potencial fissuração do material é através de modelos de dano contínuo, como por exemplo o modelo de Mazars. Nele, o comportamento do concreto é considerado como uma combinação de elasticidade e de dano contínuo, sendo este definido através de uma variável de estado isotrópica que diminui a rigidez do material, com o aumento das deformações, e descreve o seu estado de microfissuração. (MAZARS; GRANGE, 2017).

Surge então uma lacuna, com a falta de estudos sobre a aplicabilidade do modelo de Mazars como um modelo único e de formulação simples para previsão da resposta mecânica do AAC, bem como sobre a determinação do efeito de geração de calor interno, principalmente no que se refere a estruturas com grandes volumes de concreto, sobre as deformações iniciais do material e sobre um possível estado de fissuração prévio à aplicação de cargas,

Nesse contexto, conforme será mostrado nos próximos capítulos, justifica-se um estudo da aplicação do modelo de dano de Mazars para a modelagem constitutiva do concreto álcali-ativado, abrindo possibilidade para normatização e uma aplicação em estruturas de concreto de forma mais difundida, verificando possivelmente uma possibilidade de utilização do material

local para estruturas de bases eólicas.

1.1 Objetivos

No presente trabalho, foi estudada a aplicabilidade do concreto álcali ativado para obras com grande volume de concreto, em especial na simulação termomecânica de bases de torre eólica, tomando por objetivo geral a previsão do comportamento tensão-deformação do AAC em comparação ao OPC por meio da aplicação de um modelo de Mazars de dano contínuo modificado sobre a configuração deformada do material após a geração de calor das idades iniciais. Para tanto foram estabelecidos os seguintes objetivos específicos:

1.1.1 Objetivos Específicos

Entre os objetivos específicos, pode-se citar:

- a) Implementar um modelo de geração de calor que permita simular as deformações térmicas em idades iniciais.
- b) Implementar e validar o modelo de dano contínuo de Mazars como forma de sub-rotina no software ABAQUS, verificando sua aplicabilidade a concretos álcali-ativados para a análise do material.
- c) Calibrar os conjuntos de parâmetros necessários baseando-se em dados da literatura.
- d) Realizar uma análise numérica de base eólica com geometrias e cargas reais, comparando a resposta termomecânica de ambos os materiais em termos de dano.

1.2 Estrutura do trabalho

No primeiro capítulo, apresentou-se o contexto geral em que a pesquisa está inserida, as motivações e relevância do trabalho. Além disso, são detalhados os objetivos da pesquisa, geral e específicos.

No segundo capítulo, apresentou-se os materiais álcali-ativados e seus componentes, mostrando um breve histórico da pesquisa nas últimas décadas. O principal enfoque são as características dos materiais álcali-ativados, mecanismos químicos e principais propriedades térmicas e mecânicas apresentadas em pesquisas recentes.

No terceiro capítulo, são explicados os mecanismos de geração de calor trabalhados

no estudo de materiais cimentícios em idades iniciais e os modelos usados para simular a elevação da temperatura ao longo do tempo.

No quarto capítulo, descreveu-se o modelo de dano contínuo de Mazars, mostrando o desenvolvimento da sua base teórica, e principais aspectos considerados em implementações para análises em elementos finitos com evolução do estado de microfissuração do material.

No quinto capítulo, é apresentada a metodologia do trabalho, com um estudo das subrotinas criadas para o software ABAQUS, implementando os modelos de geração de calor e de dano contínuo. Além disso, tais modelos foram calibrados de acordo com parâmetros retirados sobre os valores experimentais da literatura e aplicados em um modelo tridimensional de base eólica.

No sexto capítulo, validou-se o funcionamento das sub-rotinas para o AAC e para o OPC verificando localização e intensidade do campo de temperaturas bem como um possível dano sobre o material antes e depois da aplicação das cargas da torre eólica.

Por fim, o sétimo capítulo expõe a conclusão geral e as recomendações de potenciais estudos para dar continuidade ao presente trabalho.

2 MATERIAIS ÁLCALI-ATIVADOS

Os aglomerantes álcali ativados são obtidos pela mistura de dois componentes, que são um ativador alcalino (por exemplo, hidróxido de sódio e silicato de sódio) e um precursor (por exemplo, cinzas volantes, escória, sílica ativa), sendo o segundo uma fonte de aluminossilicatos, geralmente amorfos. Eles atuam como uma potencial substituição para o cimento Portland como aglomerante em concretos, além de apresentarem a capacidade de direcionar coprodutos industriais por meio de seu uso como precursor.

Vários materiais são utilizados como fonte de aluminossilicatos em precursores de ligantes ativados por álcalis, sendo mais consolidados nos estudos envolvendo Cinzas Volantes - *Fly Ash* (FA), Escória de Alto-Forno Granulada - *Ground Granulated Blast Furnace Slag* (GGBFS) - e Metacaulim - *Metakaolin* (MK). Por volta de 2010, também se observou um crescimento nas pesquisas utilizando materiais residuais de diversos processos industriais, como a cinza pesada e escórias siderúrgicas (ANTUNES BOCA SANTA *et al.*, 2013; NAGEM, 2013; LONGHI, 2015; PACHECO, 2017). As escórias siderúrgicas por sua vez podem ser categorizadas pelo processo de geração (escória de forno a oxigênio básico - *Basic Oxygen Furnace Slag* (BOFS) -, escória de forno elétrico a arco - *Electric Arc Furnace Slag* (EAFS) -, escória de refino de panela - *Limestone Furnace Slag* (LFS)) ou pelo tipo de aço produzido (escória de aço carbono ou escória de aço inoxidável).

Além do consumo de energia e emissões de CO₂, a indústria do aço também é responsável por gerar grandes quantidades de resíduos sólidos, principalmente na forma de escória de aço, com produção mundial superior a 1600 milhões de toneladas anualmente. Países como Japão, Alemanha e França alcançam altas taxas de reutilização de escória, enquanto outros lutam com sua gestão. A China, grande produtora de aço, gera grandes quantidades de escória sem vias de reutilização definidas.

No cenário local, o *Complexo Industrial e Portuário do Pecém* (CIPP), no Ceará, destaca-se pela produção de aço e pela geração significativa de escória. Estima-se que mais de 1000 toneladas de escória de aciaria são produzidas anualmente. Apenas uma parte das cinzas volantes é aproveitada pela indústria cimenteira local, enquanto o restante é armazenado, podendo causar impactos ambientais negativos ao longo do tempo. Pesquisas recentes têm estudado a aplicabilidade da escória BOF em conjunto com as cinzas volantes para o desenvolvimento de composições de binders álcali-ativados. (COSTA, 2022; ARAÚJO, 2023)

Para além das vantagens ecológicas de se utilizar composições mistas de cinzas

volantes e escórias de aciaria, várias propriedades térmicas e mecânicas do material mostram atingir níveis satisfatórios a serem apresentados nas próximas seções.

Na literatura, esse tipo de material recebe diversas nomenclaturas, que incluem: cerâmica alcalina, geocimento, geopolímero, hidrocerâmica, polímero inorgânico, vidro de polímero inorgânico, polímero mineral, cimento alcalino e uma variedade de outros nomes, incluindo várias marcas comerciais, o que dificulta a compreensão e a pesquisa sobre o assunto (COSTA, 2022; ARAÚJO, 2023). Apesar dessa variedade de terminologia, todos descrevem materiais sintetizados utilizando a mesma tecnologia: ativação alcalina (DUXSON *et al.*, 2006). Para o presente estudo, foi adotado o termo "álcali ativado" em vez de "geopolímero", quando necessário, para definir as diferentes composições trabalhadas pelos autores, tendo em vista uma definição mais generalista, que incorpora todos os produtos produzidos num processo de ativação alcalina.

2.1 Histórico

O desenvolvimento do concreto álcali ativado teve início em 1908, quando Kühl demonstrou a estabilização da escória de alto-forno em pó utilizando soda cáustica, com referência ao comportamento de endurecimento de misturas de pó de escória moída e solução de potassa cáustica. Neste mesmo ano, as primeiras patentes para concretos álcali ativados foram registradas (KÜHL, 1908). Posteriormente em 1940, Purdon realizou o primeiro estudo laboratorial extensivo sobre cimento sem clínquer, constituído por escória e soda cáustica produzida com base e um sal alcalino (PURDON, 1940).

No final dos anos 50, Glukhovsky foi o pioneiro a descobrir a possibilidade de produzir aglomerantes usando aluminossilicatos livres de cálcio (argilas) e soluções de um metal alcalino, descrevendo esses aglomerantes como "cimentos de solo" e os concretos correspondentes como "silicatos de solo". Este material foi utilizado em Mariupol, Ucrânia, na década de 1960, para construir dois prédios residenciais de nove andares. Mais de 50 anos depois, esses edifícios ainda estão de pé (GLUKHOVSKY, 1959; ALMUTAIRI *et al.*, 2021).

Em 1979, Davidovits produziu aglomerantes sintetizado pela reação de um pó aluminossilicato com uma solução alcalina, chamando-os de "geopolímeros" devido à sua estrutura polimérica (hidróxido de sódio e silicato de sódio) (MANJUNATH; NARASIMHAN, 2020). Desde então, os pesquisadores têm conduzido estudos extensivos sobre o desempenho de resistência e durabilidade do concreto AAC.

O primeiro prédio residencial feito de concreto álcali ativado sem qualquer cimento Portland foi construído em 1989 em Lieptsk, na Federação Russa, e possui 20 andares, apresentado na Figura 1. (ALMUTAIRI *et al.*, 2021)

Figura 1 – O primeiro edifício residencial feito de concreto álcali ativado em 1989 em Lieptsk.



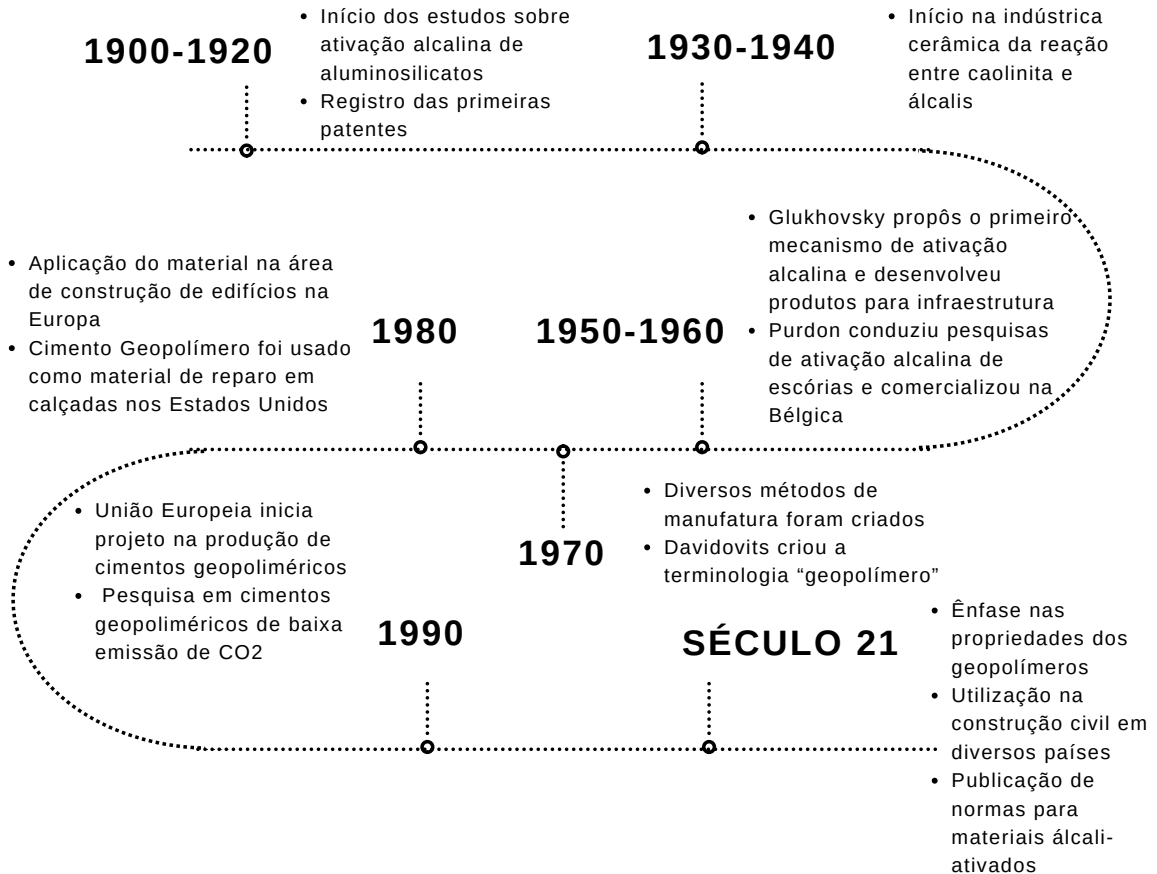
Fonte: (ALMUTAIRI *et al.*, 2021)

Para mais informações, a evolução histórica dos aglomerantes álcali ativados é resumida brevemente por Roy em 1999, desde o uso de escória como cimento por Feret em 1939 até o desenvolvimento do cimento alcalino por Krivenko em 1994. (MANJUNATH; NARASIMHAN, 2020) No Brasil, as pesquisas sobre o tema tiveram início logo em seguida, na metade dos anos 1990, com a utilização da escória de alto forno (JOHN, 1995; BARBOSA, 1999).

Nas últimas duas décadas, sua aplicação comercial em pavimentos rígidos, partes estruturais de edifícios, concretos moldados in loco ou pré-moldados, entre outras aplicações, já começou em países europeus como Holanda, República Tcheca e Inglaterra, e está se tornando cada vez mais relevante, especialmente com o uso combinado de precursores como escória

de alto-forno e cinzas volantes. Um exemplo notável é a pista do Aeroporto de Brisbane West Wellcamp e a construção de pavimentos com concreto álcali ativado, ambos na Austrália (ARAÚJO, 2023). A figura 2 resume o histórico das pesquisas nas últimas décadas.

Figura 2 – Histórico do desenvolvimento de materiais álcali-ativados



Fonte: Adaptado de Araújo (2023)

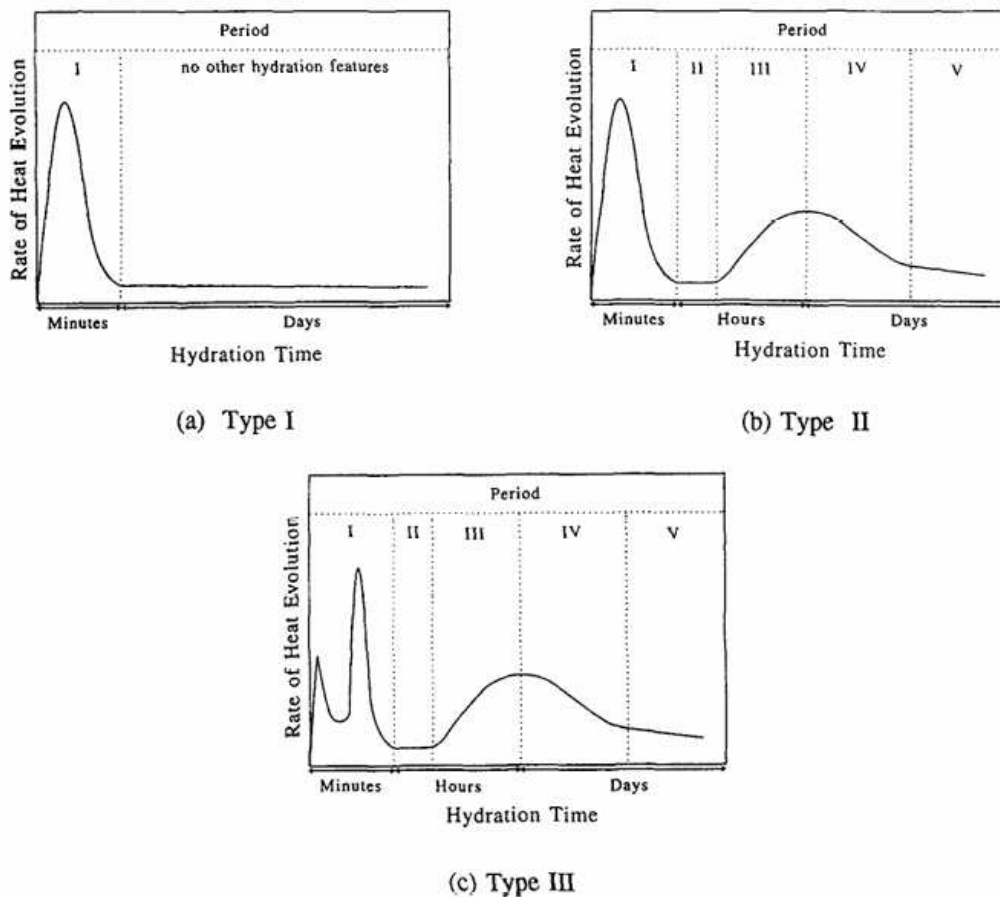
2.2 Propriedades térmicas do AAC

No que se refere às propriedades térmicas, as misturas de concreto álcali-ativado à base de FA geralmente requerem cura térmica ou a vapor, a uma temperatura entre 60°C e 70°C, por cerca de 24 horas. A cura térmica em forno elétrico é o tipo mais comumente utilizado para o AAC à base de FA, uma vez que não é possível alcançar as resistências mínimas requeridas quando curado à temperatura ambiente. No entanto, os arranjos de cura térmica tornam-se impraticáveis para uso em condições de canteiro de obras, exceto para sua possível aplicação em elementos pré-moldados. Vários estudos de pesquisa foram realizados até o momento para eliminar completamente a cura térmica em sistemas à base de FA, utilizando adicionalmente

OPC ou escórias no sistema de ligantes, onde os espécimes alcançam as propriedades mecânicas requeridas quando curados à temperatura ambiente. (MANJUNATH; NARASIMHAN, 2020) Tanto o tempo de pega inicial quanto final das composições álcali ativadas à base de FA podem ser consideravelmente reduzidos com o aumento da adição de escórias. A adição de escória de até 25% pode reduzir o tempo de pega inicial de 300 minutos para tão baixo quanto 45 minutos.

Baseado nas características de geração de calor de cimentos álcali-ativados por diferentes ativadores, apresentadas no trabalho de Shi, o processo de cura de materiais álcali-ativados pode ser classificado em três tipos, baseados no formato das curvas de geração de calor (SHI; DAY, 1995), conforme apresentado na Figura 3 a seguir.

Figura 3 – Tipos de comportamento de geração de calor do concreto álcali-ativado.



Fonte: Adaptado de Shi (1995)

Picos secundários podem ocorrer por conta da presença de materiais mais finos e inertes como cinzas volantes ou dependendo do tipo e concentração de ativador utilizado. O comportamento de tipo 1 seria o mais próximo dos modelos de geração de calor comumente aplicados ao concreto convencional.

Avaliando o potencial do AAC para aplicações resistentes ao fogo, a expansão

térmica é a sua característica mais interessante. Esforços internos e externos são produzidos por expansão ou encurtamento durante o aquecimento, o que pode danificar a estrutura interna do material (HASSAN *et al.*, 2022; KAMSEU *et al.*, 2010; LEMOUGNA *et al.*, 2016). O AAC apresenta menor condutividade térmica e maior retenção de resistência a elevadas temperaturas que o concreto convencional (ROMERO *et al.*, 2020; TAO; PAN, 2019), sendo então conveniente no que se refere a normas de incêndio. Mais a frente, no capítulo de Análise dos Resultados, Tabelas 3 e 10, são apresentadas comparativamente os valores de tais propriedades na literatura.

2.3 Propriedades mecânicas do AAC

Já no que se refere a propriedades mecânicas, estudos realizados por Bondar investigaram essas misturas para fornecer uma revisão abrangente do efeito das variáveis de dosagem na fluidez, resistência e transporte de cloreto. Concluiu-se que o AAC pode ser projetado para diferentes níveis de trabalhabilidade, bem como para diferentes classes de resistência do concreto. (BONDAR *et al.*, 2018)

Wilkinson conseguiu atingir com o AAC um valor de *slump test* de 193 mm, o que, de acordo com a norma NBR 8953:2015 (ABNT, 2015), permite a sua utilização para elementos estruturais com lançamento bombeado de concreto (WILKINSON *et al.*, 2016). Dave, Sahu e Misra observaram também uma relação de acréscimo da trabalhabilidade com adição de cinzas volantes - FA -, enquanto que um decréscimo com adição de sílica ativa - *Silica Fume* (SF). (DAVE *et al.*, 2020)

A resistência do concreto consegue atingir a mesma faixa de valores trabalhados no OPC, sendo reportado concretos com resistência à compressão de 1 dia de 60 MPa e superando em 1 ano, 100 MPa (DING *et al.*, 2016). Mas as relações de tensão-deformação não são consenso na literatura, tendo em vista que os pesquisadores, cada um com suas composições próprias de AAC, sugeriram diferentes equações, algumas delas apresentadas na Tabela 1 (GUO *et al.*, 2022). Existem ainda mais relações definidas na literatura se levar em consideração o comportamento de AAC reforçado por fibras, conforme demonstra Rossi. (ROSSI *et al.*, 2023)

Dawczyński mencionou que o concreto álcali-ativado pode ser um bom substituto até mesmo em situações onde reforços metálicos são usados. Os AAC satisfazem requerimentos do concreto com relação a ambientes agressivos como solos sulfurosos, bem como apresentam a durabilidade necessária para diversas aplicações de reparo e manutenção. Possuem também alta resistência a cloretos, podendo ser utilizados em piers, pontes ou estruturas submersas, sob

Tabela 1 – Algumas relações de tensão-deformação para AAC

Autor	Relação de tensão-deformação
Zhang et al.	$\frac{\sigma}{f_c} = \begin{cases} a(\varepsilon/\varepsilon_{cu}) + (1-a)(\varepsilon/\varepsilon_{cu})^2 & (\varepsilon \leq \varepsilon_{cu}) \\ \frac{\varepsilon/\varepsilon_{cu}}{b(\varepsilon/\varepsilon_{cu})^2 + (\varepsilon/\varepsilon_{cu})} & (\varepsilon > \varepsilon_{cu}) \end{cases}$
Wang et al.	$\frac{\sigma}{f_c} = \begin{cases} \alpha \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{cu}} \right) + (5-4\alpha) \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{cu}} \right)^4 + (3\alpha-4) \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{cu}} \right)^5 & (\varepsilon \leq \varepsilon_{cu}) \\ \frac{\varepsilon/\varepsilon_{cu}}{\beta(\varepsilon/\varepsilon_{cu}-1) + (\varepsilon/\varepsilon_{cu})} & (\varepsilon > \varepsilon_{cu}) \end{cases}$
Cong et al.	$\frac{\sigma}{f_c} = \frac{m(\varepsilon/\varepsilon_{cu})}{m-1 + (\varepsilon/\varepsilon_{cu})^\beta}, \quad m = E_c/19.5 + 2.0$ $\beta = 10(k/f_c) + 5, \quad k = 0.2V_{WQS} - 8.4, \quad 0 \leq V_{WQS} \leq 1$
Wang et al.;	
Zhao	$\frac{\sigma}{f_c} = \begin{cases} m \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{cu}} \right) + (3-2m) \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{cu}} \right)^2 + (m-2) \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{cu}} \right)^3 & (\varepsilon \leq \varepsilon_{cu}) \\ \frac{\varepsilon/\varepsilon_{cu}}{n(\varepsilon/\varepsilon_{cu}-1)^2 + (\varepsilon/\varepsilon_{cu})} & (\varepsilon > \varepsilon_{cu}) \end{cases}$
Chitrala et al.	$\sigma = \frac{\varepsilon + a}{b_0 + b_1(\varepsilon + a) + b_2(\varepsilon + a)^2}$
Noushini et al.	$\frac{\sigma}{f_c} = \frac{n(\varepsilon/\varepsilon_{cu})}{n-1 + (\varepsilon/\varepsilon_{cu})^n}$ $n = n_1 = [1.02 - 1.17(E_{sec}/E_c)]^{-0.45} \quad \varepsilon \leq \varepsilon_{cu}$ $n = n_2 = n_1 + (\varpi + 28\zeta) \quad \varepsilon \geq \varepsilon_{cu}$ $\varpi = C(12.4 - 0.015f'_c)^{-0.5}, \quad \zeta = 0.83e^{(-911/f_c)}$

Fonte: (GUO *et al.*, 2022)

Figura 4 – Utilização em estruturas marinhas.



Fonte: (ALMUTAIRI *et al.*, 2021)

ataque constante de água salobra, conforme a Figura 4 (DAWCZYŃSKI *et al.*, 2017).

3 ANÁLISE TÉRMICA DO CONCRETO

O concreto sofre reações químicas exotérmicas dependentes da temperatura durante a cura, resultando em variações significativas de temperatura, especialmente em estágios iniciais. O calor de hidratação liberado nessas reações é retido no interior do concreto devido à sua baixa condutividade térmica, resultando em diferenças significativas de temperatura entre o interior e o exterior das estruturas de concreto em massa.

Hoje em dia, o uso de torres eólicas com turbinas horizontais de grandes dimensões resulta em grandes forças de arrasto, demandando fundações específicas, geralmente de concreto armado. Como esses elementos estruturais são moldados em concretagens contínuas, eles liberam grandes quantidades de calor devido à hidratação do cimento. As condições de contorno às quais o concreto é submetido, juntamente com as temperaturas diferenciais que geralmente surgem dentro do elemento estrutural, podem levar a tensões térmicas em idade precoce capazes de induzir fissuras prematuras, ou pelo menos criar um estado de tensão de fissuração iminente. Mais comumente, as fissuras térmicas em idade precoce apresentam problemas de durabilidade relacionados à maior suscetibilidade do concreto a fenômenos de degradação (como corrosão ou carbonatação), em vez de causar preocupações estruturais. (AZENHA; FARIA, 2008)

Embora seja uma questão não negligenciável, a fissuração em idade precoce geralmente não é abordada com precisão nas etapas de projeto, pois é necessária uma análise termomecânica não padrão para calcular primeiro o campo térmico estrutural induzido pelo calor liberado durante a hidratação do cimento, que é usado posteriormente como entrada para avaliação dos campos de deformação e tensão. Estimar com precisão o perfil de temperatura é essencial para prevenir fissuras térmicas e prolongar a vida útil das estruturas de concreto. Vários estudos têm investigado métodos de modelagem térmica usando elementos finitos, incluindo análises com programas como ANSYS, ADINA, DIANA e ABAQUS. (MARDMOMEN; CHEN, 2023)

De uma forma geral, a equação que governa a transferência de calor dentro de um sólido 3D para materiais homogêneos e isotrópicos é dada matematicamente pela seguinte Equação 3.1 baseada na lei de Fourier:

$$\kappa \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) + q = \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} \quad (3.1)$$

Onde T, t, κ , ρ , C_p e q são temperatura, tempo, condutividade térmica, densidade,

calor específico, e fluxo de calor respectivamente.

A transferência de calor no concreto começa com a energia térmica liberada durante o processo de hidratação do cimento. A taxa de calor de hidratação depende da mistura de concreto e sua história de temperatura. A função do grau de hidratação é usada para caracterizar matematicamente a geração de calor não uniforme. A temperatura aumenta devido à reação química, influenciada pelas propriedades químicas dos materiais cimentícios, design da mistura, temperatura inicial, energia de ativação e tipo de agregado. A taxa de geração de calor do concreto pode ser, então, programada como função da temperatura e do tempo, conforme a lei de Arrhenius das reações químicas. Inicialmente a taxa de reação química pode ser representada como na Equação 3.2:

$$K(t) = A \cdot \exp\left(\frac{-E_a}{R \cdot T}\right) \quad (3.2)$$

Onde A é uma constante de proporcionalidade, E_a é a energia de ativação aparente (em J/mol), R é a constante universal dos gases (8,314 J/mol/K), e T é a temperatura absoluta (em Kelvin).

Um conceito importante ao realizar análises termomecânicas de concreto em idades precoces é o grau de hidratação α , que fornece informações sobre o grau de conclusão das reações químicas. Para fins numéricos, ele varia de 0 a 1, embora seja sabido que a hidratação completa nunca seja alcançada. Portanto, um valor de 1 não significa que a hidratação completa foi alcançada; significa antes que a hidratação máxima possível para uma determinada mistura foi alcançada. Fissuras térmicas levam a uma alta possibilidade de desenvolver fissuras que penetram no elemento estrutural, bem como microfissuras na superfície que podem afetar o desempenho, a utilização e a durabilidade das estruturas de concreto. Além das fissuras térmicas, o calor de hidratação também está relacionado no OPC à formação retardada de etringita - *Delayed Ettringite Formation* (DEF) -, que é principalmente causada pelo tratamento térmico ou reações exotérmicas naturais da hidratação do cimento e pode ocorrer quando a temperatura excede o limite estabelecido. Essa patologia pode fazer o concreto expandir cerca de 2% e levar a danos graves, como fissuras. Portanto, à medida que infraestruturas de concreto maiores e mais altas se tornam cada vez mais comuns, as fissuras causadas pelo calor de hidratação no concreto em massa se tornam um problema cada vez mais sério. (HUANG *et al.*, 2018)

A geração total de calor, variando com o tempo, $H(t)$, pode ser calculada como uma função do grau de hidratação, $\alpha(t)$, como mostrado na Equação 3.3 a seguir:

$$H(t_e) = H_u W_{cem} \alpha(t_e) \longrightarrow \alpha(t_e) = \alpha_u \cdot \exp\left(-\frac{\tau}{t_e}\right)^\beta \quad (3.3)$$

Pela lei de Arrhenius, pode-se adotar um conceito de tempo equivalente, referente à maturidade do concreto no início do processo de cura, adotado nesse trabalho conforme a seguinte Equação 3.4:

$$t_e = \int_0^t \exp\left[\frac{E_a}{R} \left(\frac{1}{T_r} - \frac{1}{T_c(t)}\right)\right] dt \quad (3.4)$$

Nas equações, $T_c(t)$ é a temperatura medida (em Kelvin), T_r é uma temperatura de referência, W_{cem} é a taxa de materiais cimentícios (em kg/m³). H_u e α_u representam calor total gerado acumulado (em J/kg) e grau de hidratação último atingido, respectivamente.

A taxa de geração de calor $q(t)$ pode ser dada então como uma derivada de $H(t_e)$ no tempo. Usando a regra da cadeia para manter a consistência entre variáveis, tem-se a Equação 3.5:

$$q(t) = \frac{dH(t_e)}{dt_e} \cdot \frac{dt_e}{dt} \longrightarrow H(t_e) \left[\frac{\tau}{t_e}\right]^\beta \frac{\beta}{t_e} \exp\left[\frac{E_a}{R} \left(\frac{1}{T_r} - \frac{1}{T_c(t)}\right)\right] \quad (3.5)$$

Na implementação em elementos finitos, a computação das temperaturas e do grau de hidratação do material geralmente se dá com a estratégia usual de interpolação das temperaturas nodais $T = NT^e$, onde N denota a matriz de interpolação e T^e designa as temperaturas nodais. A forma fraca para as equações térmicas para um elemento finito de volume Ω se torna a Equação 3.6:

$$\int_{\Omega} N^T C \dot{T} d\Omega + \int_{\Omega} \nabla N^T k_T \nabla T d\Omega = \int_{\Omega} N^T \dot{Q} d\Omega - \int_{\Omega} N^T q d\Gamma_q \quad (3.6)$$

Escrevendo essa equação para o tempo t_{n+1} e assumindo um esquema de integração de Euler implícita na forma $\dot{T}_{n+1} = (T_{n+1} - T_n)/\Delta t$, com Δt sendo o intervalo de tempo entre dois instantes consecutivos, é possível chegar no campo térmico da Equação 3.7, mais adequado para implementação computacional (AZENHA; FARIA, 2008; CERVERA *et al.*, 2002):

$$\frac{1}{\Delta t} C^e (T_{n+1}^e - T_n^e) + K^e T_{n+1}^e = F_T^e + F_Q^e \quad (3.7)$$

Nessa equação, as matrizes C, H e os vetores F_T e F_Q são calculados conforme mostrado a seguir, em 3.8, 3.9, 3.10 e 3.11:

$$C^e = \int_{\Omega} N^T C N d\Omega \quad (3.8)$$

$$K^e = \int_{\Omega} \nabla N^T k_T \nabla N d\Omega + \int_{\Omega} N^T h N d\Gamma_q \quad (3.9)$$

$$F_T^e = \int_{\Omega} N^T h_{eq} T_A d\Gamma_q \quad (3.10)$$

$$F_Q^e = \int_{\Omega} N^T \dot{Q}_{n+1} d\Omega \quad (3.11)$$

Onde C^e é a matriz de capacidade térmica, K^e é a matrix de condutividade, F_T e F_Q são os vetores de carregamento de calor, Γ é a superfície limite com fluxo de calor de convecção-radiação.

Como se pode notar, para computar as temperaturas, um problema não-linear deve ser resolvido para a Equação 3.7 e é adotado um processo incremental-iterativo do método de Newton-Raphson conforme detalhado por Cervera. (CERVERA *et al.*, 2002)

4 MODELO DE DANO CONTÍNUO DE MAZARS

A determinação da capacidade última do concreto é essencial para a definição de margens de segurança apropriadas das normas técnicas. Mudanças nas regulações combinadas com o objetivo de construir estruturas sustentáveis levaram engenheiros a estudar métodos simples e eficientes de modelagem (MAZARS *et al.*, 2014b).

Entretanto, modelar o concreto para aplicações gerais ainda é uma tarefa difícil. Numerosos modelos foram propostos a fim de simular o comportamento mecânico do material, mas ainda não há consenso sobre o que seria a melhor estratégia a ser adotada. Antes de fissurar, o concreto é modelado tipicamente como um domínio contínuo isotrópico. Essa hipótese geralmente leva a bons resultados, mesmo que o concreto seja uma mistura consideravelmente heterogênea. Após a fissuração, duas abordagens são comumente utilizadas para simular a resposta aos fenômenos de fratura (BAŽANT *et al.*, 1993; CARPINTERI, 1986; JIRÁSEK, 1998). Uma abordagem de fratura discreta simula o desenvolvimento da fissura enquanto descontinuidade física introduzida na interface dos elementos, na qual a amplitude e a propagação das fissuras são controladas por um dado critério de escoamento (CIRAK *et al.*, 2005; BORST *et al.*, 2004; ARRUDA *et al.*, 2022). Alternativamente, a abordagem contínua trata os materiais como domínios contínuos e define a fratura como um processo de acumulação de dano distribuído numa zona finita do domínio contínuo enquanto descontinuidades físicas não são explicitamente impostas (IBIJOLA, 2002; KRAJCINOVIC, 1996; LEGENDRE; MAZARS, 1984). Essa última abordagem é utilizada neste trabalho, além de ser a mais comum em softwares de elementos finitos.

Embora o conceito de mecânica do dano tenha sido introduzida por Kachanov (KACHANOV, 1958), a aplicação do termo "dano" só foi citada posteriormente em 1977 de acordo com Krajcinovic (KRAJCINOVIC, 1996). A mecânica de dano é uma formulação atrativa já que trata a fissuração de maneira relativamente simples, simulando as microfissuras pela degradação da rigidez do material. A principal diferença para modelos de plasticidade do concreto é que não se incluem deformações permanentes na sua formulação original. As funções de carregamento que governam a expansão ou contração do dano dependem principalmente das tensões, deformações e variáveis de estado internas. O conceito de tensões efetivas é introduzida por Rabotnov (RABOTNOV, 1969) e a interpretação física da variável de dano é então desenvolvida, afetando a rigidez elástica inicial do material com um fator de proporcionalidade. O conceito principal de modelos de dano isotrópicos é incorporar uma degradação uniforme das propriedades de

rigidez em todas as direções ao atribuir uma relação tensão-deformação em termos de um valor escalar de dano. Outra abordagem para se definir a base teórica de um novo modelo de dano é a de utilizar as leis da termodinâmica, conforme pesquisas divulgadas nos trabalhos de Lemaitre (LEMAITRE; CHABOCHE, 1994; LEMAITRE, 1996; LEMAITRE; DESMORAT, 2006).

Um dos primeiros modelos criados nesse contexto e especificamente direcionado para o concreto OPC foi o modelo de dano de Mazars (MAZARS, 1986). Eficiente, ainda que limitado para carregamentos clássicos monotônicos, ele tem sido aplicado na última década sob a forma do chamado "*μ – model*" (de Mazars Unilateral), desenvolvido como parte da termodinâmica dos processos irreversíveis (LEMAITRE; CHABOCHE, 1994) e tem se mostrado capaz de descrever uma ampla gama de comportamentos não-lineares (monotônicos, cíclicos, dinâmicos, etc.).

No modelo, a energia específica de Helmholtz, Ψ , é dada pela Equação 4.1 a seguir. A variável de estado interna é o parâmetro de dano d , e a variável de estado primária é o tensor de deformação, ε . A taxa de perda de energia elástica e o tensor de tensão, Υ e σ , são associados às variáveis definidas pela Equação 4.2. Devido a $\det(E_0) \geq 0$, a variável associada Υ é sempre positiva garantindo, dessa forma, que a segunda lei da termodinâmica seja respeitada, como descreve a Equação 4.3 enquanto a condição de Kuhn-Tucker seja satisfeita. Para satisfazer todas as condições no modelo de Mazars, é necessário que o incremento de dano seja sempre positivo ou nulo (variáveis de estado de dano nunca diminuam), como indica a Equação 4.4.

$$\Psi(\varepsilon, d) = \frac{1}{2}(1-d)\varepsilon_{ij}C_{ijkl}^0\varepsilon_{kl} \quad (4.1)$$

$$\sigma_{ij} = \frac{\partial \Psi}{\partial \varepsilon} = (1-d)C_{ijkl}^0\varepsilon_{kl} \quad (4.2)$$

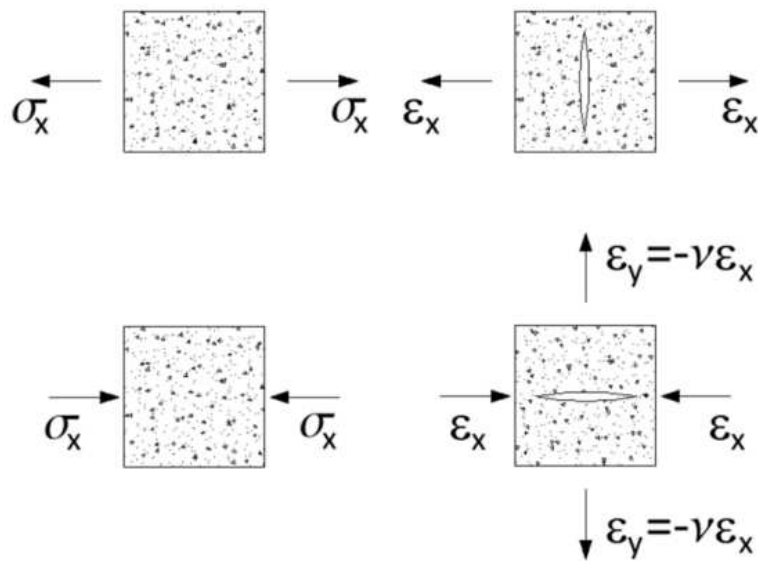
$$\Upsilon = -\frac{\partial \Psi}{\partial d} = \frac{1}{2}\varepsilon_{ij}C_{ijkl}^0\varepsilon_{kl} \quad (4.3)$$

$$-\frac{\partial \Psi}{\partial d}\delta d \geq 0, \quad \delta d \geq 0 \quad (4.4)$$

Como se pode observar, as deformações positivas principais, ε_i , governam a evolução de dano para ambos as solicitações de compressão e tração conforme a Figura 5 a seguir. Para

tanto, o concreto é considerado frágil para esforços de tração, enquanto menos frágil sob carregamento de compressão. Ao contrário do que se espera durante uma carga de tração uniaxial, que provoca uma fissuração única que se propaga, a compressão se torna um fenômeno mais complexo pois gera fissuras heterogêneas correlacionadas aos agregados incorporados na mistura do concreto, produzindo fissuras por deformações de tração transversais que se desenvolvem até o momento de ruptura total.

Figura 5 – Tensões e Deformações Principais.



Fonte: (ARRUDA *et al.*, 2022)

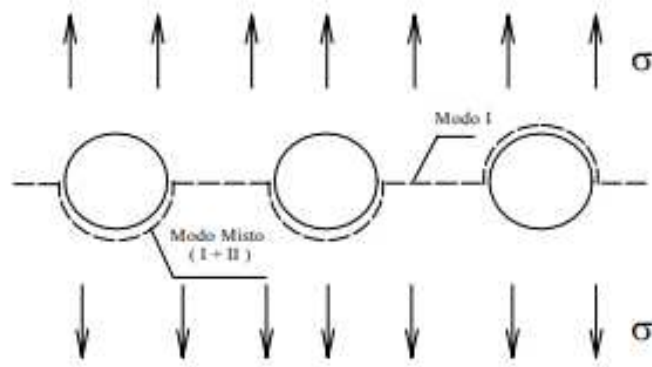
Um modo puro 1 (extensão) para a fissuração é considerado no sentido de descrever o comportamento tanto para tração como compressão. Essa situação pode servir para carregamentos multiaxiais e sob tensões confinantes baixas e moderadas que permitem a extensão em pelo menos uma direção. A situação de extensão e consequente fissura está apresentada na Figura 6.

Quando o material está altamente confinado, a pressão hidrostática atua compactando a matriz cimentícia, fechando seus poros, e o cisalhamento favorece um segundo modo, conforme a Figura 7. Vale salientar que, em ambos os casos, a interface entre material cimentício e agregados favorece o surgimento de modos mistos de fissuração.

Considerando tais situações, foi demonstrado que dois modos de dano devem ser considerados:

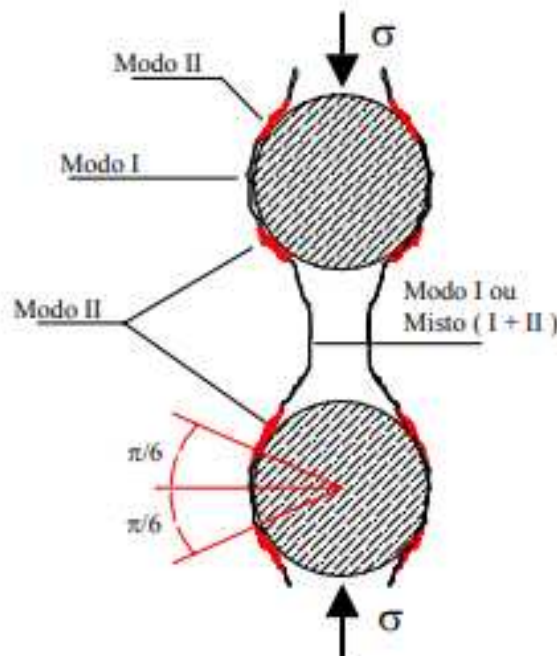
- o domínio de extensão liberada - *Extension Allowed* (EA) : situações uniaxiais, biaxiais ou triaxiais, que permitem a extensão $\epsilon_i > 0$ em pelo menos uma direção e, de forma

Figura 6 – Modo 1 na extensão.



Fonte: (MAZARS, 1986)

Figura 7 – Modo 2 no cisalhamento.



Fonte: (MAZARS, 1986)

similar, a fissura local (modo 1 de fissuração);

- o domínio de extensão restringida - *No Extension Allowed* (NEA) : uma situação triaxial de alto confinamento gerando ambos colapso da matriz cimentícia, como resultado da parte esférica do tensor de tensões, e fissuração por cisalhamento (modo 2 de fissuração) devido a parte desviatória.

Nesse contexto, o modelo de Mazars denota a influência da microfissuração causada pelas cargas externas com uma variável escalar única "d" de dano efetivo, variando de 0, para o material ileso, a 1, para o material danificado. A relação de tensão-deformação se apresenta, então, conforme a Equação 4.5:

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1 + \nu}{E_0(1 - d)} \sigma_{ij} - \frac{\nu}{E_0(1 - d)} [\sigma_{kk} \delta_{ij}] \quad (4.5)$$

Numa estrutura fissurada, d deve ser capaz de descrever efeitos de abertura e fechamento de fissuras (ou seja, efeitos unilaterais).

Essa variável é isotrópica e distingue os comportamentos para a compressão e para a tração. Tal distinção é feita se utilizando de um conceito introduzido de deformações equivalentes baseadas em invariantes de deformação, conforme as Equações 4.6 e 4.7 a seguir:

$$\varepsilon_t = \frac{I_\varepsilon}{2(1 - 2\nu)} + \frac{\sqrt{J_\varepsilon}}{2(1 + \nu)} \quad (4.6)$$

$$\varepsilon_c = \frac{I_\varepsilon}{5(1 - 2\nu)} + \frac{6\sqrt{J_\varepsilon}}{5(1 + \nu)} \quad (4.7)$$

Nas Equações, tem-se $I_\varepsilon = \varepsilon_1 + \varepsilon_2 + \varepsilon_3$ (Primeiro Invariante do tensor de deformação) e $J_\varepsilon = 0.5[(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2]$ (diretamente ligado ao Segundo Invariante da parte desviatória do tensor de deformação)

O dano efetivo é associado a variáveis termodinâmicas Υ_t e Υ_c referentes às deformações máximas obtidas após a deformação inicial de dano, valor em que o material deixa o regime puramente elástico e sua rigidez passa a diminuir, conforme as Equações 4.8, 4.9 e 4.10 abaixo.

$$\Upsilon = r\Upsilon_t + (1 - r)\Upsilon_c \quad (4.8)$$

$$\Upsilon_0 = r\varepsilon_{0t} + (1 - r)\varepsilon_{0c} \quad (4.9)$$

$$r = \frac{\sum(\bar{\sigma}_i)_+}{\sum|\bar{\sigma}_i|} \quad (4.10)$$

r é o fator de triaxialidade, que evolui no espaço de 0, para a zona de tensão de compressão, para 1, para a zona de tensão de tração; $\bar{\sigma}$ é a tensão efetiva, dada por $\bar{\sigma} = \sigma/(1 - d) = E : \varepsilon$. Dessa forma, r é independente do dano e pode ser determinado em cada passo do cálculo sem iteração, o que torna o modelo explícito.

Com isso, a lei de evolução de dano de Mazars pode ser introduzida com a seguinte Equação 4.11.

$$d = 1 - \frac{(1-A)\Upsilon_0}{\Upsilon} - A \exp(-B(\Upsilon - \Upsilon_0)) \quad (4.11)$$

Υ define o valor máximo obtido durante o carregamento de tal forma que, para compressão e para tração, se definem $\Upsilon_c = \text{Sup}[\varepsilon_{0c}, \max \varepsilon_c]$ e $\Upsilon_t = \text{Sup}[\varepsilon_{0t}, \max \varepsilon_t]$, com ε_{0c} e ε_{0t} sendo os valores iniciais de deformação para se iniciar o dano.

De maneira simplificada, a equação para o caso apenas de compressão se torna a 4.12:

$$d_c = 1 - \frac{(1-A_c)\Upsilon_{0c}}{\Upsilon_c} - A_c \exp(-B_c(\Upsilon_c - \Upsilon_{0c})) \quad (4.12)$$

Υ_0 é o valor inicial para Υ assim que se inicia o processo de dano. As variáveis A e B determinam o formato das leis de evolução de dano efetivo e das leis de comportamento subsequentes. $[A, B]$ evoluem de $[A_t, B_t]$ para as curvas de fissuração enquanto $[A_c, B_c]$ para as curvas de esmagamento. A_t, B_t, A_c, B_c são todos parâmetros materiais identificados diretamente de experimentos uniaxiais (testes de tração ou flexão e compressão uniaxial).

A composição dos valores de A e de B se dá como apresentada a seguir em 4.13 e 4.14:

$$A = A_t(2r^2(1 - 2k) - r(1 - 4k)) + A_c(2r^2 - 3r + 1) \quad (4.13)$$

$$B = r^{(r^2-2r+2)}B_t + (1 - r^{(r^2-2r+2)})B_c \quad (4.14)$$

Com $r = 0$ (ou seja, domínio de tensões de compressão), $A = A_c$ e $B = B_c$; alternativamente, com $r = 1$ (ou seja, domínio de tensões de tração), $A = A_t$ e $B = B_t$. k é introduzido para calibrar o valor da assíntota de tensão para grandes deslocamentos no cisalhamento (útil para descrever a fricção concreto-armadura): $k = A_{r=0.5}/A_t$; um valor padrão para k é de 0.7.

Para a adequação para um modelo tridimensional e consideração de efeitos de confinamento no concreto é necessário adotar um fator de correção para o modelo. O confinamento

corresponde a carregamentos no domínio triaxial e pode ser considerado dentro de uma determinada faixa de valores que permitem o funcionamento do material na zona EA, citada anteriormente.

Quando $r = 0$, um coeficiente C é introduzido, afetando a variável Υ , como mostra a Equação 4.15 (MAZARS *et al.*, 2014a):

$$\Upsilon = C\Upsilon_c \quad (4.15)$$

C se torna um indicador de extensão local e pode ser definido conforme 4.17:

$$C = 1, \text{ se } r > 0 \quad (4.16)$$

$$C = \frac{\sum |\varepsilon_i|_+}{\sum |\varepsilon_{i0}|_+} \longleftrightarrow C = \frac{I_{\varepsilon+}}{I_{\varepsilon0+}}, \text{ se } r = 0 \quad (4.17)$$

Quando se tem situações de alto confinamento, adentra-se na zona NEA, onde a pressão hidrostática compacta os microporos, e a falha se dá a grandes deformações por cisalhamento relacionados à parcela desviadora e que causam grandes distorções ($\gamma_{12} = 2\varepsilon_{12} > 10^{-2}$), resultando numa curva de tensão-deformação mais frágil que a obtida com a formulação do modelo de dano.

5 METODOLOGIA

O trabalho se deu inicialmente pela escolha da estrutura a ser modelada nas análises em elementos finitos. Verificou-se as dimensões e exigências dos materiais utilizados em uma estrutura de base de torre eólica já executada, de acordo com informações cedidas no trabalho de Medeiros Jr. (MEDEIROS JR. *et al.*, 2023). A partir daí, aplicaram-se cargas usuais compatíveis com a classe de torres eólicas utilizadas na região a serem utilizadas na análise termomecânica.

De acordo com Azenha, nesse tipo de análise para fundações de torres eólicas, as tensões térmicas são interpretadas considerando as evoluções espaciais e temporais da temperatura: durante a fase de aquecimento, ocorrem tensões de tração nas superfícies da fundação, enquanto as tensões compressivas ocorrem no núcleo; ao contrário, durante a fase de resfriamento, as áreas superficiais são comprimidas e o núcleo interior suporta tensões de tração. (AZENHA; FARIA, 2008)

Ao longo desse período, diversos efeitos costumam ser considerados, destacando-se entre eles, as variações de incidência solar, da temperatura ambiente, das propriedades de calor específico, de condutividade térmica, e de módulo de elasticidade, ganho de resistência à compressão e à tração, bem como os efeitos de retração e fluência. Há um risco significativo de fissuração tanto nas superfícies superiores quanto laterais da fundação, e para uma acumulação de tensão nas áreas do núcleo.

Para esse trabalho, focou-se na avaliação da aplicabilidade do modelo de dano contínuo de Mazars e comparação entre o OPC e o AAC. Para ambos os casos, considerou-se um período de geração de calor de 200 horas, suficiente para se atingir as temperaturas máximas conforme demonstrado por Medeiros Jr. (MEDEIROS JR. *et al.*, 2023). Dado o intervalo de tempo considerado no estudo do concreto de massa em idade inicial, a retração por secagem não foi considerada, bem como o efeito de fluência.

Assim como o trabalho de Do, devido à complexidade geométrica das barras de aço no concreto, que é muito desafiadora de modelar, um modelo de concreto sem barras foi considerado neste estudo (DO *et al.*, 2015). Como o aço é muito mais condutor de calor do que o concreto, ele conduziria calor do centro para a superfície do concreto muito mais rapidamente do que o próprio concreto, causando uma diferença de temperatura menor; assim, há menos chance de fissuras. Portanto, conforme também citado por Azenha, o modelo de concreto sem barras é mais conservador para investigação de fissuras. (AZENHA; FARIA, 2008)

As propriedades térmicas foram generalizadas para todo o modelo, independente

da classe do concreto, e foram consideradas constantes com a temperatura, de forma a permitir uma análise desacoplada (com o passo de análise mecânica ocorrendo de forma posterior ao de determinação do campo de temperaturas). A consideração de aumento de resistência e rigidez com o tempo demandaria a implementação de modelos viscoelásticos que seriam processados de maneira síncrona à geração de calor (análise acoplada), o que demandaria maior esforço computacional, encareceria a análise e fugiria do escopo do trabalho.

Com isso, o efeito de dano contínuo para essa análise desacoplada se deu unicamente para os esforços de compressão. A Equação 5.1, que representa a incorporação das deformações térmicas no processo de dano, é apresentada a seguir:

$$\bar{\sigma}_{ij} = (1 - d_c)C_{ijkl}(\varepsilon_{kl} - \alpha\Delta T\delta_{kl}) \quad (5.1)$$

Para o passo de geração de calor, foi implementada uma subrotina no formato de HETVAL em linguagem Fortran no software Abaqus FEA, com a formulação de Arrhenius. A validação desse passo foi feita comparando os resultados de elevação de temperatura do concreto convencional simulado no trabalho de Medeiros Jr. (MEDEIROS JR. *et al.*, 2023). Vale salientar, conforme mencionado anteriormente, que o modelo, costumeiramente aplicado ao OPC, é capaz de representar fielmente o AAC apenas para aquelas misturas consideradas de tipo 1, no que se refere ao formato das curvas de geração de calor.

No caso da calibração dos parâmetros de entrada para o AAC, pela falta de modelagens desse tipo na literatura, foi necessário estimar as curvas de elevação de temperatura e de geração de calor a partir de trabalhos realizados com calorímetros semi-adiabáticos, seguindo metodologia de Medeiros Jr. (MEDEIROS JR. *et al.*, 2023). Um parâmetro λ de perda de calor característica é simulado, baseando-se na seguinte Equação 5.2:

$$\lambda(t) = \frac{dT_v}{dt}(T_s - T_a)^{-1} \quad (5.2)$$

A curva de elevação de temperatura adiabática, compensada pela perda de calor, pode ser, então, estimada pela seguinte Equação 5.3:

$$T_{ad}(t) = (T_v - T_p) + \lambda \int_0^t (T_s - T_a) dt \quad (5.3)$$

Onde $T_{ad}(t)$ é a elevação de temperatura adiabática para o concreto no tempo t ; T_v é a temperatura média volumétrica; T_p é a temperatura inicial da amostra; T_s é a temperatura média da superfície da amostra e T_a é a temperatura ambiente.

Em seguida, para o passo de aplicação de cargas mecânicas e evolução do dano, o trabalho seguiu com a implementação do modelo de dano contínuo de Mazars via subrotina UMAT em linguagem Fortran. Os resultados obtidos foram então comparados com valores experimentais da literatura de forma similar ao realizado por (ARRUDA *et al.*, 2022) tendo em vista que o modelo de Mazars foi pensado para se aplicar ao concreto convencional com seus parâmetros a serem calibrados dentro de uma determinada faixa de valores. (MAZARS *et al.*, 2014b)

A validação da subrotina de Mazars se deu em três pontos:

- a) Seguindo a implementação feita por Mazars no software Code Aster (Electricite de France, 1989–2023), verifica-se o funcionamento da rotina de evolução de dano a um carregamento uniaxial pelas equações citadas anteriormente, variando os parâmetros A e B de um dado material cimentício fictício pré-definido, com o intuito de utilizar o modelo de Mazars original dentro da ferramenta de análise de elementos finitos, que não possui esse modelo de dano previamente implementado;
- b) Verifica-se então na simulação do material a resposta a um carregamento biaxial, baseando-se nos ensaios de (KUPFER; RUSCH, 1969), tendo em vista a correção da formulação para uma situação de confinamento do concreto dos elementos tridimensionais a serem utilizados na análise, bem como a incorporação de um parâmetro de viscosidade visando a convergência das análises;
- c) Por fim, baseando-se em dados experimentais da literatura voltados a concreto álcali-ativado, analisa-se a compatibilidade do modelo de Mazars com esse tipo de material tendo em vista uma eventual diferença no conjunto de parâmetros de calibração frente aos valores esperados, bem como a sensibilidade do modelo a possíveis variações em na composição do material e o conseqüente impacto no formato das curvas de tensão-deformação;

Dessa forma, é possível realizar a calibração dos modelos, determinando os parâmetros necessários para a análise e traçando um comparativo entre o comportamento termomecânico do AAC e do OPC, com base em valores da literatura.

5.1 Geometria e Cargas

A estrutura analisada foi a fundação utilizada no complexo eólico terrestre de Oitis, o quarto maior do Brasil, que foi abordado no trabalho de Medeiros Jr. (MEDEIROS JR. *et al.*, 2023). Ela comporta as cargas das torres que alcançam 125 metros, consumindo um volume de 622 m³ de concreto, e é apresentada uma das concretagens na Figura 8 a seguir.

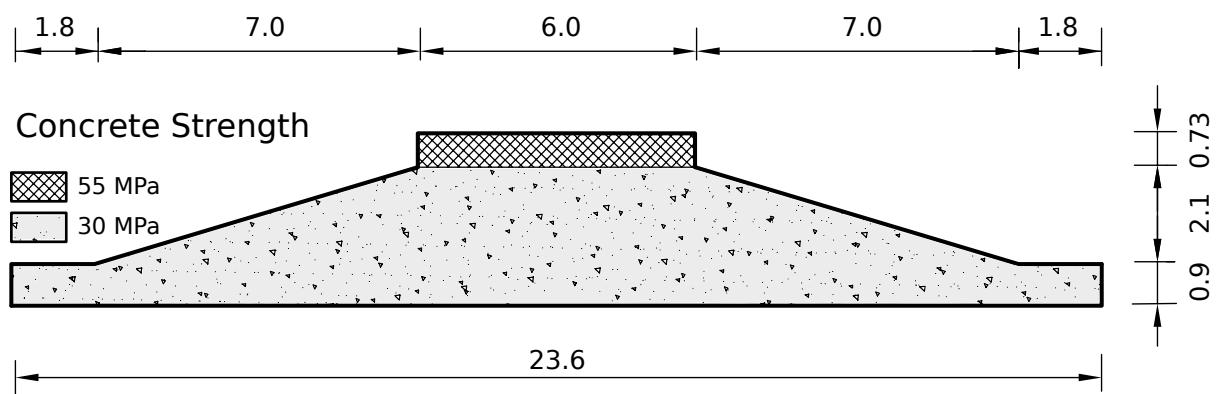
Figura 8 – Base Eólica do complexo de Oitis.



Fonte: (MEDEIROS JR. *et al.*, 2023)

A geometria consiste de um tronco de cone feito em concreto C30 sob um disco de maior resistência em concreto C55. As dimensões (em metros) e a separação dos materiais são apresentadas na Figura 9 a seguir.

Figura 9 – Modelo de Fundação



Fonte: (MEDEIROS JR. *et al.*, 2023)

As cargas da torre eólica, por sua vez, seguem a configuração simplificada adotada no trabalho de Milititsky, que considera os valores usuais para um padrão de torres com 130 metros de altura no Brasil (MILITITSKY, 2019). Os valores são apresentados na Tabela 2 a seguir. Dados mais detalhados, em geral, são mantidos em sigilo pelos fabricantes.

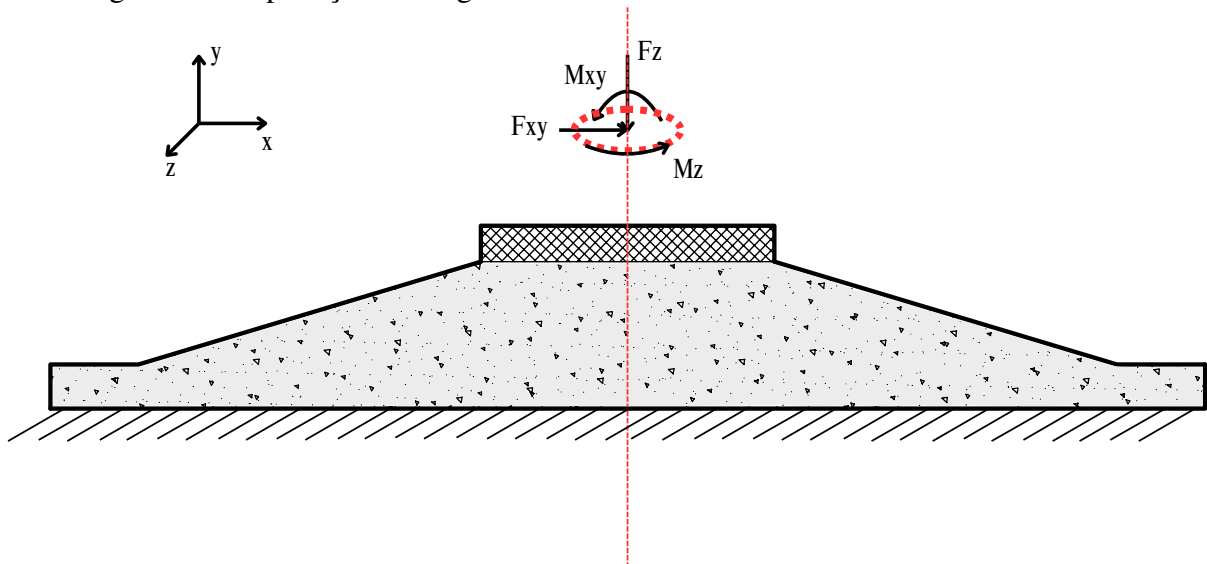
Tabela 2 – Cargas Adotadas

Solicitação	Tipo	Valor	Unidade
Axial	F_z	1440	tf
Momento	M_{xy}	17200	tfm
Torção	M_z	94,5	tfm
Cortante	F_{xy}	129	tf

Fonte: (MILITITSKY, 2019)

Foi modelada uma camada de solo cilíndrica com raio de 25 metros, que permitisse trocas térmicas e o engastamento da superfície inferior da fundação. As superfícies laterais e superior perdem calor à atmosfera por meio do coeficiente de filme. O concreto foi modelado com uma temperatura inicial diferente da temperatura ambiente. As cargas foram aplicadas de forma distribuída na face superior. A Figura 10 mostra a forma como são aplicada as cargas e as condições de contorno.

Figura 10 – Aplicação da carga.

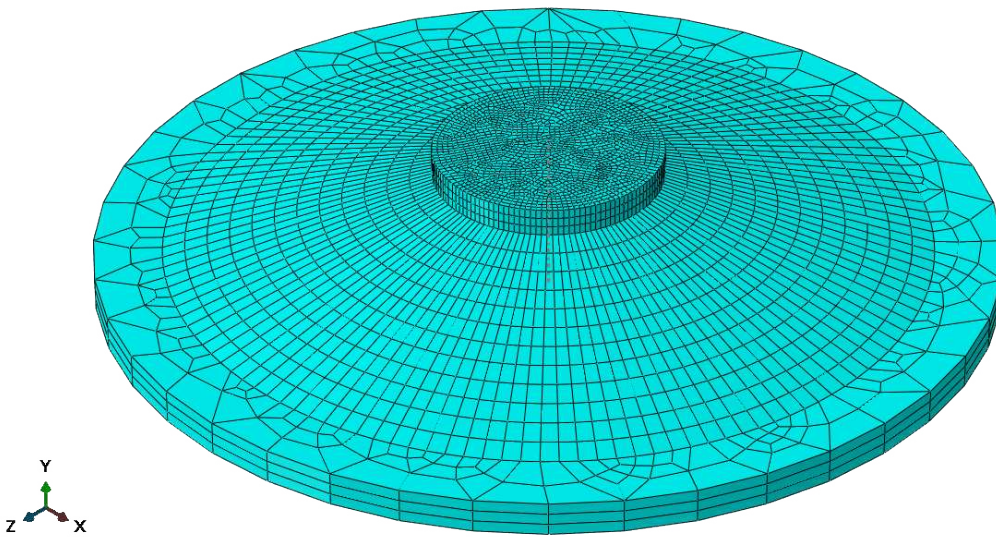


Fonte: Autor

Para a geração de malha, optou-se por manter uma geometria única, dividida em diferentes células para cada material, com um controle de curvatura mais rígido de 0.006. A

malha gerada, por conta disso, apresentou uma transição gradual sendo mais robusta na célula do solo e bastante refinada no topo da fundação. A quantidade de elementos foi determinada pela capacidade de memória do computador utilizado, fixando a quantidade de divisões da face lateral para 13 elementos ao longo de sua inclinação, gerando o máximo de elementos computáveis para a realização as duas análises. Os elementos escolhidos foram os prismáticos de 8 nós: DC3D8 para transferência de calor e C3D8R para aplicação de carga mecânica. A malha gerada, suprimindo os elementos do solo, é apresentada na Figura 11 a seguir:

Figura 11 – Malha da base eólica.



Fonte: Autor

5.2 Implementação do modelo de Transferência de Calor

A HETVAL recebe como parâmetros de entrada a temperatura no início do passo e o incremento de tempo. As constantes e os parâmetros a serem calibrados da Equação 3.5 de taxa de geração de calor são incorporados no próprio código e o resultado é associado ao valor da variável FLUX do Abaqus.

A Equação 3.4 é simplificada para a seguinte forma da Equação 5.4:

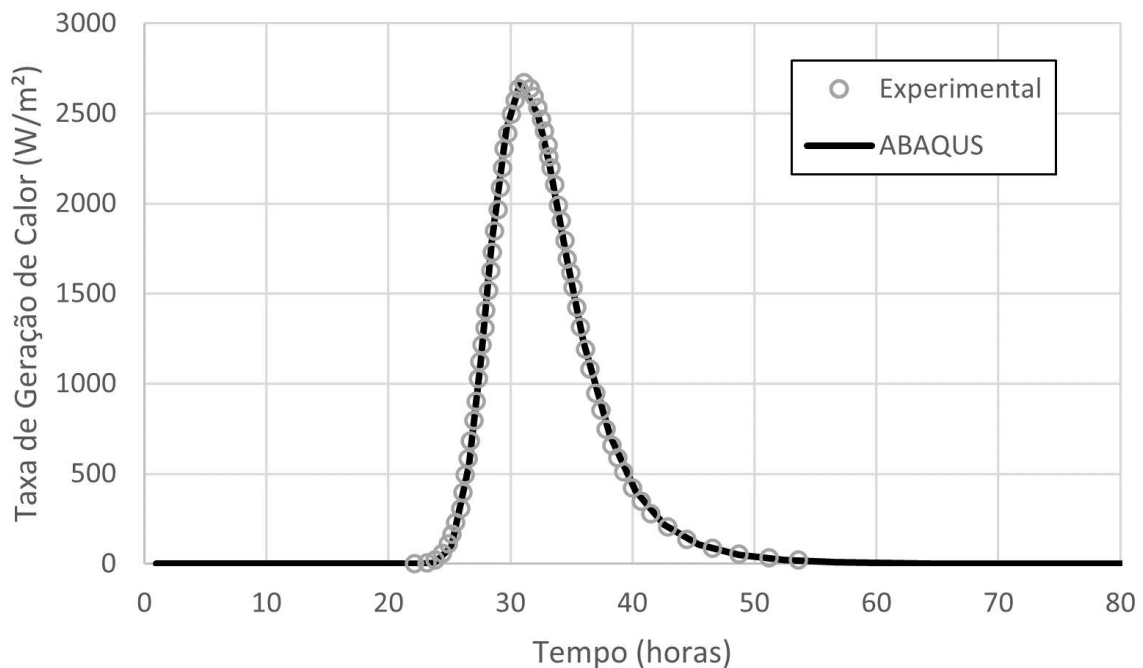
$$t_e = \sum \exp \left[\frac{E_a}{R} \left(\frac{1}{T_r} - \frac{1}{TEMP(1)} \right) \right] DTIME \quad (5.4)$$

Para a calibração dos parâmetros, utilizou-se planilhas do *Microsoft Excel*. Os resultados experimentais advindos de curvas de aumento de temperatura adiabática - *Adiabatic*

Temperature Rise (ATR) - feitas a partir de ensaios de calorimetria são tratados de forma a obter tais parâmetros.

Com os parâmetros do material E_a , H_u e W_{cem} definidos, utiliza-se a ferramenta *Solver* de forma a determinar os demais parâmetros α_u , τ e β que minimizem os erros com a curva de geração de calor original, para só então aplicar no ABAQUS. A Figura 12 a seguir mostra um exemplo.

Figura 12 – *Fitting* para a curva de geração de calor $q(t)$.



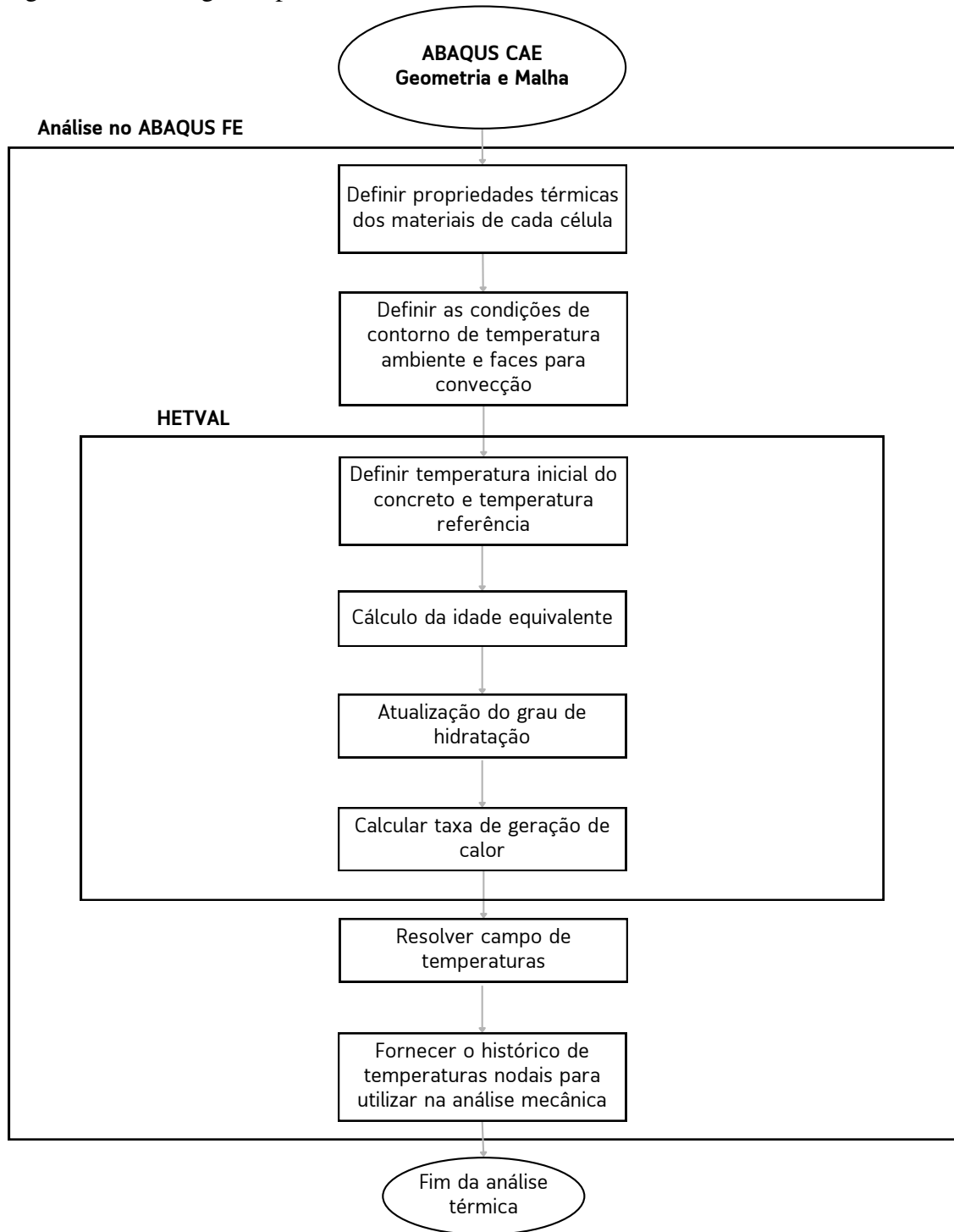
Fonte: Autor

Um fluxograma geral da análise térmica no Abaqus FEA com a utilização da subrotina HETVAL é mostrado na Figura 13.

5.3 Implementação de Mazars

A UMAT apresenta nove parâmetros de entrada, em ordem são: $E_i, \nu, \epsilon_{i0}, \epsilon_{c0}, A_t, B_t, A_c, B_c, \eta$. Sendo E_i e ν correspondentes ao módulo de elasticidade inicial e o coeficiente de Poisson, enquanto ϵ_{i0} , ϵ_{c0} indicam a deformação necessária para que se encerre o comportamento elástico linear e se apliquem as equações de evolução do dano. O parâmetro η foi acrescido a formulação original como regularização por viscosidade para auxiliar na convergência de modelos tridimensionais com muitos elementos.

Figura 13 – Fluxograma para análise térmica.



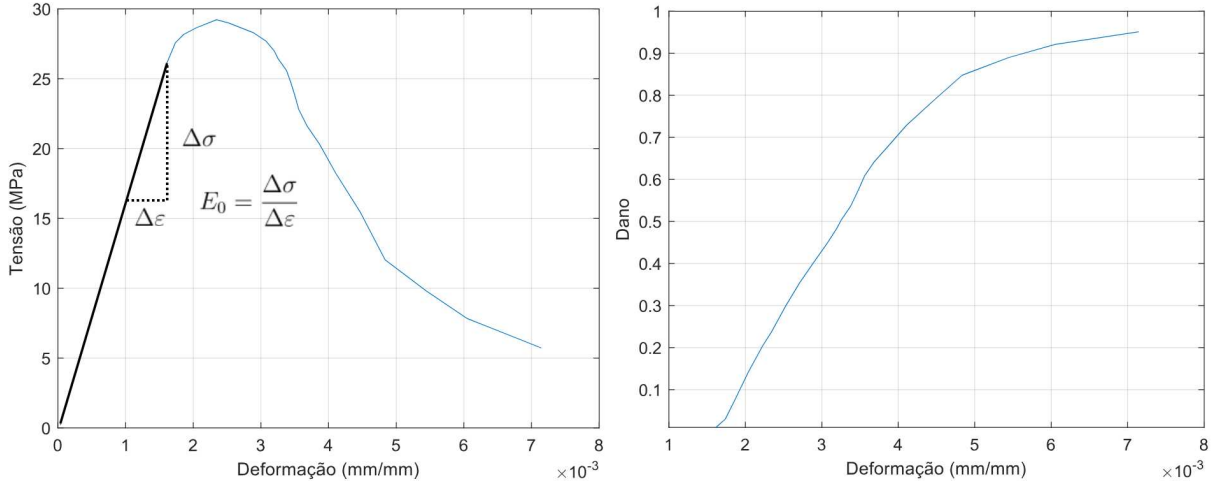
Fonte: Autor

Para a calibração dos parâmetros, utiliza-se a ferramenta de *curve fitting* do software MATLAB (The MathWorks Inc., 2022). Os resultados experimentais advindos de curvas de tensão-deformação feitas a partir de ensaios de compressão ou de tração são tratados de forma a obter tais parâmetros.

Num primeiro momento, obtêm-se o módulo de elasticidade inicial e o ponto de

início do dano. A partir do começo do dano, estima-se, ponto a ponto, a rigidez remanescente pela razão do módulo de elasticidade secante pelo inicial, de forma a traçar um gráfico de dano por deformação. A Figura 14 a seguir demonstra tal procedimento.

Figura 14 – Estimativa da curva de dano do material.



Fonte: Autor

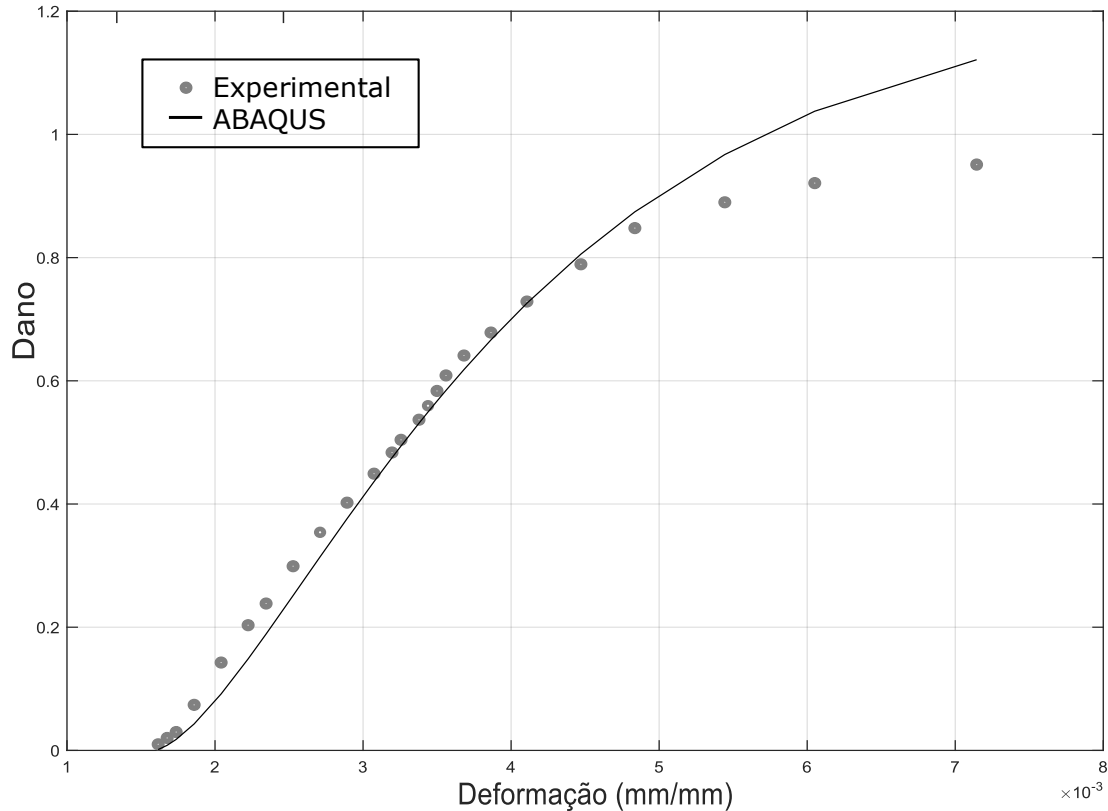
Segundo o manual do Code Aster, para os ensaios de compressão e de tração a equação de dano é simplificada e pode ser representada da seguinte forma em 5.5 para a obtenção dos parâmetros (Electricite de France, 1989–2023):

$$\mathbf{d}_c = 1 - \frac{(1 - A_c)\epsilon_{0c}}{x} - A_c \exp(-B_c(\epsilon - \epsilon_{0c})) \quad (5.5)$$

$$\mathbf{d}_t = 1 - \frac{(1 - A_t)\epsilon_{0t}}{\epsilon} - A_t \exp(-B_t(\epsilon - \epsilon_{0t})) \quad (5.6)$$

Verifica-se então, sugerindo margens de valores para cada parâmetro, a conformidade das curvas encontradas com os resultados obtidos para o dano do material. A Figura 15 a seguir mostra um exemplo.

A parametrização do dano servirá para a atualização da matriz de elasticidade tangente na simulação do Abaqus a cada passo pela UMAT. Para tanto, a rotina calcula a matriz inicial, para em seguida calcular as deformações e as subsequentes invariantes de deformação utilizadas na formulação de Mazars. A partir daí, de acordo com o fator de triaxialidade r ao qual o elemento trabalhado estará submetido, verificam-se o fator de correção devido ao confinamento e as variáveis termodinâmicas que regulam o dano do material.

Figura 15 – *Fitting* para a curva de dano.

Fonte: Autor

Nessa etapa então, calcula-se o coeficiente de dano com o intuito de atualizar as tensões efetivas e, enfim, atualizar a matriz tangente para o próximo passo. Entretanto, de acordo com o manual do Abaqus (SMITH, 2009), modelos que apresentam degradação de rigidez do material comumente levam a dificuldades severas de convergência. Torna-se possível superar tais dificuldades de convergência usando um esquema de regularização viscosa, que torna a matriz de rigidez tangente do material positiva para incrementos de tempo suficientemente pequenos.

Nesse procedimento de regularização, a Equação 5.7 a seguir, baseada no modelo de viscosidade artificial de Duvaut-Lions (ARRUDA *et al.*, 2023) fornece a definição para a variável de dano viscoso:

$$\delta d_v = \frac{1}{\eta} (d - d_v) \times \delta t \quad (5.7)$$

Usar regularização viscosa com um pequeno valor para o parâmetro de viscosidade (pequeno em comparação com o incremento de tempo característico) usualmente ajuda a melhorar a taxa de convergência do modelo sem comprometer os resultados. As variáveis internas podem ser atualizadas então da seguinte forma em 5.8:

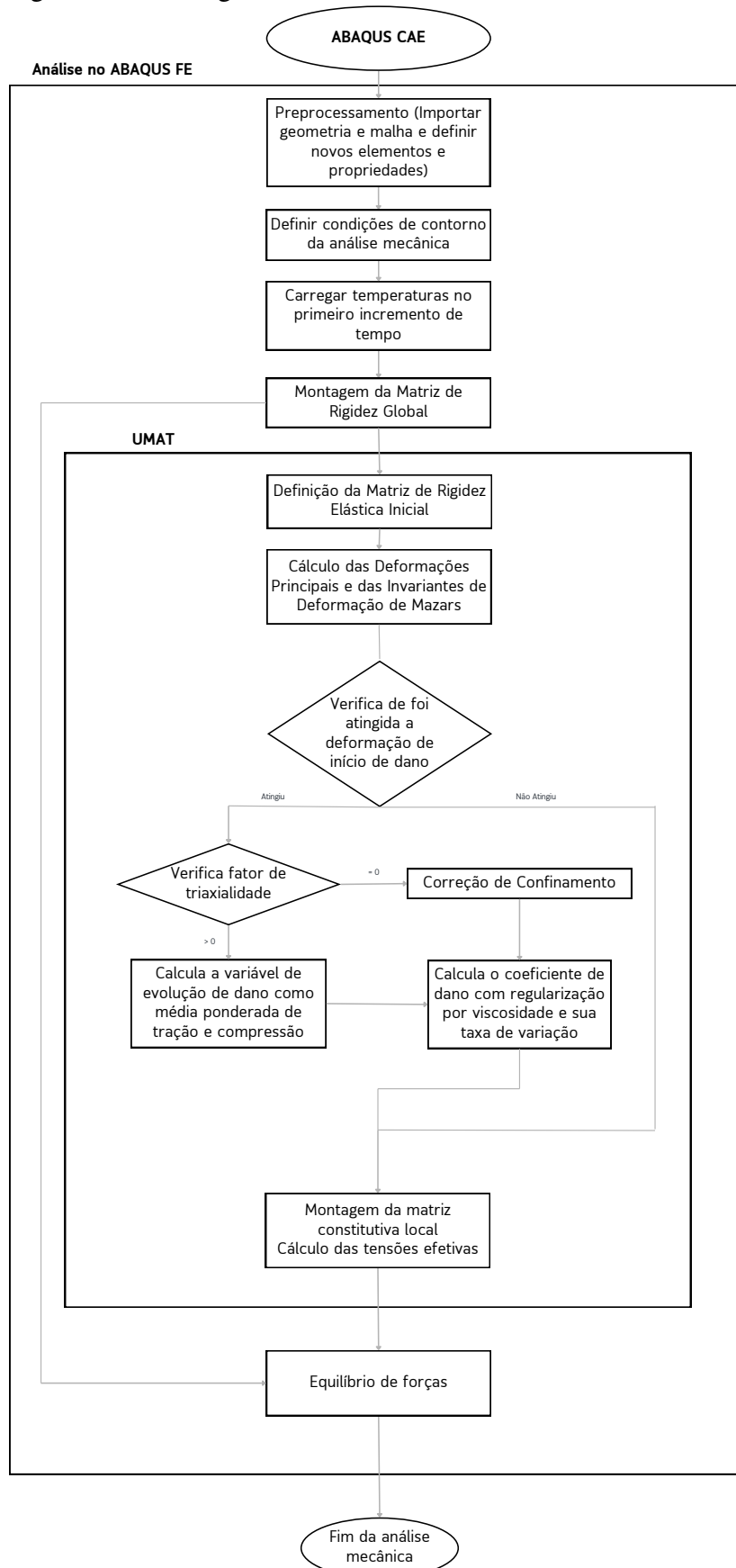
$$d_v^{t+\Delta t} = d_v^t + \Delta d_v^t \implies d_v^{t+\Delta t} = d_v^t + \frac{1}{\eta} (d^{t+\Delta t} - d_v^{t+\Delta t}) \times \Delta t \quad (5.8)$$

Com isso, torna-se possível calcular o dano viscoso, utilizando o dado do passo anterior e o atual dano não-regularizado, conforme Equação 5.9 a seguir:

$$d_v^{t+\Delta t} = \frac{\eta}{\eta + \Delta t} d_v^t + \frac{\Delta t}{\eta + \Delta t} d^{t+\Delta t} \quad (5.9)$$

Um fluxograma geral da análise mecânica no Abaqus FEA com a utilização da subrotina UMAT é mostrado na Figura 16.

Figura 16 – Fluxograma de análise mecânica.



Fonte: Autor

6 RESULTADOS E DISCUSSÃO

6.1 Validação de Arrhenius

No trabalho de Medeiros Jr., validou-se a metodologia com medições experimentais de temperatura a diferentes alturas. Como não houve medições em campo para as temperaturas atingidas pelo concreto convencional, utilizado como referência, a validação nesse trabalho se deu com as curvas simuladas de temperatura no núcleo da fundação, em um ponto situado a 1,95 m da face superior. (MEDEIROS JR. *et al.*, 2023)

A Tabela 3 a seguir apresenta as propriedades utilizadas para a modelagem do concreto e do solo e para o processo de *fitting*.

Tabela 3 – Propriedades térmicas do concreto e do solo

Propriedade	Unidade	Concreto	Solo
Densidade	kg/m ³	2300	1515
Calor Específico	J/kg ^o .C	1000	800
Condutividade	W/m ^o .C	2.65	0.27
Coef. de Expansão térmica	1e-6/ ^o C	10.0	10.0
Coef. de Película	W/m ² . ^o C	35.5	-
Mód. de Elasticidade	GPa	30.7	0.60
Coef. de Poisson	-	0.20	0.35
Taxa de Cimentícios	kg/m ³	330	-
Energia de Ativação	kJ/mol	37	-

Fonte: (MEDEIROS JR. *et al.*, 2023)

Os parâmetros de Arrhenius, conforme as equações apresentadas anteriormente, foram então calibrados pela curva de geração de calor da Figura 12 e compilados na Tabela 4 a seguir.

Tabela 4 – Parâmetros térmicos de calibração do OPC

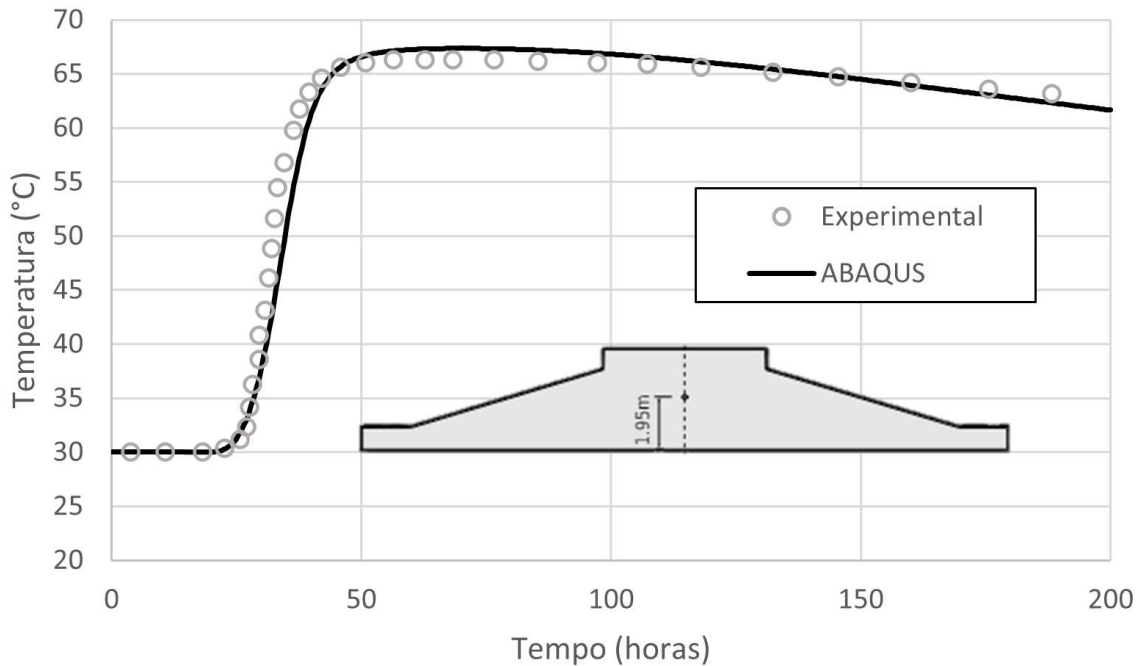
Hu (kJ/kg)	α_u	β	τ (h)	T_r (°C)
474.4	0.77	3.5	36	30

Fonte: Autor

A Figura 17 a seguir apresenta o resultado comparativo da calibração dos parâmetros de geração de calor na elevação de temperatura no interior do concreto.

As curvas apresentam uma boa conformidade, com pico de temperatura verificado

Figura 17 – Resultado comparativo de elevação de temperaturas para validação da HETVAL



Fonte: Autor

como sendo 67,7°C e ocorrendo em 59 horas, resultando em um erro de 1% acima do valor verificado por Medeiros Jr. (MEDEIROS JR. *et al.*, 2023)

6.2 Validação de Mazars

6.2.1 Carregamento Uniaxial

Conforme citado anteriormente, além dos parâmetros de módulo de elasticidade e coeficiente de Poisson, que regulam o comportamento elástico-linear do material, é possível notar outros parâmetros importantes na definição do dano, tensão e deformação de pico, entre eles: $A_c, B_c, A_t, B_t, \epsilon_{t0}, \epsilon_{c0}$.

- A_t e A_c definem a composição do parâmetro A, valor este que introduz uma assíntota horizontal na curva, de valor igual a tensão de pico para $A = 0$, e equivalente ao eixo x para $A = 1$. No geral, a faixa de valores trabalhada no modelo é de A_c entre 1 e 2, e A_t entre 0.7 e 1;
- B_t e B_c definem a composição do parâmetro B, valor este que caracteriza um material mais frágil ou mais dúctil dependendo do carregamento, mudando o formato da curva para uma queda mais abrupta ou mais suave respectivamente.

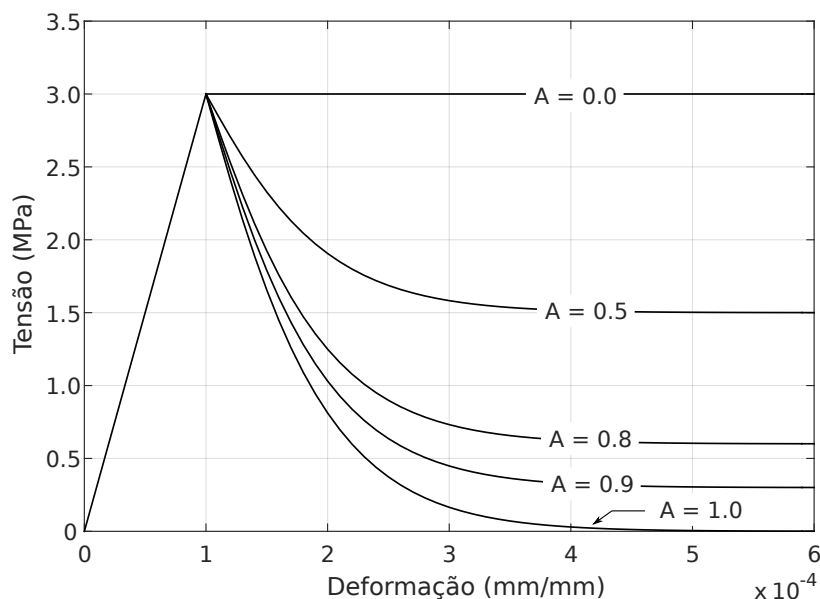
No geral, a faixa de valores trabalhada no modelo é de Bc entre 1000 e 2000, e Bt entre 9000 e 21000;

- c) ϵ_{t0} e ϵ_{c0} são os pontos de partida para o dano, na tração e na compressão, respectivamente. Eles influenciam juntamente com os parâmetros anteriores na tensão e deformação de pico, bem como no formato da curva no pós-pico. No geral, a faixa de valores trabalhada no modelo é de 0.5 a $1.5e-4$.

Para a análise, considera-se um material de módulo de elasticidade de 30 GPa e coeficiente de poisson de 0.2. O ϵ_{d0} foi tido constante e igual a $1e-4$ enquanto os parâmetros A e B foram variados, de forma que na figura 7, fixou-se B em 10.000 assumindo os valores para A de 0.0, 0.5, 0.8, 0.9 e 1.0, enquanto que na figura 8, fixou-se A em 1.0 assumindo os valores de B de 1000, 3000, 7000, 10000.

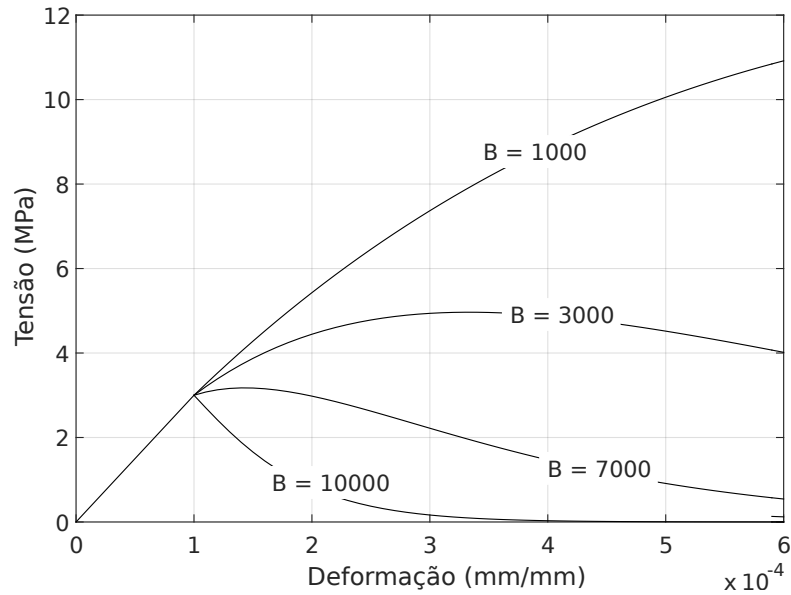
As Figuras 18 e 19 a seguir mostram o comparativo entre as curvas fornecidas por Mazars e os valores obtidos por simulações com a UMAT implementada no Abaqus.

Figura 18 – Parâmetros A variável, $B = 20000$.



Fonte: Autor

Percebe-se que os resultados foram coincidentes com os valores esperados por Mazars, indicando um bom funcionamento da UMAT implementada para o carregamento uniaxial.

Figura 19 – Parâmetros B variável, $A = 1$.

Fonte: Autor

6.2.2 Carregamento Biaxial

Mazars utiliza os resultados experimentais de Kupfer (KUPFER; RUSCH, 1969) como forma de validação do modelo de dano para elementos finitos bi e tridimensionais trabalhados tanto em compressão nas duas direções como em compressão em conjunto a tração em direções alternadas.

Nesses ensaios, foi conduzida uma série de testes para investigar a resposta de concreto simples sujeito a cargas bidimensionais. Durante essas investigações, placas de concreto foram carregadas até a falha sob razão constante σ_1/σ_2 , com σ_3 sendo igual a zero. " σ_i " denota as tensões principais.

As características dos espécimes de concreto são listados na Tabela 5 a seguir. Os resultados utilizando a UMAT foram comparados com os valores experimentais para ambos os testes de tração-compressão e bicompressão, com $\sigma_1/\sigma_2 = -0.052$ e 0.52 respectivamente.

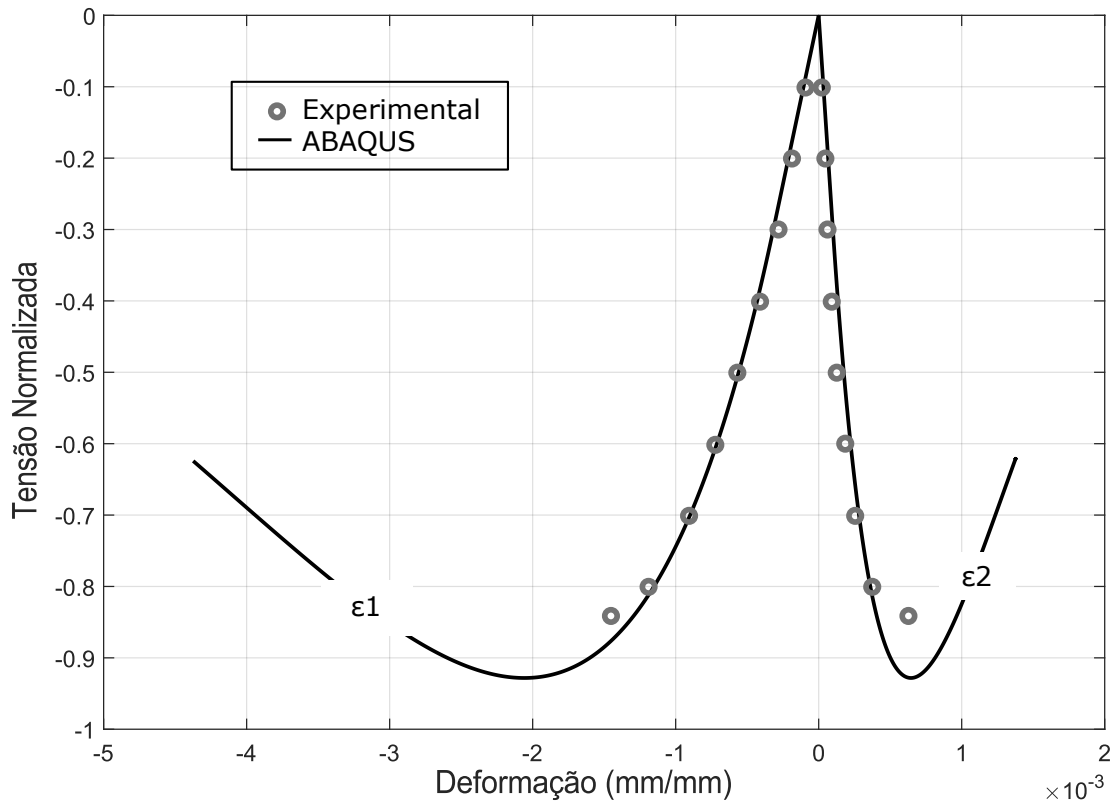
Tabela 5 – Parâmetros de Kupfer

E (GPa)	ν	ϵ_{t0}	ϵ_{c0}	A_t	B_t	A_c	B_c
30	0.21	0.00011	0.0003	1	10000	1.25	517

Fonte: (MAZARS *et al.*, 2014b)

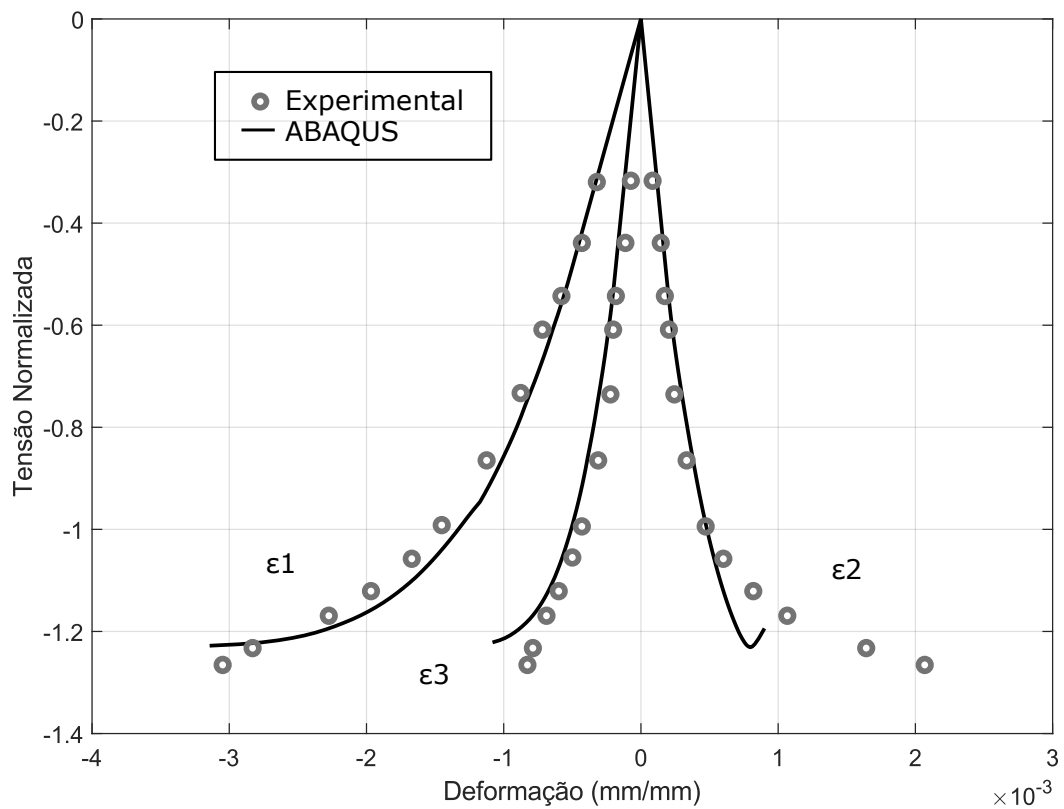
As Figuras 20 e 21 a seguir demonstram o comportamento simulado com a UMAT frente aos resultados experimentais.

Figura 20 – Tração-Compressão de Kupfer



Fonte: Autor

Figura 21 – Bicompressão de Kupfer



Fonte: Autor

No topo das curvas e por conta do controle do carregamento, o último dos pontos experimentais corresponde ao colapso do espécime. Em ambos os casos, assim como previsto por Mazars, o modelo dá uma boa predição da resistência máxima e bons resultados para a evolução das deformações, exceto para extensão, nas proximidades da carga de pico.

6.2.3 *Material Álcali Ativado*

Para análise do comportamento do concreto álcali ativado, tomou-se por base as curvas de tensão-deformação obtidas pelos mesmos ensaios de compressão. Entre valores encontrados na literatura, optou-se por verificar os dados do estudo de Guo (GUO *et al.*, 2022), que trabalhou com a resistência mecânica de cinco composições de cimento álcali-ativado com resíduo de carbonato de sódio - *Soda Residue* (SR) - e de carbeto de cálcio - *Calcium Carbide Slag* (CCS) - que são compostos que causam problemas sérios de poluição do meio ambiente. Já para a análise da variação das proporções de composição do material, optou-se pelo trabalho de Costa (COSTA, 2022), que variou os percentuais de duas misturas de pasta cimentícia álcali ativada composta uma por cinzas BOF e cinzas volantes, e outra por cinzas BOF e cinzas pesadas.

Pode-se perceber que em meio a uma grande variedade de materiais e modelos sugeridos, a aplicação de um modelo único e simples de dano contínuo, como é o modelo de Mazars, facilitaria enormemente o estudo de novos materiais álcali ativados a serem possivelmente utilizados em elementos estruturais.

Dessa forma, dentre as cinco misturas álcali ativadas trabalhadas - nomeadas SC1, SC2, SC3, SC4 e SC5 - escolheu-se uma a título de comparação, a SC1, de forma a realizar a calibração dos parâmetros, conforme citado nos itens anteriores, e simular seu comportamento, enquanto em um teste de resistência de corpo de prova cilíndrico (100 mm x 200 mm), sob condições com e sem confinamento. Maiores informações sobre a composição da mistura são encontrados na referência do autor.

Para a análise no Abaqus, são utilizados elementos tridimensionais de integração reduzida C3D8R. Uma análise de convergência levou a elementos de aproximadamente 10 mm e coeficiente de viscosidade de 0.001. A carga axial foi simulada como deslocamento prescrito enquanto o confinamento foi inserido como carga de pressão nas laterais, sendo estes equivalentes ao aplicado nos dados experimentais de 3, 6 e 9 MPa. Os parâmetros calibrados estão apresentados na Tabela 6 a seguir.

A Figura 22 a seguir mostra o padrão de deformação dos elementos no momento

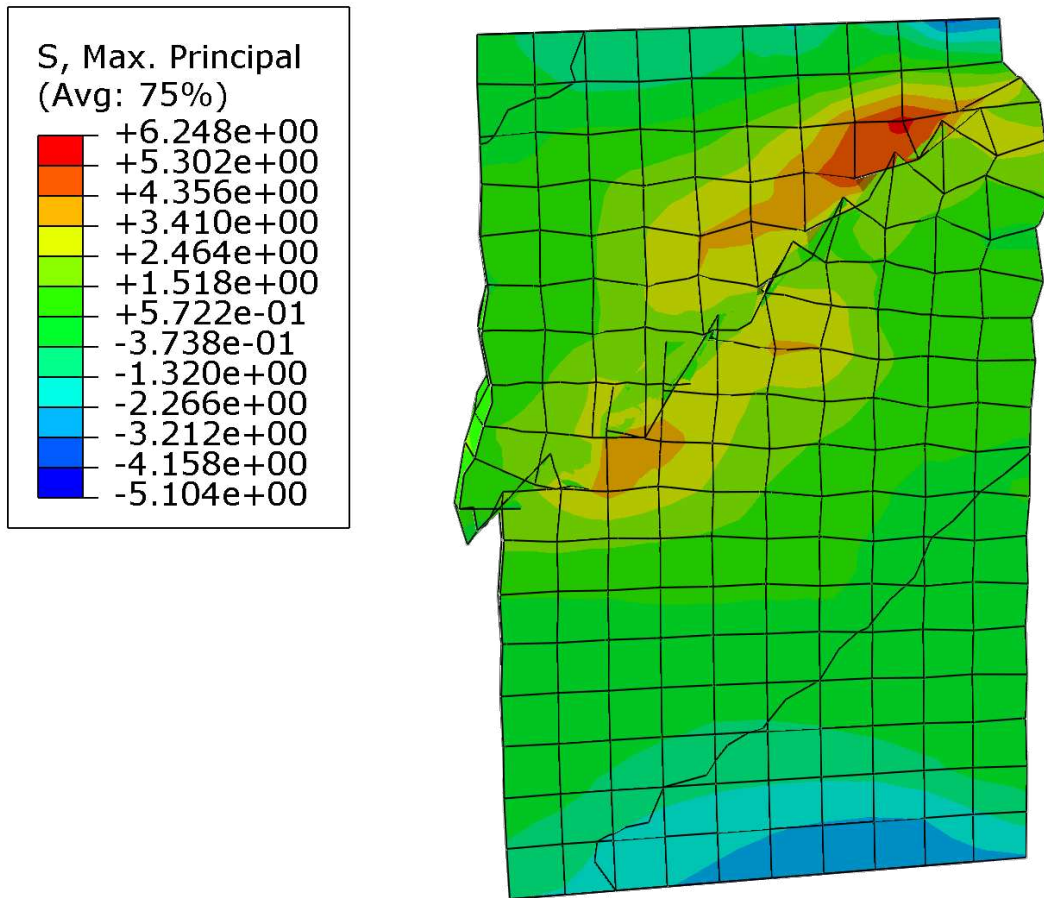
Tabela 6 – Parâmetros para o SC1

E (GPa)	ν	ϵ_{c0}	A_c	B_c
21	0.18	0.0011	2.00	392.2

Fonte: Autor

correspondente a ruptura do material numa primeira análise sem confinamento.

Figura 22 – Padrão de deformação do cilindro na simulação.



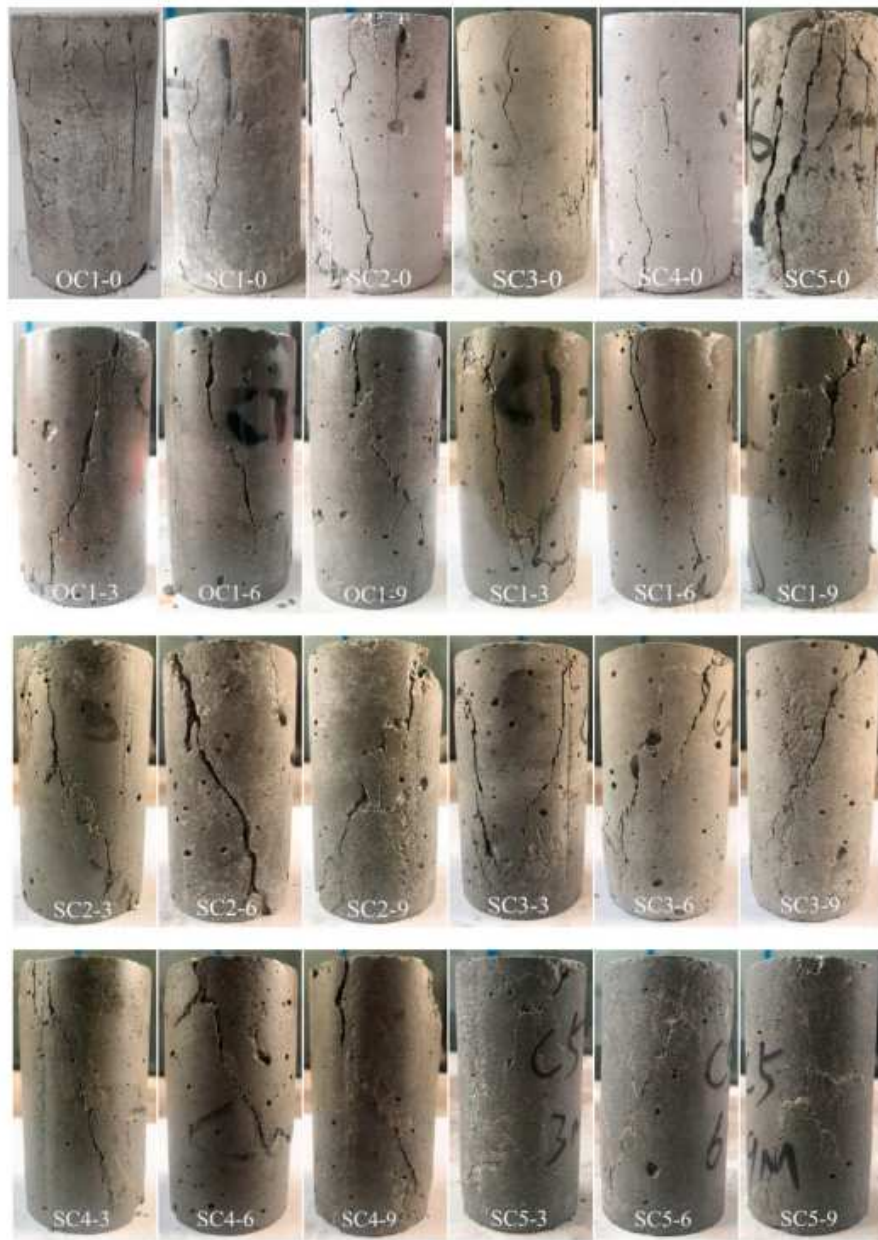
Fonte: Autor

Mesmo sem se analisar com a funcionalidade de deleção de elementos, percebe-se que o padrão de ruptura esperado acontece, com a quebra do material ocorrendo por rachadura na diagonal devido aos esforços de cisalhamento. A Figura 23 a seguir mostra tal comportamento nos corpos de prova cilíndricos testados após os ensaios.

Com isso, foi possível rodar a carga de pressão confinante com os mesmos parâmetros e compilar os gráficos de tensão-deformação do material, frente aos resultados experimentais obtidos por Guo. A Figura 24 a seguir mostra esse comparativo.

A Tabela 7 a seguir mostra os valores de erro percentual das simulações relativo aos

Figura 23 – Ruptura dos corpos de prova.



Fonte: (GUO *et al.*, 2022)

dados experimentais.

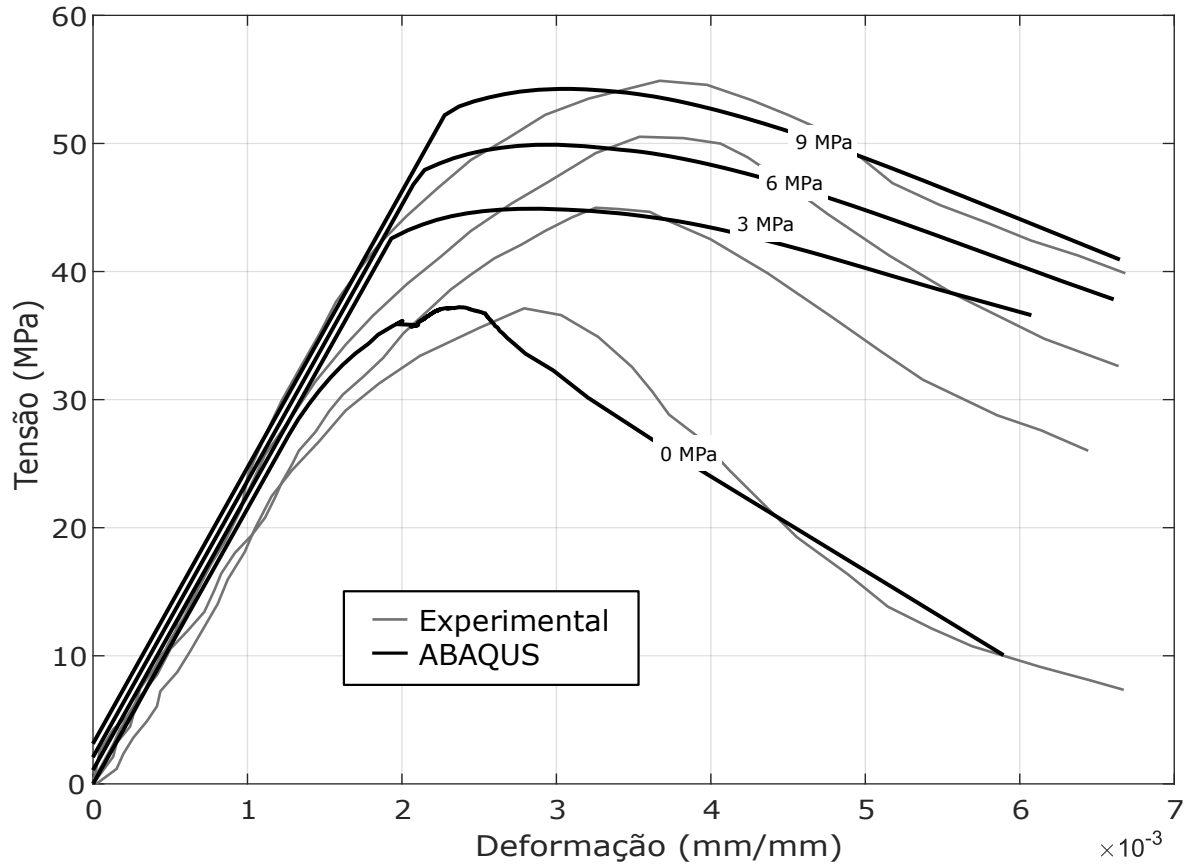
Tabela 7 – Erros Percentuais para o SC1

Confinamento (MPa)	0	3	6	9
Diferença na tensão de pico	1.89%	-0.2%	-1.23%	-1.15%
Diferença na deformação de pico	-11.8%	-15.4%	-18.9%	-15.5%

Fonte: Autor

Percebe-se então que a faixa de valores dos parâmetros muda para os álcali ativados. O modelo de Mazars, apesar de apresentar erros consideráveis no que se refere a deformação

Figura 24 – Comparativo de curvas para o SC1.



Fonte: Autor

de pico, apresenta valores muito bons para as tensões de pico, quando devidamente calibrado, tornando possível a utilização do modelo nesse aspecto.

Vale salientar que o modelo de Mazars não deve ser aplicado a altos confinamentos devido ao problema de se adentrar na zona NEA, conforme citado anteriormente, tornando o material rígido demais para a análise.

Já para a segunda parte da validação, seguindo o trabalho de Costa (2022), num primeiro experimento, nomeado de "Experimento A", foram analisadas cinco composições alterando percentuais de cinza volante e BOF em faixas de 25%, enquanto que num segundo experimento, "B", optou-se por alternar valores de cinza volante e cinza pesada. Cada composição foi representada por três corpos de prova sobre os quais foi aplicada a média dos parâmetros calibrados.

Os resultados para as curvas de tensão-deformação foram baseados nos dados experimentais de testes de resistência à compressão de corpos de prova cúbicos de lado 40 mm com material cimento álcali ativado. O material, dessa forma, não foi acrescido de agregados. Tais

materiais, a exemplo de (THIRUMAKAL *et al.*, 2020; HE; ZHANG, 2011) tendem a apresentar valores de deformação bem maiores, com um maior número de vazios em seu interior.

Foi possível definir uma faixa de valores prováveis para os parâmetros de ambos os experimentos de acordo com o modelo de Mazars, a fim de verificar a conformidade com o modelo, valores estes apresentados nas Tabelas 8 e 9.

6.2.3.1 Resultados do Experimento A

Os resultados do experimento A, nas Figuras 41, 42, 43, 44 e 45, no apêndice A, mostraram que a composição com BOF obteve resultados muito bons de resistência à compressão, em comparação com os trabalhos anteriormente com relação a testes de corpos de prova, com valores máximos acima de 40 MPa, encontrando um máximo geral acima de 60 MPa na razão 50/50.

Pode-se observar também que a predominância de escória BOF reduz a resistência do material, enquanto aumenta a ductilidade. O aumento na taxa de cinzas volantes na composição resulta no efeito contrário, aumentando a deformação necessária para se atingir o pico mas tornando a ruptura mais frágil e difícil de ser modelada pelo modelo de Mazars.

Tabela 8 – Parâmetros para os ensaios experimentais A.

Composição Cinza Volante/BOF (%/%)	E (MPa)	ν	ϵ_{c0}	A_c	B_c
0/100	945	0.18	0.0113	2.2	56.72
25/75	1318	0.18	0.01029	2.3	62.17
50/50	2735	0.18	0.0223	2.6	43
75/25	2500	0.18	0.0198	2.5	43.3
100/0	2523	0.18	0.0201	2.6	48.54

Fonte: Autor

6.2.3.2 Resultados do Experimento B

O experimento B, Figuras 46, 47, 48, 49 e 50, no Apêndice A, apresentou comportamento similar ao anterior no que se refere à fragilidade do material e aumento de resistência com o aumento da cinza volante. Entretanto, não houve um máximo atingindo a faixa dos 60 MPa, praticamente estabilizando a resistência média dos corpos de prova em torno de 50 MPa a partir de 50% de cinza volante. Além disso, de forma similar ao experimento anterior, as composições com menos de 50% de cinzas volantes também apresentaram um comportamento

de ruptura brusca difícil de modelar no modelo de Mazars.

Tabela 9 – Parâmetros para ensaios experimentais B.

Composição Cinza Volante/Pesada (%/%)	E (MPa)	ν	ϵ_{c0}	A_c	B_c
0/100	527	0.18	0.0197	1.83	24.78
25/75	1127	0.18	0.0154	2.05	38.14
50/50	1505	0.18	0.0167	2.35	45.53
75/25	2381	0.18	0.0183	2.55	47.68
100/0	2487	0.18	0.0195	2.60	48.2

Fonte: Autor

6.3 Análise Termomecânica Da Base Eólica

Inicialmente, foi realizado o passo de análise térmica para OPC. As propriedades utilizadas são as mesmas utilizadas na etapa de validação, mostrados na Tabela 3.

A elevação de temperatura foi simulada com um passo de meia hora, ao longo de 200 horas, e a Figura 51, no Apêndice B, resume esses resultados, mostrando os campos de temperatura gerados em intervalos de 40 horas. Para efeitos visuais, foi marcada a interface solo-fundação.

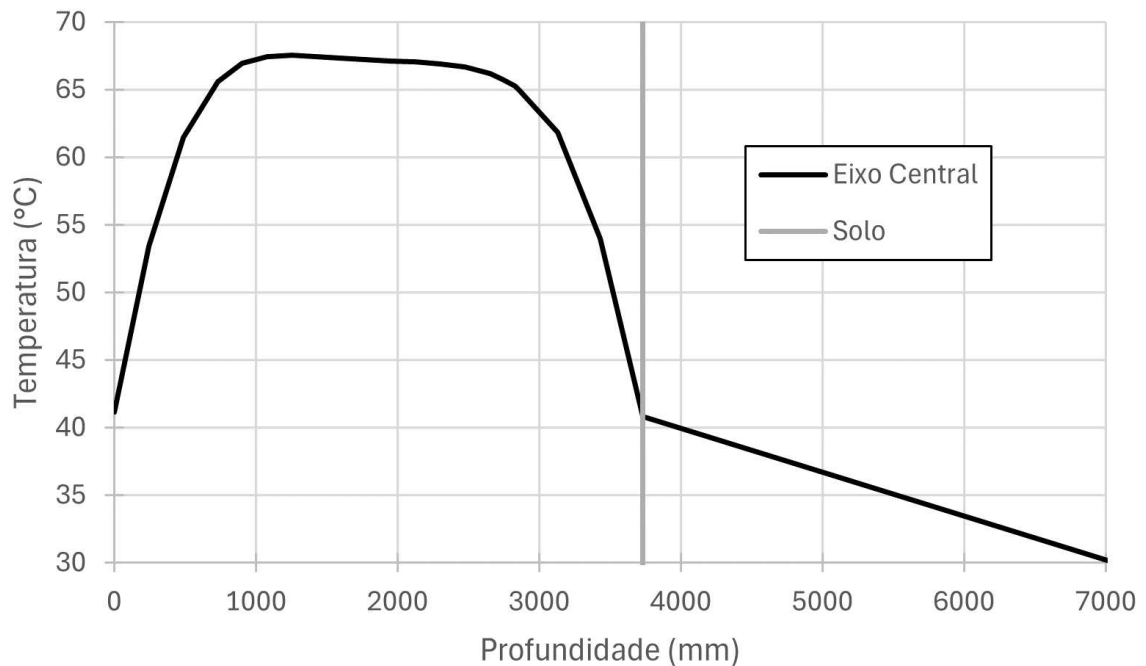
É possível observar o comportamento de retenção de calor no núcleo do concreto, bem como a dispersão das temperaturas na superfície do material e no contato com o solo. Como esperado, a modelagem do solo gerou um impacto significativo na distribuição do calor, contribuindo para uma redução da altura em que ocorre o pico de temperatura do núcleo.

Uma forma de visualizar isso é por meio do traçado do perfil de temperatura ao longo do eixo central da base eólica, conforme apresentado na Figura 25 a seguir para o instante de temperatura máxima atingida. A medição das coordenadas foi realizada de cima para baixo a partir do topo da fundação até o solo, em milímetros.

Já para o AAC, os parâmetros utilizados foram reunidos de diversos trabalhos, mantendo como foco a utilização de materiais álcali ativados de duas partes, compostos por cinzas de aciaria e por cinzas volantes, além de manter as características do solo, coeficiente de película, temperatura inicial, temperatura ambiente e temperatura referência. A Tabela 10 a seguir compila esses parâmetros trazendo as respectivas referências. (THOMAS; PEETHAMPARAN, 2015; DING *et al.*, 2016; PAN *et al.*, 2018; LACANTE *et al.*, 2022; BEZEMER *et al.*, 2023)

Já para o processo de *fitting* dos demais parâmetros, a Tabela 4 da etapa de validação

Figura 25 – Perfil de temperatura no OPC



Fonte: Autor

Tabela 10 – Propriedades térmicas do AAC

Propriedade	Unidade	Concreto	Referência
Densidade	kg/m ³	2300	Thomas (2015) & Ding (2016)
Calor Específico	J/kg ^o .C	870	Pan (2018)
Condutividade	W/m ^o .C	0.6	Pan (2018)
Coef. de Expansão térmica	1e-6/°C	40	Lacante (2022)
Coef. de Poisson	-	0.13	Thomas (2015) & Ding (2016)
Taxa de Cimentícios	kg/m ³	400	Bezemer (2023)
Energia de Ativação	kJ/mol	74	Lacante (2022)

Fonte: Autor

já apresentava os valores para o OPC, enquanto a Tabela 11 a seguir, compila os valores para o AAC, também baseados nas referências da literatura (NUNES *et al.*, 2022; MOHAMED *et al.*, 2022). A calibração dos parâmetros foi feita em cima dos trabalhos de Li e Ruengsilapanum, para a elevação de temperatura, e Chithiputhiran, para a geração de calor, mostrado nas Figuras 26, 27 e 28 a seguir (LI *et al.*, 2022; RUENGSIAPANUN *et al.*, 2021; CHITHIRAPUTHIRAN; NEITHALATH, 2013). Vale salientar, que no caso do calor último liberado, foram apresentadas faixas de valores, então foi assumido um valor intermediário de 130 kJ/kg para a análise.

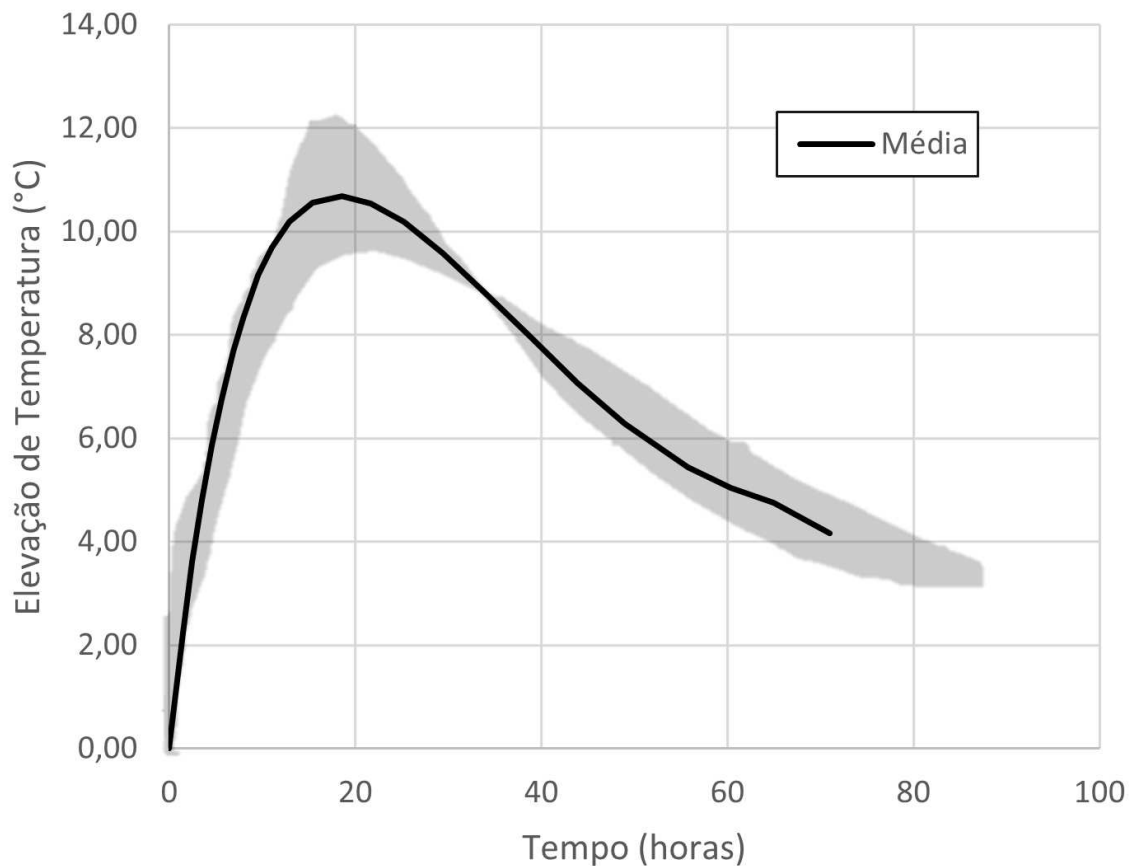
Percebe-se que a rapidez de elevação da taxa de geração de calor prejudica levemente a calibração do modelo em comparação ao OPC, mas gerando uma curva mais conservadora

Tabela 11 – Parâmetros térmicos de calibração do AAC

Propriedade	Unidade	Valor	Referência
Calor Último (H_u)	kJ/kg	70-210	Nunes (2022) & Mohammed (2022)
τ (h)	-	1.1	-
β	-	0.2	-
α_u	-	0.55	-
T_R	°C	30	-

Fonte: Autor

Figura 26 – Curva de elevação de temperatura no AAC.



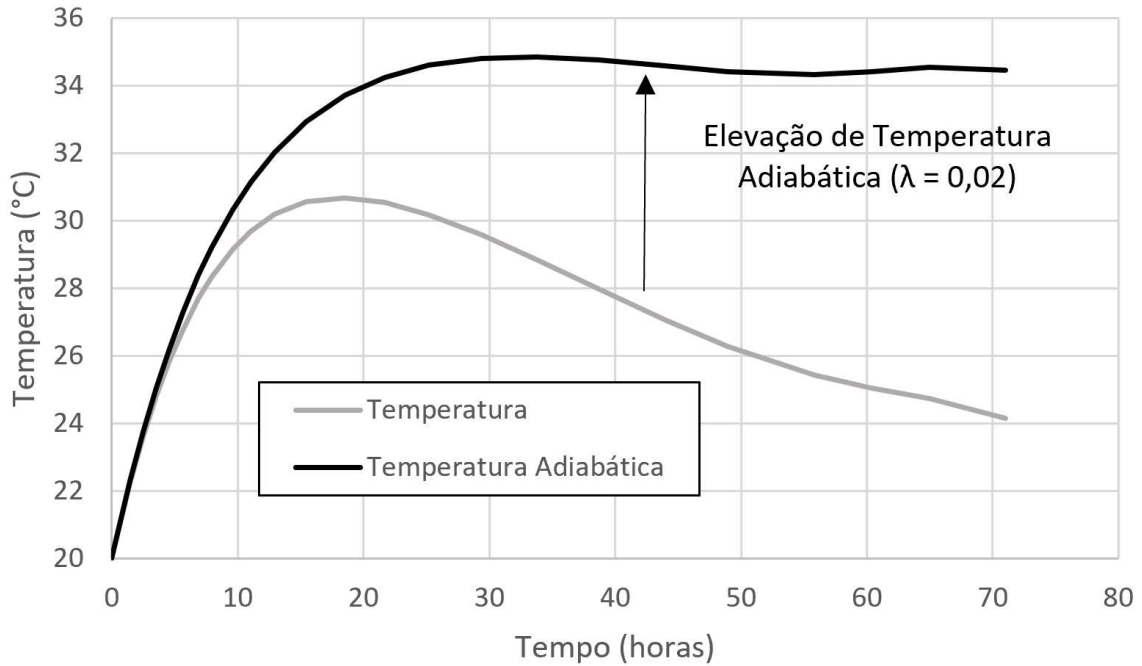
Fonte: Autor

levando em conta a análise a ser realizada.

De forma similar ao que já foi apresentado para o OPC, as Figuras 52 e 29 compilam os dados de elevação de temperatura em intervalos de 40 horas e o perfil de temperatura no eixo central.

Como se pode observar, as temperaturas no AAC foram drasticamente menores e se apresentaram de forma bem mais distribuída, e isso pode ser atribuído a algumas propriedades específicas. A razão entre o calor liberado pelo concreto convencional e pelo álcali ativado,

Figura 27 – Curva de elevação de temperatura adiabática no AAC.



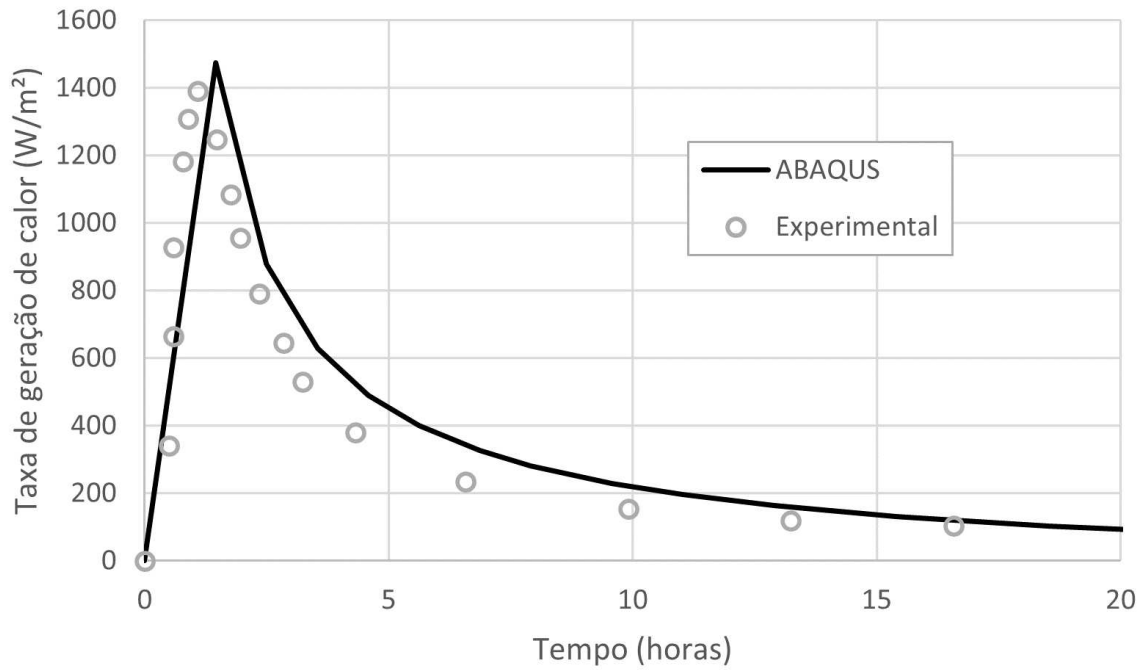
Fonte: Autor

em média, foi aproximadamente 3,6 vezes; para a condutividade, 4,4 vezes, enquanto que para a energia de ativação foi 0,5. Isso demonstra um material que demora mais para reagir por completo, retendo o seu calor interno por mais tempo, mas que atinge temperaturas significativamente menores, no caso, quase que equivalente a temperatura ambiente. Isso impacta diretamente no comportamento das deformações térmicas às quais a base eólica está submetida e, conseqüentemente, ao dano a que ela vai estar sujeita.

O parâmetro τ funciona como um valor médio para a ocorrência do pico de geração de calor no material, enquanto os demais parâmetros influenciam em quão acentuado é esse pico e que valor ele deve atingir. Foi possível observar que o pico de geração de calor do AAC acontece de forma muito rápida em comparação com o OPC, atingindo um grau de hidratação final relativamente menor e de forma menos acentuada.

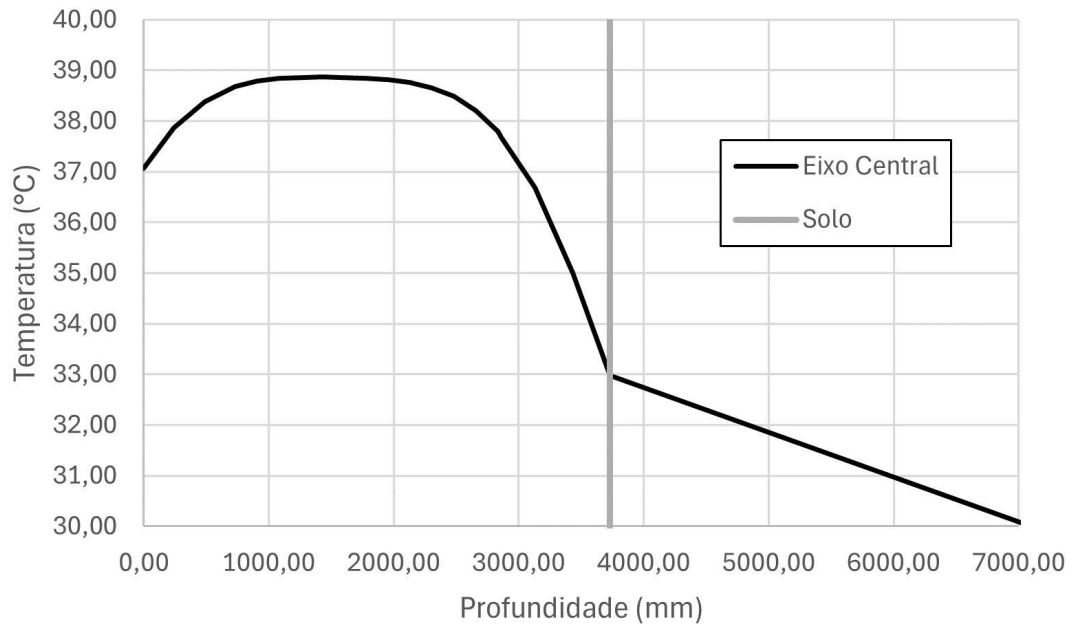
Já para a análise mecânica, considerou-se tanto as propriedades do OPC e do AAC como sendo baseados no trabalho de Wang, que trouxe composições de concreto álcali ativado com diferentes classes de resistência, em comparação com os valores esperados pela norma para as classes de resistência equivalentes do concreto convencional (WANG *et al.*, 2020). Para tanto, a classe do concreto mais próxima à utilizada no topo da fundação é de 50 MPa e, para efeitos práticos, adotou-se essa resistência para essa análise. As Figuras 30, 31, 32, 33 e Tabela 12 a

Figura 28 – Curva de geração de calor no AAC.



Fonte: Autor

Figura 29 – Perfil de temperatura no AAC

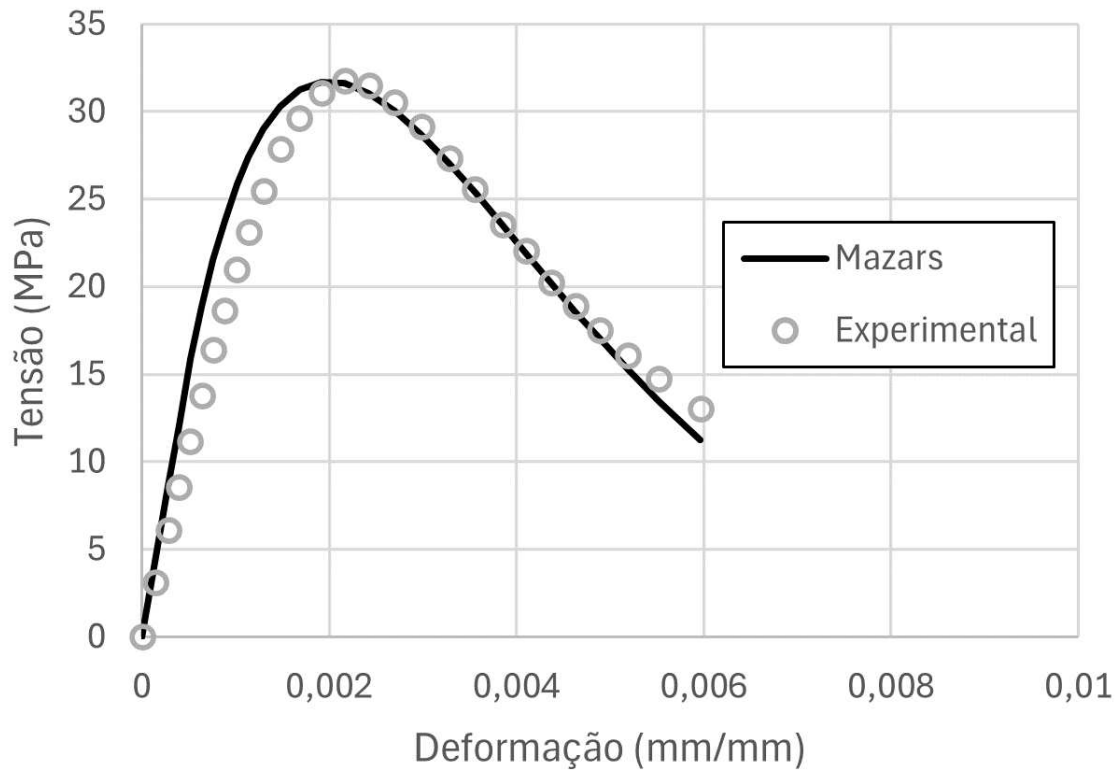


Fonte: Autor

seguir mostram a calibração dos parâmetros utilizados.

Percebe-se que o AAC ainda não possui um controle tecnológico rígido o suficiente que garanta um módulo de elasticidade similar aos valores normativos do concreto convencional

Figura 30 – Curva Simulada para OPC - C30.



Fonte: Autor

Tabela 12 – Parâmetros mecânicos do AAC e OPC.

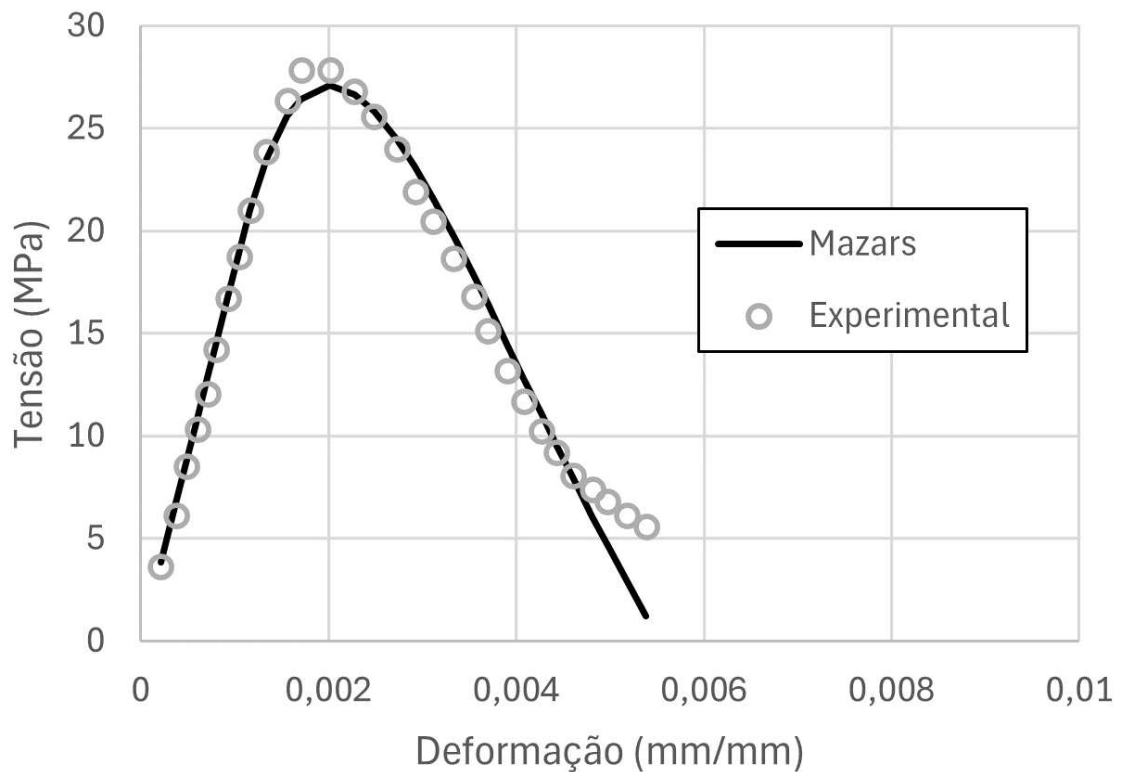
Material	E (GPa)	ϵ_{c0}	A_c	B_c
OPC - C30	30.7	0.0003	1.195	502.2
OPC - C50	39.6	0.001517	1.803	506.4
AAC - C30	18.05	0.001165	2.168	498.1
AAC - C50	30.10	0.0005	4.850	519.2

Fonte: Autor

(ABNT, 2023). Outro ponto importante é que o comportamento pós-pico tende a ser de uma ruptura mais brusca, de forma similar às curvas de pastas cimentícias álcali ativadas apresentadas na etapa de validação. Uma forma de visualizar melhor esse comportamento é por meio das curvas de dano do material. A Figura 34 apresenta um compilado das curvas de dano para os quatro materiais apresentados.

Percebe-se que para ambos os materiais ocorre um comportamento de elevação de dano de forma mais brusca para as composições de maior classe de resistência a compressão. Para uma mesma classe de resistência, pode-se definir três fases para efeito de comparação dos materiais: numa primeira fase, os carregamentos geram dano no OPC enquanto o AAC consegue

Figura 31 – Curva Simulada para AAC - C30.



Fonte: Autor

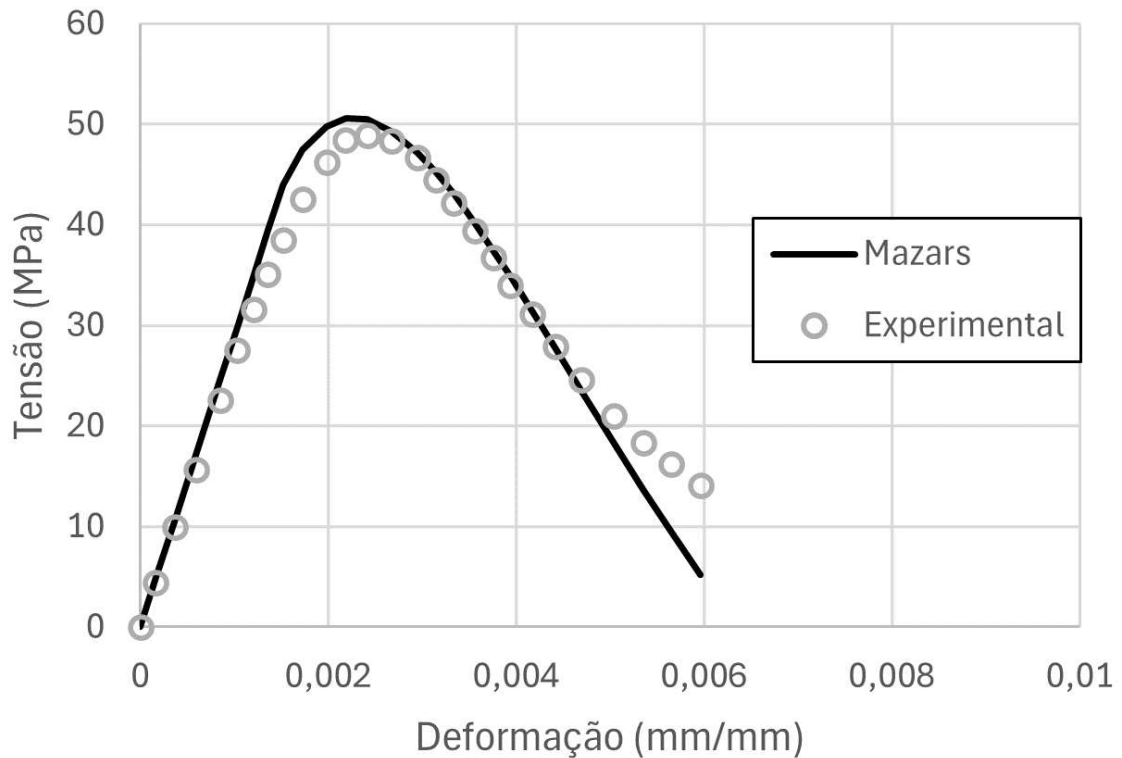
manter o comportamento elástico-linear; em uma segunda fase, o AAC inicia seu processo de dano, mas relativamente menor ao OPC; por fim, após atingir uma deformação acima de 2‰, atinge-se um ponto de inflexão, em que o dano causado ao AAC é maior, sendo essa faixa de deformação exatamente a faixa onde ocorre o pico de tensão do material nas curvas apresentadas.

Na simulação, o OPC apresentou diferentes formações de dano antes e depois da aplicação das cargas da fundação. A Figura 35 mostra o dano causado apenas pelas deformações térmicas no interior do concreto. A magnitude do dano causado apenas pela elevação da temperatura foi de 6,5%.

Já o dano causado após a aplicação das cargas foi apresentado na Figura 36. A magnitude do dano causado chegou a 24%, causado principalmente pelo esforço de momento fletor na fundação.

É possível verificar que a aplicação das cargas permitiu o surgimento de ambos os fenômenos previstos pelo modelo de dano de Mazars: o de abertura e fechamento de fissuras. Com isso, o comportamento do material acabou se afastando da configuração inicial de deformações térmicas, com a concentração de tensões centralizada no núcleo do concreto.

Figura 32 – Curva Simulada para OPC - C50.



Fonte: Autor

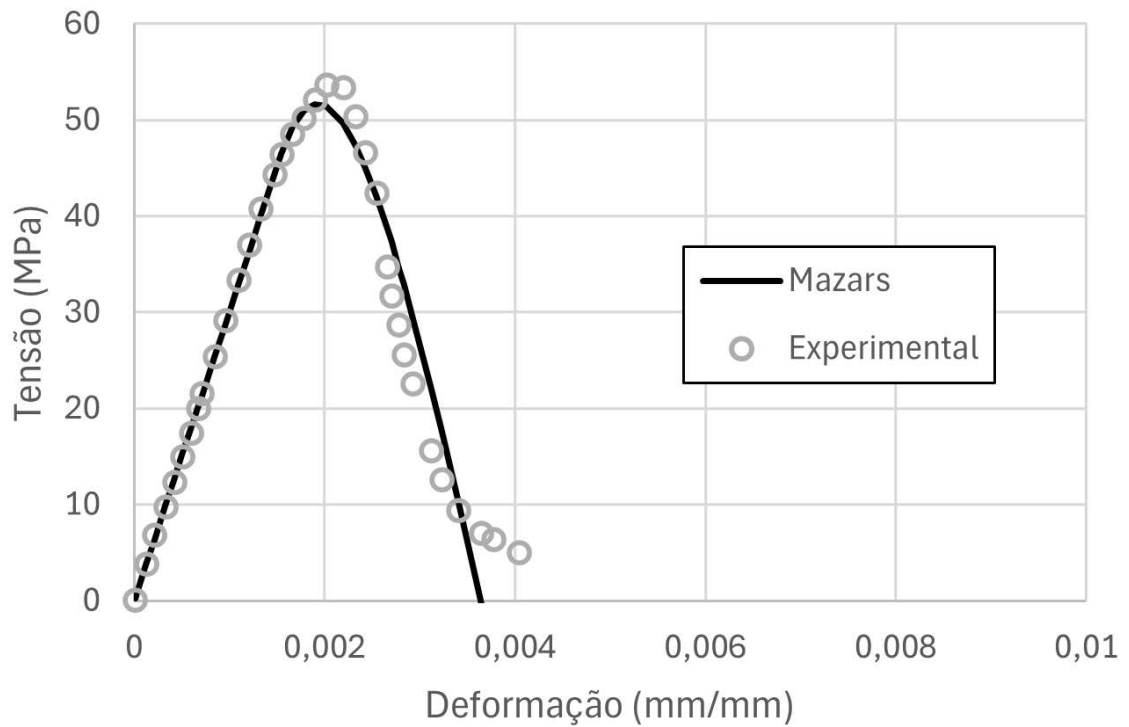
Para uma melhor visualização, a Figura 37 apresenta uma vista da face superior do modelo.

Agora, para o AAC, não foi observado dano em nenhum momento da análise. A Figura 38 mostra o registro da simulação realizada. Esse comportamento pode ser explicado principalmente pelas temperaturas relativamente mais baixas, como já foi citado anteriormente. Mas também pode ser explicada pelas deformações de início de dano consideravelmente maiores, apresentadas na Tabela 12.

Por fim, é interessante observar o impacto desses comportamentos de dano na compressão no que se refere às tensões atuantes na base eólica. As Figuras 39 e 40 apresentam as tensões tanto para o OPC como para o AAC.

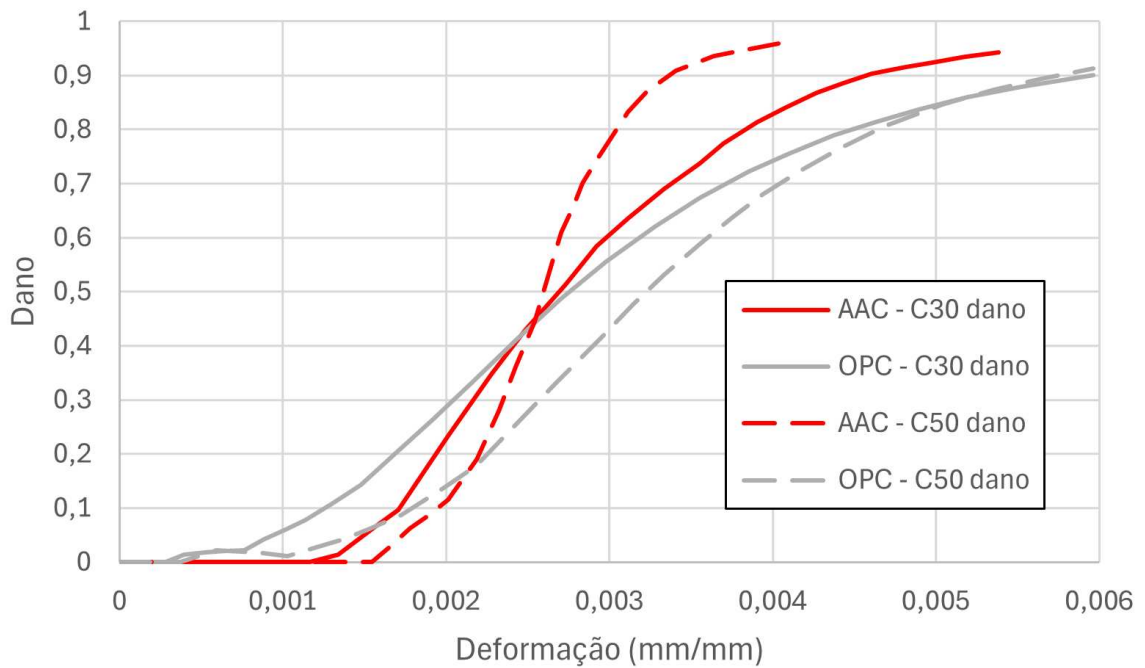
É possível observar que o AAC obteve um comportamento superior ao OPC na distribuição das tensões, com mais áreas possuindo tensões de compressão relativamente menores, e praticamente nulas em alguns pontos. A tensão máxima acontece num ponto de divisão entre os concretos de diferentes resistências, sendo também um ponto geometricamente propenso a concentração de tensões. Nesse ponto, registrou-se 27,605 MPa no OPC e 19,613 MPa no AAC,

Figura 33 – Curva Simulada para AAC - C50.



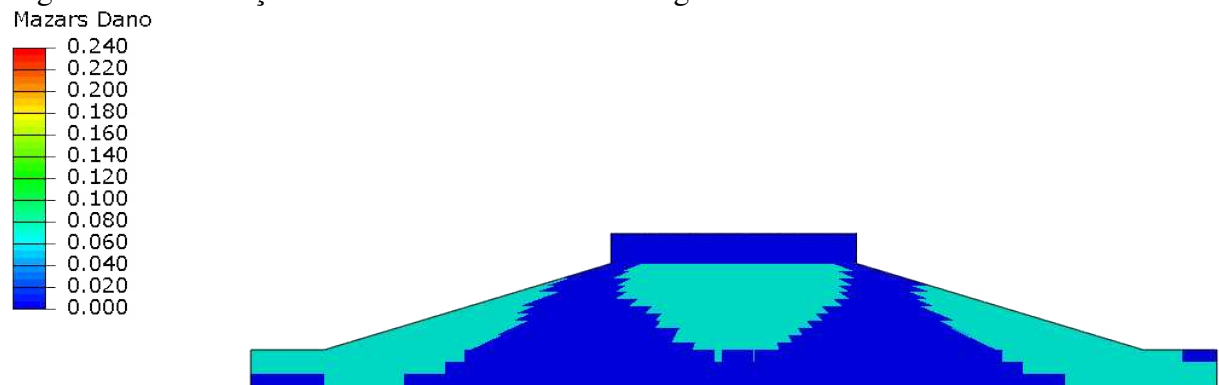
Fonte: Autor

Figura 34 – Curvas de dano.



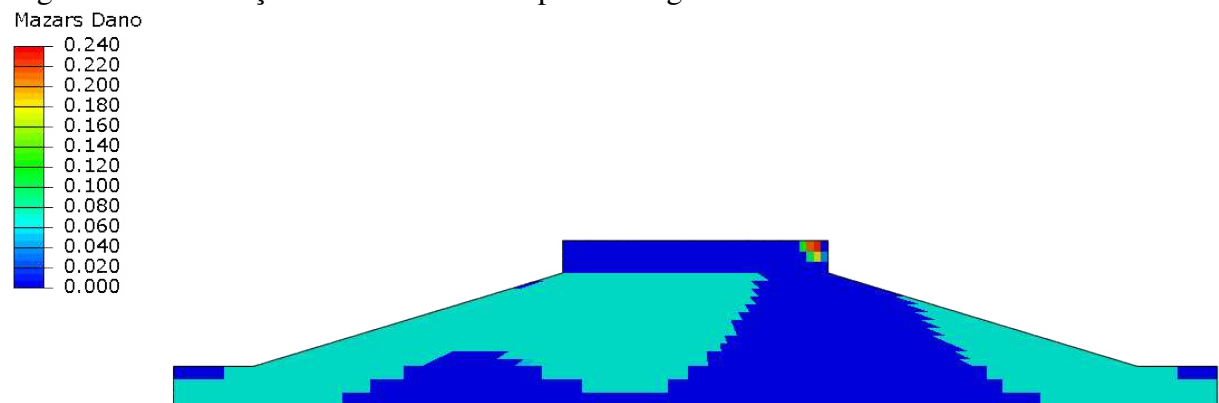
Fonte: Autor

Figura 35 – Formação de dano no OPC antes da carga.



Fonte: Autor

Figura 36 – Formação de dano no OPC após da carga.

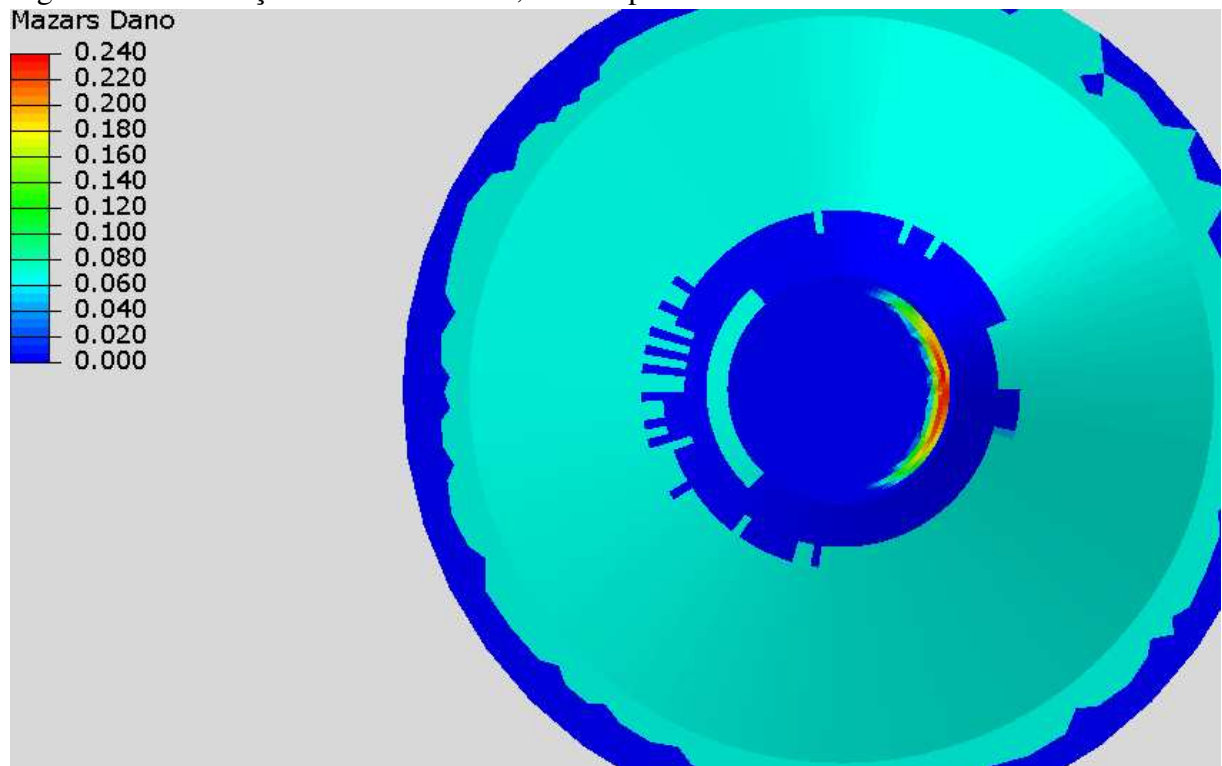


Fonte: Autor

ou seja, aproximadamente 29,0 % menor.

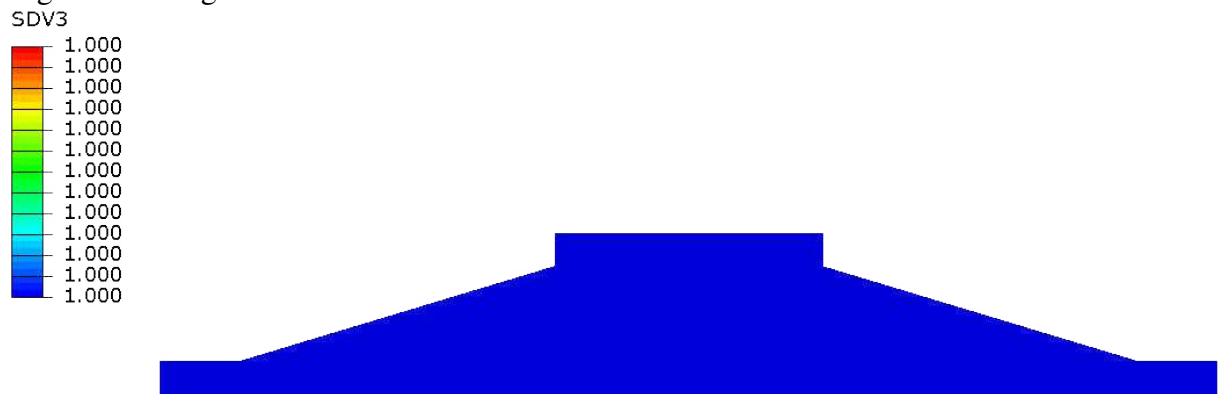
Tais valores se demonstram bem distantes das resistências do concreto, ou seja, uma certa segurança com relação ao seu dimensionamento à compressão do material.

Figura 37 – Formação de dano no OPC, vista superior.



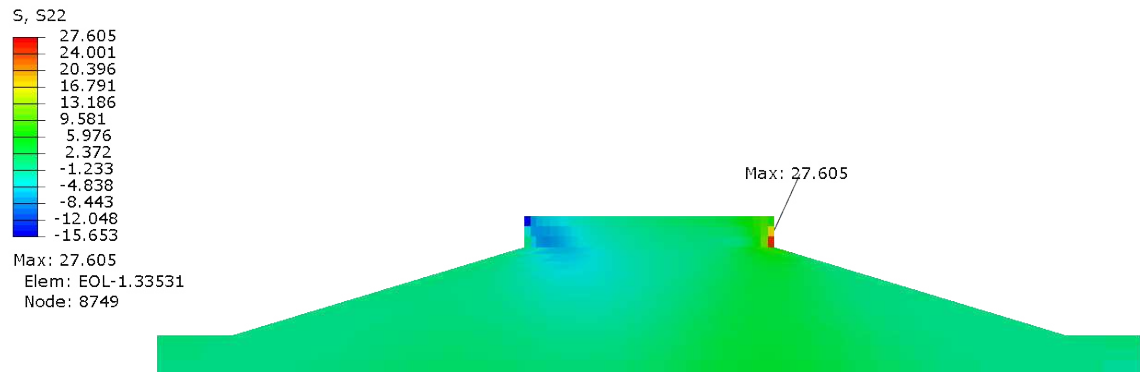
Fonte: Autor

Figura 38 – Rigidez remanescente no AAC.



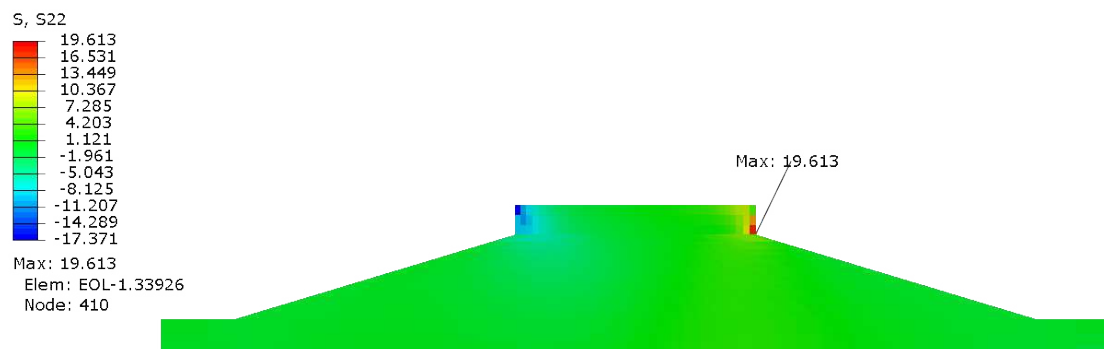
Fonte: Autor

Figura 39 – Tensões no OPC.



Fonte: Autor

Figura 40 – Tensões no AAC.



Fonte: Autor

7 CONCLUSÃO

No presente trabalho, estudou-se a aplicabilidade do concreto álcali ativado com fins de utilização em estruturas com grandes volumes de concreto, em especial, bases de torre eólica, como uma alternativa sustentável ao concreto convencional.

Foram implementadas e validadas duas sub-rotinas no software Abaqus FEA, uma referente à geração de calor baseada na formulação de Arrhenius e outra referente ao dano contínuo baseado na formulação de Mazars. Foi possível verificar que ambos os modelos foram capazes de representar os fenômenos de elevação de temperatura no interior do concreto e de formação de fissuras de forma eficiente para o AAC e para o OPC, com uma devida calibração dos parâmetros.

Para tanto, verificou-se que as composições de materiais álcali ativados compostas por duas partes, mais especificamente se tratando da utilização de cinzas volantes e cinzas de aciaria, pode permitir uma uniformização do comportamento das curvas de geração de calor, adequando-se ao modelo de Arrhenius, mas pode fragilizar o material, principalmente com composições com mais de 50% de cinzas volantes, dificultando a conformidade com o modelo de Mazars. Isso pode acontecer por conta da própria natureza do material, com grãos menores, que diminuem o volume de vazios e aumentam a resistência da mistura, mas também possuindo pouca aderência à pasta cimentícia, contribuindo para uma ruptura mais brusca. Posteriormente no trabalho, esse comportamento mais frágil do AAC foi reafirmado ao se comparar as curvas de dano geradas para diferentes classes de resistência entre o AAC e o OPC.

Baseando-se em propriedades térmicas e mecânicas apresentadas na literatura científica, foi possível simular a resposta termomecânica dos materiais em uma estrutura real, a fim de comparar os resultados. A estrutura utilizada como modelo foi uma fundação de torre eólica já anteriormente projetada e executada, e as cargas aplicadas foram uma configuração simplificada de cargas usuais utilizadas para aquela classe de altura de torres no Brasil. A escolha dessa estrutura foi importante a nível do cenário local, tendo em vista que o CIPP é um pólo siderúrgico e de produção de energia eólica, o que facilitaria a viabilização da utilização do AAC, tomada por objetivo geral desse trabalho.

A análise do passo de geração de calor no interior do concreto comprovou que o OPC alcança temperaturas muito maiores que o AAC. Enquanto o primeiro atinge valores próximos de 70°C no núcleo do concreto, gerando também a preocupação com a formação de etringita tardia, o segundo se mantém pouco acima da temperatura ambiente.

A partir disso, a análise mecânica comprovou o início do processo de dano para o OPC antes mesmo da aplicação das cargas da torre eólica, atingindo 6,5% de degradação da rigidez do material, ocorrendo no núcleo e na superfície da base eólica. Após a aplicação de carga, a distribuição do dano muda, ocorrendo efeitos de abertura e fechamento de fissuras, atingindo uma magnitude máxima de dano de 24% no topo da fundação. Isso pode ser explicado pelas altas deformações causadas pela dilatação térmica, que superam as deformações de início de dano, iniciando o estado de microfissuração e aumentando as deformações causadas pelas sollicitação mecânica do material.

Já para o AAC, verificou-se que os materiais ainda não possuem um controle tecnológico rígido o suficiente para atingir valores de módulo de elasticidade exigidos por norma para a utilização em estruturas de concreto. Entretanto, foi notado que são maiores os valores de deformação de início de dano, fato esse que, em conjunto com a baixa expansão térmica causada no material, permitiu que a base eólica se mantivesse inteiramente em estado elástico-linear, ou seja, sem dano em toda sua extensão. Verificou-se também, que até uma deformação na compressão de 2 ‰, o AAC apresenta valores de dano menores tanto para o C30 como para o C50, mas que a partir disso, ele cresce de forma bastante acentuada.

Com isso, analisando os pontos de concentração de tensões de compressão no material, obteve-se, em comparação ao OPC, uma tensão máxima 29,0% menor, mas análises mais criteriosas devem ser realizadas a fim de obter resultados mais satisfatórios para a tomada de decisão no projeto estrutural.

Conclui-se que o concreto álcali-ativado apresenta um comportamento consideravelmente bom, no que se refere a elevação térmica e resposta a esforços de compressão, justificando o incentivo às pesquisas nas últimas décadas e a aplicabilidade em estruturas cada vez mais difundidas. Sua utilização deve ser incentivada e mais pesquisas devem ser realizadas em prol de uma construção civil mais sustentável.

7.1 Sugestões para trabalhos futuros

Durante esse trabalho, muitas possibilidades de desenvolvimento do estudo surgiram, mas não puderam ser implementadas:

- De início, uma ideia seria a de produção de corpos de prova próprios, similares ao trabalho de Costa (2022), trabalhando com composições de concreto para ensaios de compressão e tração na flexão, necessários para a calibração do modelo de Mazars.

- No que se refere à análise do concreto em idades iniciais, seria interessante complementar a parte de verificação do dano na tração. Não só se trataria de buscar as curvas para calibração dos parâmetros do modelo de Mazars, mas também inserir a variação temporal das propriedades térmicas e mecânicas, bem como das condições do ambiente. Conforme citado anteriormente, seriam: as variações de incidência solar, da temperatura ambiente, das propriedades de calor específico, de condutividade térmica, e de módulo de elasticidade, ganho de resistência à compressão e à tração, bem como os efeitos de retração e fluência. Além disso, seria necessário implementar um modelo de viscoelasticidade para a realização da análise termomecânica acoplada.
- Tendo em vista análises mais diversas e de maior duração, a sub-rotina do modelo de dano contínuo de Mazars pode ser modificada para inserir os efeitos de tensões residuais, além da incorporação da regularização por energia de fratura conforme apresentado por Arruda (2022), e de efeitos de cargas cíclicas e de fadiga no material.
- Outra ideia seria a modelagem do concreto com a inclusão das armaduras e das ligações no topo da fundação ou até mesmo da escolha de outro tipo de estrutura a ser analisada. Além disso, pode ser feita uma análise sobre o comportamento desse concreto com o reforço de fibras.

REFERÊNCIAS

- ALDAWSARI, S.; KAMPMANN, R.; HARNISCH, J.; ROHDE, C. Setting time, microstructure, and durability properties of low calcium fly ash/slag geopolymer: A review. **Materials**, v. 15, n. 3, 2022. ISSN 1996-1944. Disponível em: <https://www.mdpi.com/1996-1944/15/3/876>.
- ALMUTAIRI, A. L.; TAYEH, B. A.; ADESINA, A.; ISLEEM, H. F.; ZEYAD, A. M. Potential applications of geopolymer concrete in construction: A review. **Case Studies in Construction Materials**, Elsevier BV, v. 15, p. e00733, dez. 2021. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.cscm.2021.e00733>.
- ANTUNES BOCA SANTA, R. A.; BERNARDIN, A. M.; RIELLA, H. G.; KUHNEN, N. C. Geopolymer synthesized from bottom coal ash and calcined paper sludge. **Journal of Cleaner Production**, v. 57, p. 302–307, 2013. ISSN 0959-6526. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0959652613003260>.
- ARAÚJO, L. B. R. **Rheological, Mechanical and Durability Evaluation of Alkali-Activated Pastes and Concretes Designed Based on Fly Ash and Steel Slag**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal do Ceará, 2023.
- ARRUDA, M.; PACHECO, J.; CASTRO, L. M.; JULIO, E. A modified mazars damage model with energy regularization. **Engineering Fracture Mechanics**, Elsevier BV, v. 259, p. 108129, jan. 2022. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2021.108129>.
- ARRUDA, M. R. T.; TROMBINI, M.; PAGANI, A. Implicit to explicit algorithm for ABAQUS standard user-subroutine UMAT for a 3d hashin-based orthotropic damage model. **Applied Sciences**, MDPI AG, v. 13, n. 2, p. 1155, jan. 2023. Disponível em: <https://doi.org/10.3390/app13021155>.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 8953:2015**: Concreto para fins estruturais - classificação pela massa específica, por grupos de resistência e consistência. Rio de Janeiro, 2015. 7 p.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 6118:2023**: Projeto de estruturas de concreto. Rio de Janeiro, 2023. 242 p.
- AZENHA, M.; FARIA, R. Temperatures and stresses due to cement hydration on the r/c foundation of a wind tower—a case study. **Engineering Structures**, v. 30, n. 9, p. 2392–2400, 2008. ISSN 0141-0296. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0141029608000229>.
- BARBOSA, V. F. F. **Síntese e caracterização de polissialatos**. Tese (Doutorado em Ciências dos Materiais) – Departamento de Ciências dos Materiais, Instituto Militar de Engenharia (IME), Rio de Janeiro, 1999.
- BAŽANT, Z. P.; CEDOLIN, L.; CHEN, W. F.; LUI, E. M. Stability of structures: Elastic, inelastic, fracture and damage theories. **Journal of Structural Engineering**, American Society of Civil Engineers (ASCE), v. 119, n. 3, p. 1001–1002, mar. 1993.
- BEZEMER, H.; AWASTHY, N.; LUKOVIĆ, M. Multiscale analysis of long-term mechanical and durability behaviour of two alkali-activated slag-based types of concrete. **Construction**

and Building Materials, v. 407, p. 133507, 2023. ISSN 0950-0618. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0950061823032245>.

BONDAR, D.; MA, Q.; SOUTSOS, M.; BASHEER, M.; PROVIS, J. L.; NANUKUTTAN, S. Alkali activated slag concretes designed for a desired slump, strength and chloride diffusivity. **Construction and Building Materials**, v. 190, p. 191–199, 2018. ISSN 0950-0618. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0950061818323031>.

BORST, R. d.; GUTIÉRREZ, M. A.; WELLS, G. N.; REMMERS, J. J.; ASKES, H. Cohesive-zone models, higher-order continuum theories and reliability methods for computational failure analysis. **International Journal for Numerical Methods in Engineering**, Wiley Online Library, v. 60, n. 1, p. 289–315, 2004.

CARPINTERI, A. **Mechanical damage and crack growth in concrete**. Springer Netherlands, 1986. Disponível em: <https://doi.org/10.1007/978-94-009-4350-6>.

CERVERA, M.; FARIA, R.; OLIVER, J.; PRATO, T. Numerical modelling of concrete curing, regarding hydration and temperature phenomena. **Computers and Structures**, v. 80, n. 18, p. 1511–1521, 2002. ISSN 0045-7949. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0045794902001049>.

CHITHIRAPUTHIRAN, S.; NEITHALATH, N. Isothermal reaction kinetics and temperature dependence of alkali activation of slag, fly ash and their blends. **Construction and Building Materials**, v. 45, p. 233–242, 2013. ISSN 0950-0618. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0950061813002717>.

CIRAK, F.; ORTIZ, M.; PANDOLFI, A. A cohesive approach to thin-shell fracture and fragmentation. **Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering**, Elsevier BV, v. 194, n. 21-24, p. 2604–2618, jun. 2005. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.cma.2004.07.048>.

COSTA, H. N. **Cimentos álcali-ativados à base de cinzas do carvão mineral e de escórias siderúrgicas**. Tese (Doutorado em Engenharia e Ciência de Materiais) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia e Ciência de Materiais, Universidade Federal do Ceará, 2022.

DAVE, N.; SAHU, V.; MISRA, A. K. Development of geopolymer cement concrete for highway infrastructure applications. **Journal of Engineering, Design and Technology**, Emerald, v. 18, n. 5, p. 1321–1333, maio 2020. Disponível em: <https://doi.org/10.1108/jedt-10-2019-0263>.

DAWCZYŃSKI, S.; KRZYWON, R.; GÓRSKI, M.; DUBIŃSKA, W.; SAMOSZUK, M. Geopolymer concrete - applications in civil engineering. In: **XXXI Salon Tecnológico de la Construcción. Investigando en ingeniería de edificación**. Valência, Espanha: EXCO 2017, 2017. p. 332–341.

DING, Y.; DAI, J.-G.; SHI, C.-J. Mechanical properties of alkali-activated concrete: A state-of-the-art review. **Construction and Building Materials**, v. 127, p. 68–79, 2016. ISSN 0950-0618. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0950061816315719>.

DO, T. A.; LAWRENCE, A. M.; TIA, M.; BERGIN, M. J. Effects of Thermal Conductivity of Soil on Temperature Development and Cracking in Mass Concrete Footings. **Journal of Testing and Evaluation**, v. 43, n. 5, p. 1078–1090, 09 2015. ISSN 0090-3973. Disponível em: <https://doi.org/10.1520/JTE20140026>.

DUXSON, P.; FERNÁNDEZ-JIMÉNEZ, A.; PROVIS, J. L.; LUKEY, G. C.; PALOMO, A.; DEVENTER, J. S. J. van. Geopolymer technology: the current state of the art. **Journal of Materials Science**, Springer Science and Business Media LLC, v. 42, n. 9, p. 2917–2933, dez. 2006. Disponível em: <https://doi.org/10.1007/s10853-006-0637-z>.

Electricite de France. **Finite element Code Aster, Analysis of Structures and Thermomechanics for Studies and Research**. 1989–2023. Open source on www.code-aster.org.

GLUKHOVSKY, V. Soil silicates. **Gosstroyizdat, Kiev**, v. 154, 1959.

GUO, W.; BAI, Y.; XU, Z.; ZHANG, J.; ZHAO, Q.; WANG, D. Stress-strain behavior of low-carbon concrete activated by soda residue-calcium carbide slag under uniaxial and triaxial compression. **Journal of Building Engineering**, Elsevier BV, v. 55, p. 104678, set. 2022. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.job.2022.104678>.

HASSAN, A.; ARIF, M.; SHARIQ, M.; ALOMAYRI, T.; PEREIRA, S. Fire resistance characteristics of geopolymer concrete for environmental sustainability: a review of thermal, mechanical and microstructure properties. **Environment, Development and Sustainability**, Springer Science and Business Media LLC, v. 25, n. 9, p. 8975–9010, jul. 2022. Disponível em: <https://doi.org/10.1007/s10668-022-02495-0>.

HE, J.; ZHANG, G. Geopolymerization of red mud and fly ash for civil infrastructure applications. In: **Geo-Frontiers 2011**. American Society of Civil Engineers, 2011. Disponível em: [https://doi.org/10.1061/41165\(397\)132](https://doi.org/10.1061/41165(397)132).

HUANG, Y.; LIU, G.; HUANG, S.; RAO, R.; HU, C. Experimental and finite element investigations on the temperature field of a massive bridge pier caused by the hydration heat of concrete. **Construction and Building Materials**, v. 192, p. 240–252, 2018. ISSN 0950-0618. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0950061818325182>.

IBIJOLA, E. On some fundamental concepts of continuum damage mechanics. **Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering**, Elsevier BV, v. 191, n. 13-14, p. 1505–1520, jan. 2002. Disponível em: [https://doi.org/10.1016/s0045-7825\(99\)90187-1](https://doi.org/10.1016/s0045-7825(99)90187-1).

JEXEMBAYEVA, A.; SALEM, T.; JIAO, P.; HOU, B.; NIYAZBEKOVA, R. Blended cement mixed with basic oxygen steelmaking slag (bof) as an alternative green building material. **Materials**, v. 13, n. 14, 2020. ISSN 1996-1944. Disponível em: <https://www.mdpi.com/1996-1944/13/14/3062>.

JIRÁSEK, M. Nonlocal models for damage and fracture: Comparison of approaches. **International Journal of Solids and Structures**, Elsevier BV, v. 35, n. 31-32, p. 4133–4145, nov. 1998. Disponível em: [https://doi.org/10.1016/s0020-7683\(97\)00306-5](https://doi.org/10.1016/s0020-7683(97)00306-5).

JOHN, V. M. **Cimentos e Escórias Ativadas com Silicatos de Sódio**. Tese (Doutorado em Engenharia) – Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo, 1995.

KACHANOV, L. Rupture time under creep conditions. **Izv. Akad. Nauk SSSR**, v. 8, p. 26–31, 1958.

KAMSEU, E.; RIZZUTI, A.; LEONELLI, C.; PERERA, D. Enhanced thermal stability in k2o-metakaolin-based geopolymer concretes by al2o3 and SiO2 fillers addition. **Journal of**

Materials Science, Springer Science and Business Media LLC, v. 45, n. 7, p. 1715–1724, jan. 2010. Disponível em: <https://doi.org/10.1007/s10853-009-4108-1>.

KRAJCINOVIC, D. **Damage Mechanics**. Elsevier Science, 1996. (ISSN). ISBN 9780080530246. Disponível em: <https://books.google.com.br/books?id=pkmf6GVDoY4C>.

KÜHL, H. **Slag cement and process making the same**. 1908. Patente estadunidense 900,939.

KUPFER, H. K. H. H.; RUSCH, H. Behavior of concrete under biaxial stresses. **ACI Journal Proceedings**, American Concrete Institute, v. 66, n. 8, 1969. Disponível em: <https://doi.org/10.14359/7388>.

LACANTE, M.; DELSAUTE, B.; GAMBACORTA, J.; KÖNIGSBERGER, M.; STAQUET, S. Development of early age autogenous and thermal strains of alkali-activated slag-fly ash pastes. **Frontiers in Built Environment**, Frontiers, v. 8, p. 1085912, 2022.

LEE, W.-H.; WANG, J.-H.; DING, Y.-C.; CHENG, T.-W. A study on the characteristics and microstructures of ggbs/fa based geopolymer paste and concrete. **Construction and Building Materials**, v. 211, p. 807–813, 2019. ISSN 0950-0618. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0950061819307913>.

LEGENDRE, D.; MAZARS, J. DAMAGE AND FRACTURE MECHANICS FOR CONCRETE (a COMBINED APPROACH). In: **Fracture 84**. Elsevier, 1984. p. 2841–2848. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/b978-1-4832-8440-8.50301-x>.

LEMAITRE, J. **A Course on Damage Mechanics**. Springer Berlin Heidelberg, 1996. Disponível em: <https://doi.org/10.1007/978-3-642-18255-6>.

LEMAITRE, J.; CHABOCHE, J. **Mechanics of Solid Materials**. Cambridge University Press, 1994. ISBN 9780521477581. Disponível em: <https://books.google.com.br/books?id=YfHTNHfjqXoC>.

LEMAITRE, J.; DESMORAT, R. **Engineering damage mechanics: ductile, creep, fatigue and brittle failures**. Berlin: Springer Berlin Heidelberg, 2006.

LEMOUGNA, P. N.; WANG, K. tuo; TANG, Q.; MELO, U. C.; CUI, X. min. Recent developments on inorganic polymers synthesis and applications. **Ceramics International**, Elsevier BV, v. 42, n. 14, p. 15142–15159, nov. 2016. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.ceramint.2016.07.027>.

LI, Z.; LIANG, X.; LIU, C.; LIANG, M.; van Breugel, K.; YE, G. Thermal deformation and stress of alkali-activated slag concrete under semi-adiabatic condition: Experiments and simulations. **Cement and Concrete Research**, v. 159, p. 106887, 2022. ISSN 0008-8846. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S000888462200179X>.

LONGHI, M. A. **Álcali-Ativação de lodo de caulim calcinado e cinza pesada com ativadores convencionais e silicato de sódio alternativo**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2015.

MANJUNATH, R.; NARASIMHAN, M. C. 13 - alkali-activated concrete systems: a state of art. In: SAMUI, P.; KIM, D.; IYER, N. R.; CHAUDHARY, S. (Ed.). **New Materials in Civil Engineering**. Butterworth-Heinemann, 2020. p. 459–491. ISBN 978-0-12-818961-0. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/B9780128189610000132>.

MARDMOMEN, S.; CHEN, H.-L. Prediction of the early age thermal behavior of mass concrete containing scms using ansys. **Journal of Thermal Analysis and Calorimetry**, Springer, v. 148, n. 15, p. 7899–7917, 2023.

MAZARS, J. A description of micro- and macroscale damage of concrete structures. **Engineering Fracture Mechanics**, Elsevier BV, v. 25, n. 5-6, p. 729–737, jan. 1986. Disponível em: [https://doi.org/10.1016/0013-7944\(86\)90036-6](https://doi.org/10.1016/0013-7944(86)90036-6).

MAZARS, J.; GRANGE, S. Simplified strategies based on damage mechanics for concrete under dynamic loading. **Philosophical Transactions of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences**, The Royal Society, v. 375, n. 2085, p. 20160170, jan. 2017. Disponível em: <https://doi.org/10.1098/rsta.2016.0170>.

MAZARS, J.; HAMON, F.; GRANGE, S. A model to forecast the response of concrete under severe loadings the μ damage model. **Procedia Materials Science**, Elsevier BV, v. 3, p. 979–984, 2014. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.mspro.2014.06.159>.

MAZARS, J.; HAMON, F.; GRANGE, S. A new 3d damage model for concrete under monotonic, cyclic and dynamic loadings. **Materials and Structures**, Springer Science and Business Media LLC, v. 48, n. 11, p. 3779–3793, out. 2014. Disponível em: <https://doi.org/10.1617/s11527-014-0439-8>.

MEDEIROS JR., M. S.; SILVA, W. K. D. da; CABRAL, A. E. B. Thermal analysis of wind tower foundations pre-cooled with liquid nitrogen and ice: Experimental and numerical study. Submetido para Materials and Structures, Springer Science and Business Media LLC. 2023.

MIAN, A.; BENDIG, M.; PIAZZESI, G.; MANENTE, G.; LAZZARETTO, A.; MARÉCHAL, F. Energy integration in the cement industry. In: KRASLAWSKI, A.; TURUNEN, I. (Ed.). **23rd European Symposium on Computer Aided Process Engineering**. Elsevier, 2013, (Computer Aided Chemical Engineering, v. 32). p. 349–354. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/B9780444632340500592>.

MILITITSKY, J. **Fundações de torres: aerogeradores, linhas de transmissão e telecomunicações**. 1. ed. São Paulo: Oficina de textos, 2019. ISBN 9788579753237.

MOHAMED, O. A. A review of durability and strength characteristics of alkali-activated slag concrete. **Materials**, v. 12, n. 8, 2019. ISSN 1996-1944. Disponível em: <https://www.mdpi.com/1996-1944/12/8/1198>.

MOHAMED, R.; Abd Razak, R.; ABDULLAH, M. M. A. B.; Abd Rahim, S. Z. A.; YUAN-LI, L.; SUBAER; SANDU, A. V.; WYSŁOCKI, J. J. Heat evolution of alkali-activated materials: A review on influence factors. **Construction and Building Materials**, v. 314, p. 125651, 2022. ISSN 0950-0618. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0950061821033870>.

MONTEIRO, P.; MILLER, S.; HORVATH, A. Towards sustainable concrete. **Nature Mater**, Springer, v. 16, p. 698–699, jun. 2017. Disponível em: <https://www.nature.com/articles/nmat4930>.

NAGEM, N. F. **Geopolímero a partir de resíduos oriundos da indústria de alumínio para reutilização e coprocessamento**. Tese (Doutorado em Engenharia Metalúrgica, Materiais e de Minas) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica, Materiais e de Minas, Universidade Federal de Minas Gerais, 2013.

NIDHEESH, P.; KUMAR, M. S. An overview of environmental sustainability in cement and steel production. **Journal of Cleaner Production**, v. 231, p. 856–871, 2019. ISSN 0959-6526. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0959652619317871>.

NUNES, V. A.; SURANENI, P.; BEZERRA, A. C. S.; THOMAS, C.; BORGES, P. H. R. Influence of activation parameters on the mechanical and microstructure properties of an alkali-activated bof steel slag. **Applied Sciences**, v. 12, n. 23, 2022. ISSN 2076-3417. Disponível em: <https://www.mdpi.com/2076-3417/12/23/12437>.

PACHECO, R. F. R. **Estudo sobre a utilização das escórias de aciaria LD naturais ou modificadas para substituição parcial do cimento ou como adição ao clínquer**. Tese (Doutorado em Engenharia Metalúrgica e Materiais) – Departamento de Engenharia Metalúrgica e Materiais, Universidade Federal de São Paulo, 2017.

PAN, Z.; TAO, Z.; CAO, Y.-F.; WUHRER, R. Measurement and prediction of thermal properties of alkali-activated fly ash/slag binders at elevated temperatures. **Materials and Structures**, Springer, v. 51, p. 1–13, 2018.

PROVIS, J. L.; DEVENTER, J. S. V. **Alkali activated materials: state-of-the-art report, RILEM TC 224-AAM**. Holanda: Springer Dordrecht, 2013. v. 13.

PURDON, A. The action of alkalis on blast-furnace slag. **Journal of the Society of Chemical Industry**, v. 59, n. 9, p. 191–202, 1940.

RABOTNOV, Y. N. Creep rupture. In: SPRINGER. **Applied Mechanics: Proceedings of the Twelfth International Congress of Applied Mechanics, Stanford University, August 26–31, 1968**. Berlin, 1969. p. 342–349.

ROMERO, M.; ESPINÓS, A.; LAPUEBLA-FERRI, A.; ALBERO, V.; HOSPITALER, A. Recent developments and fire design provisions for CFST columns and slim-floor beams. **Journal of Constructional Steel Research**, Elsevier BV, v. 172, p. 106159, set. 2020. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2020.106159>.

ROSSI, L.; PATEL, R. A.; DEHN, F. Compressive behaviour of alkali-activated slag-based concrete and portland cement concrete incorporating novel multiple hooked-end steel fibres. **Materials and Structures**, Springer, v. 56, n. 5, p. 96, 2023.

RUENGSIILLAPANUN, K.; UDTARANAKRON, T.; PULNGERN, T.; TANGCHIRAPAT, W.; JATURAPITAKKUL, C. Mechanical properties, shrinkage, and heat evolution of alkali activated fly ash concrete. **Construction and Building Materials**, v. 299, p. 123954, 2021. ISSN 0950-0618. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0950061821017141>.

SHI, C.; DAY, R. L. A calorimetric study of early hydration of alkali-slag cements. **Cement and Concrete Research**, v. 25, n. 6, p. 1333–1346, 1995. ISSN 0008-8846. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/000888469500126W>.

Sindicato Nacional da Indústria de Cimento. **Números da Indústria: Produção Nacional de Cimento por Regiões e Estados**. 2022. Disponível em <http://snic.org.br/numeros-industria.php>. Acessado em: 2 de maio de 2024.

SMITH, M. **ABAQUS/Standard User's Manual, Version 6.9**. United States: Dassault Systèmes Simulia Corp, 2009.

TAO, Z.; PAN, Z. GEOPOLYMER CONCRETE AT AMBIENT AND ELEVATED TEMPERATURES: RECENT DEVELOPMENTS AND CHALLENGES. **NED University Journal of Research**, NED University of Engineering and Technology, v. 2, n. Special Issue on First SACEE'19, p. 113–128, jun. 2019. Disponível em: <https://doi.org/10.35453/nedjr-stmech-2019-0007>.

The MathWorks Inc. **MATLAB version: 9.13.0 (R2022b)**. Natick, Massachusetts, United States: The MathWorks Inc., 2022. Disponível em: <https://www.mathworks.com>.

THIRUMAKAL, P.; NASVI, M. C. M.; SINTHULAN, K. Comparison of mechanical behaviour of geopolymer and OPC-based well cement cured in saline water. **SN Applied Sciences**, Springer Science and Business Media LLC, v. 2, n. 8, jul. 2020. Disponível em: <https://doi.org/10.1007/s42452-020-3154-9>.

THOMAS, R.; PEETHAMPARAN, S. Stepwise regression modeling for compressive strength of alkali-activated concrete. **Construction and Building Materials**, v. 141, p. 315–324, 2017. ISSN 0950-0618. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0950061817303720>.

THOMAS, R. J.; PEETHAMPARAN, S. Alkali-activated concrete: Engineering properties and stress–strain behavior. **Construction and Building Materials**, v. 93, p. 49–56, 2015. ISSN 0950-0618. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0950061815004821>.

TORRES, B. M.; VÖLKER, C.; FIRDOUS, R. Concreting a sustainable future: A dataset of alkali-activated concrete and its properties. **Data in Brief**, v. 50, p. 109525, 2023. ISSN 2352-3409. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S235234092300625X>.

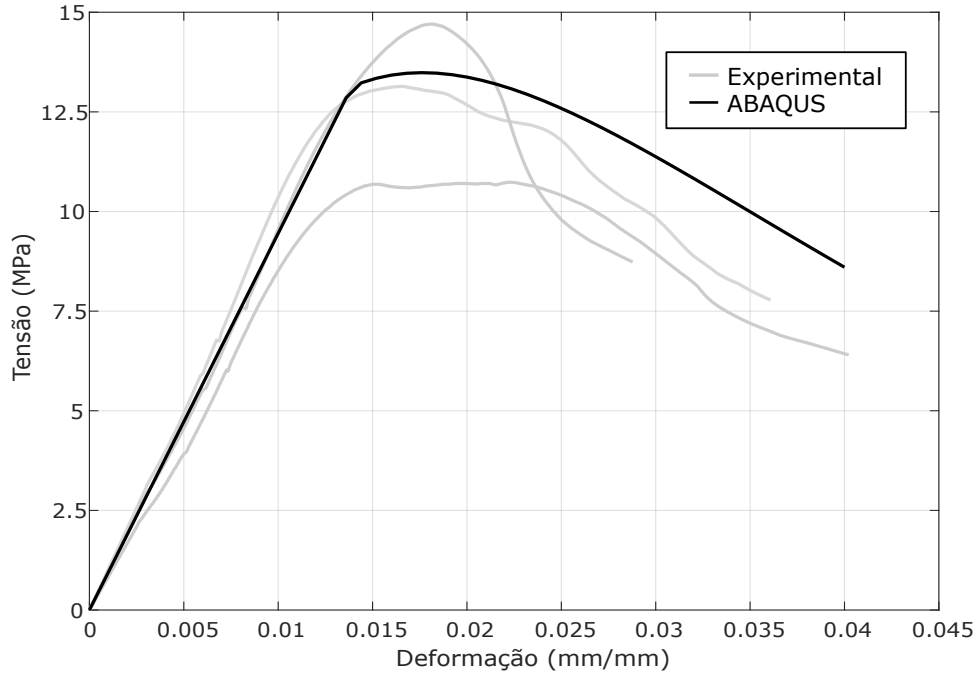
WANG, H.; WU, Y.; WEI, M.; WANG, L.; CHENG, B. Hysteretic behavior of geopolymer concrete with active confinement subjected to monotonic and cyclic axial compression: An experimental study. **Materials**, MDPI AG, v. 13, n. 18, p. 3997, set. 2020. Disponível em: <https://doi.org/10.3390/ma13183997>.

WILKINSON, A.; MAGEE, B.; WOODWARD, D.; TRETSAKOVA-MCNALLY, S. Development of resilient and environmentally responsible highway infrastructure solutions using geopolymer cement concrete. In: **Civil Engineering Research in Ireland 2016 (CERI2016)**. Irlanda: CERAI, 2016.

ZHANG, P.; ZHENG, Y.; WANG, K.; ZHANG, J. A review on properties of fresh and hardened geopolymer mortar. **Composites Part B: Engineering**, v. 152, p. 79–95, 2018. ISSN 1359-8368. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1359836818311648>.

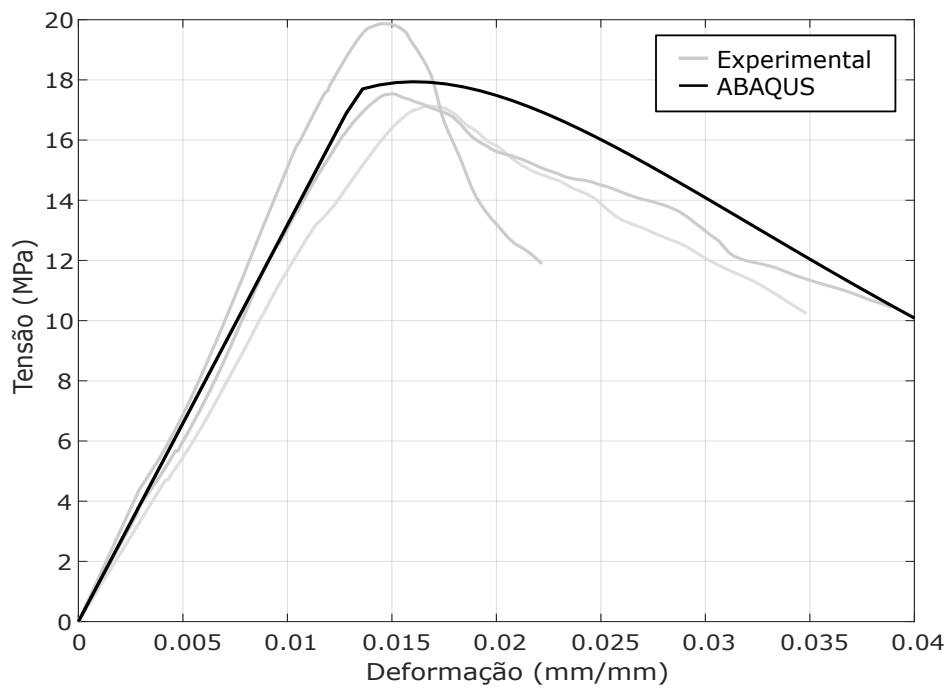
APÊNDICE A – RESULTADOS DOS EXPERIMENTOS A E B

Figura 41 – Exp. A - Composição Cinza Volante/Cinza BOF 0%/100%.



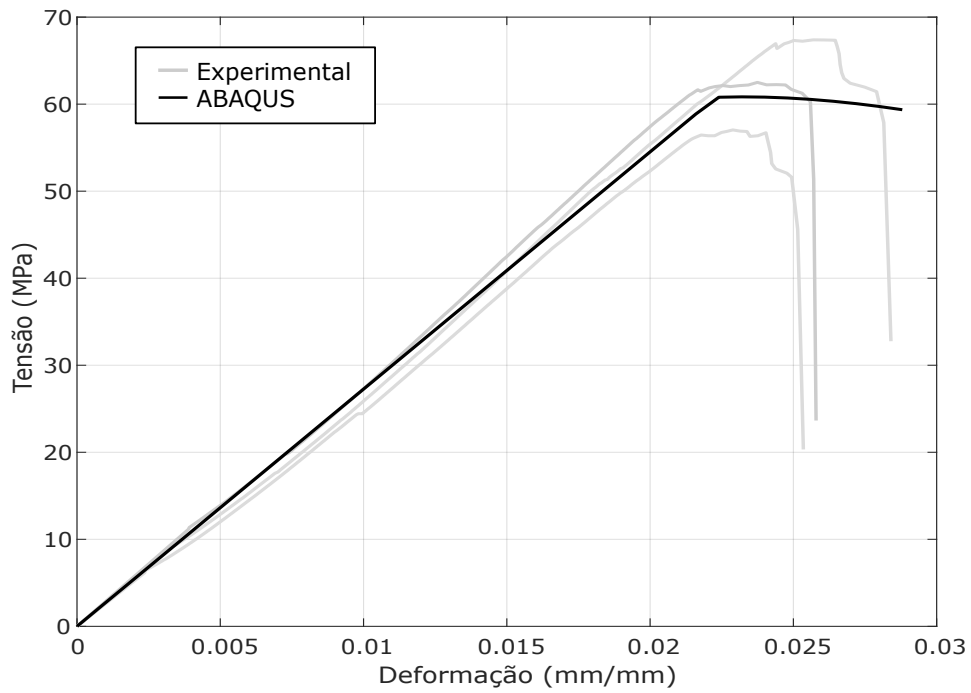
Fonte: Autor

Figura 42 – Exp. A - Composição Cinza Volante/Cinza BOF 25%/75%.



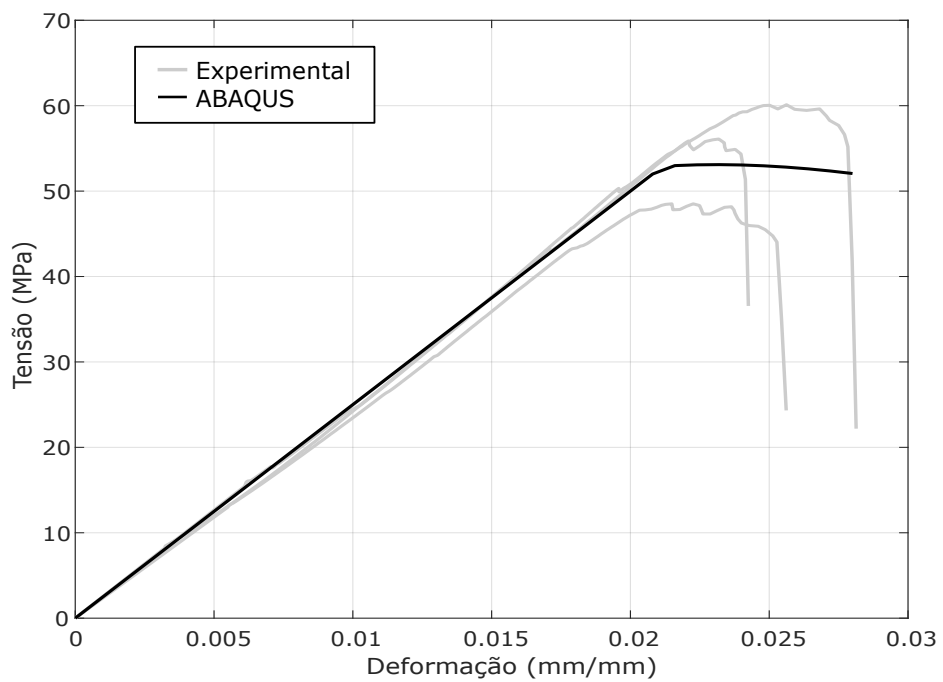
Fonte: Autor

Figura 43 – Exp. A - Composição Cinza Volante/Cinza BOF 50%/50%.



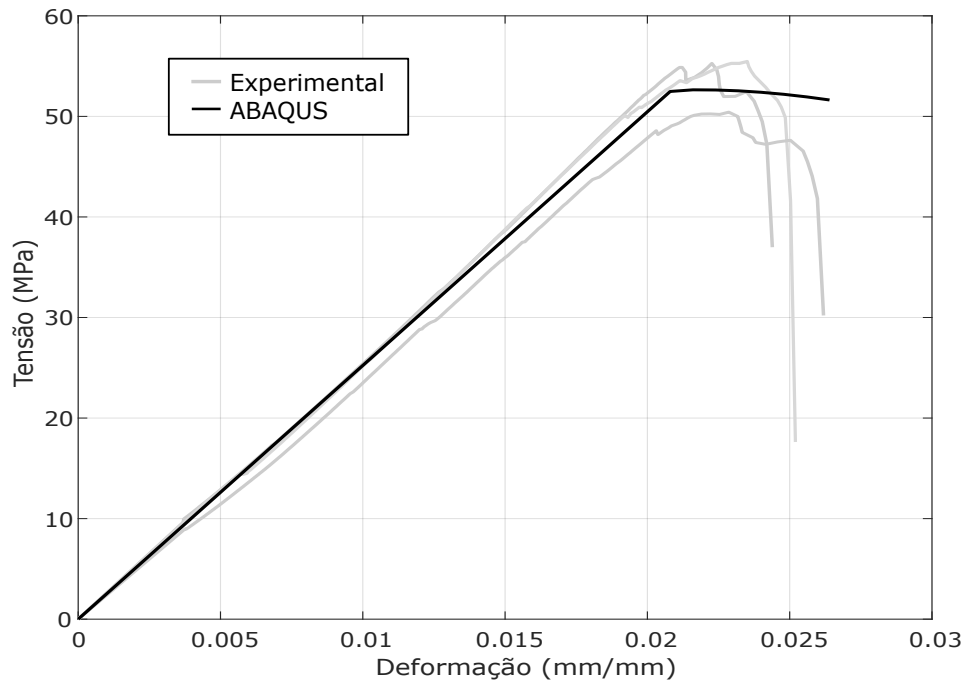
Fonte: Autor

Figura 44 – Exp. A - Composição Cinza Volante/Cinza BOF 75%/25%.



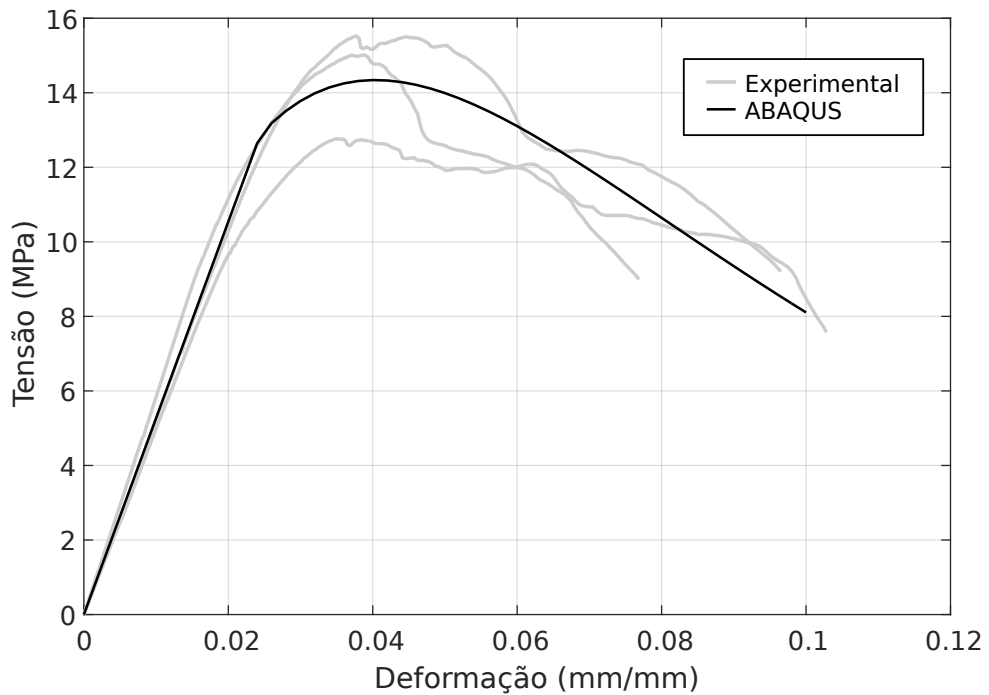
Fonte: Autor

Figura 45 – Exp. A - Composição Cinza Volante/Cinza BOF 100%/0%.



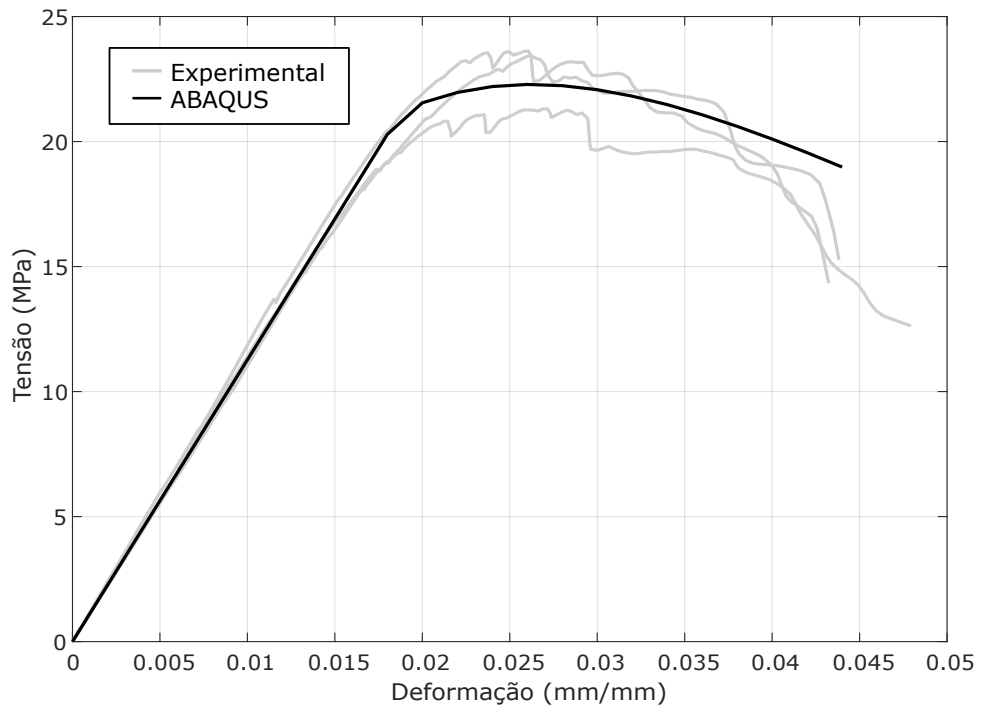
Fonte: Autor

Figura 46 – Exp. B - Composição Cinza Volante/Cinza Pesada 0%/100%.



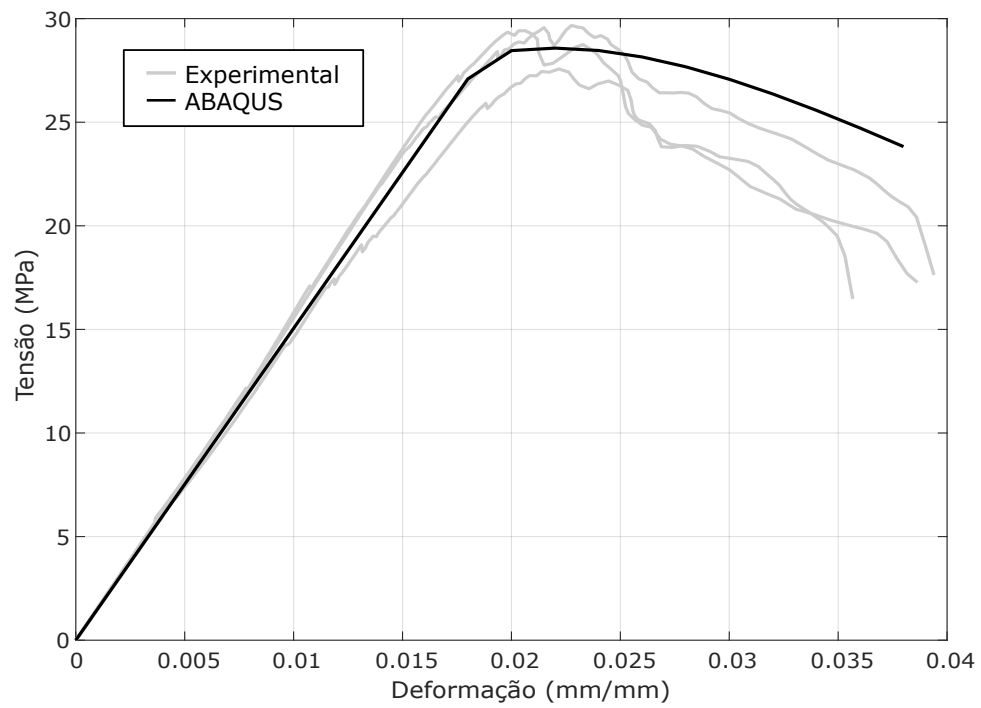
Fonte: Autor

Figura 47 – Exp. B - Composição Cinza Volante/Cinza Pesada 25%/75%.



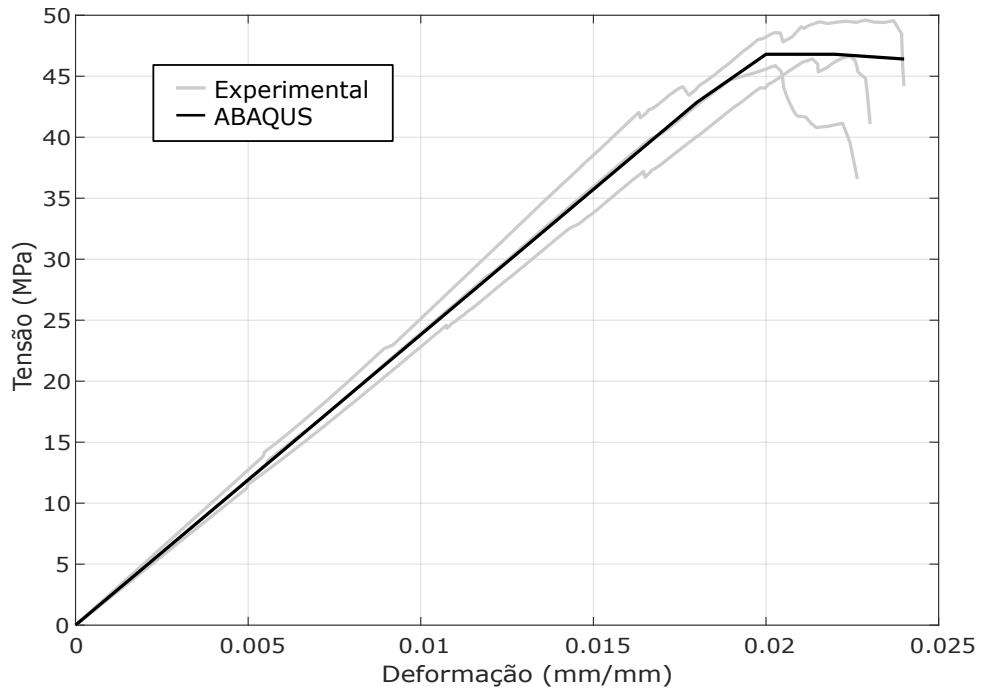
Fonte: Autor

Figura 48 – Exp. B - Composição Cinza Volante/Cinza Pesada 50%/50%.



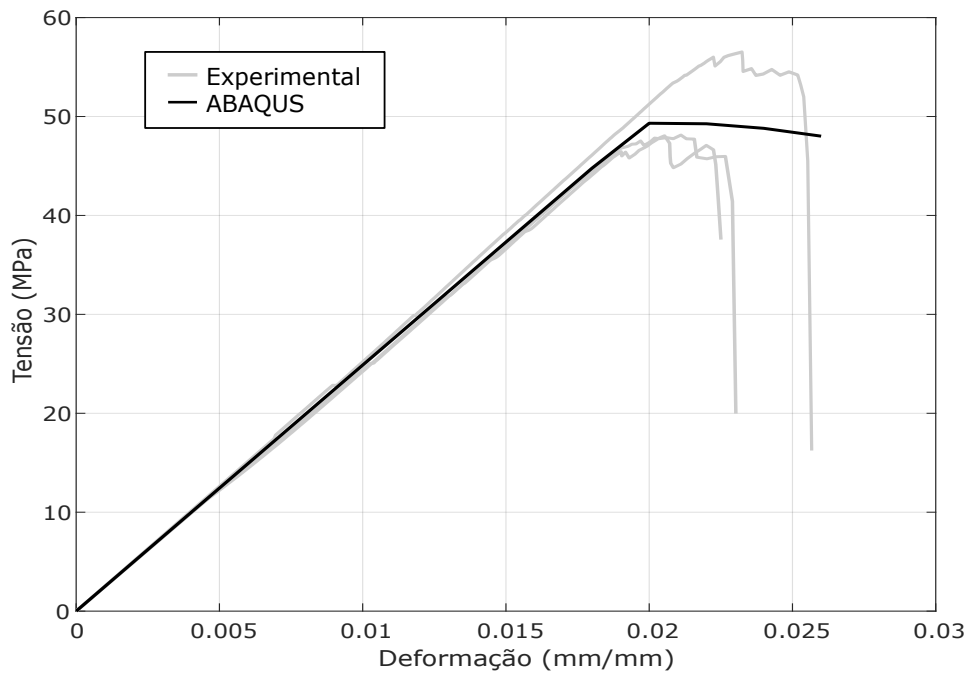
Fonte: Autor

Figura 49 – Exp. B - Composição Cinza Volante/Cinza Pesada 75%/25%.



Fonte: Autor

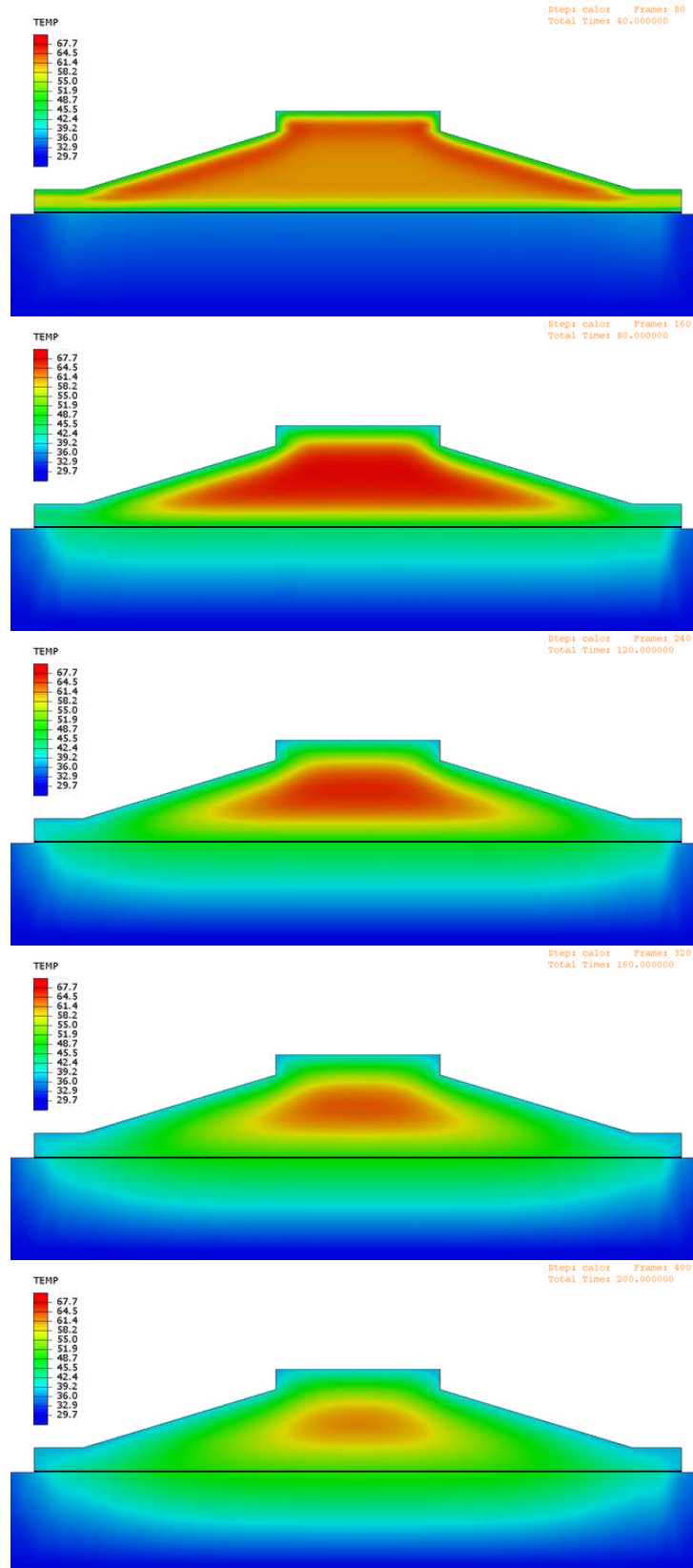
Figura 50 – Exp. B - Composição Cinza Volante/Cinza Pesada 100%/0%.



Fonte: Autor

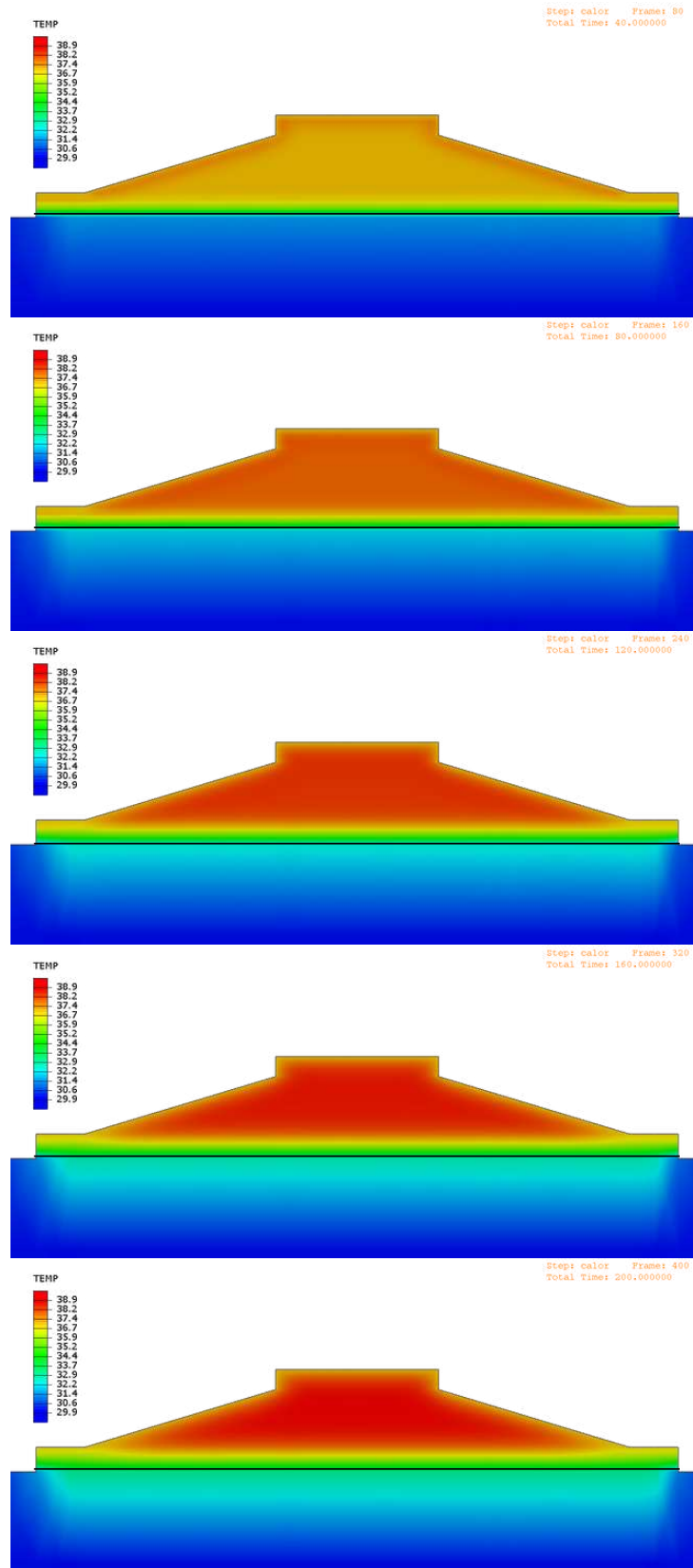
APÊNDICE B – ELEVAÇÃO DE TEMPERATURA NA BASE EÓLICA

Figura 51 – Elevação de temperatura do OPC



Fonte: Autor

Figura 52 – Elevação de temperatura do AAC



Fonte: Autor

APÊNDICE C – CÓDIGO UMAT PARA O MODELO DE DANO DE MAZARS

```

1      SUBROUTINE UMAT(STRESS, STATEV, DDSDE, SSE, SPD, SCD, RPL,
2      1 DDSDDT, DRPLDE, DRPLDT, STRAN, DSTRAN, TIME, DTIME, TEMP,
3      2 DTEMP, PREDEF, DPRED, CMNAME, NDI, NSHR, NTENS, NSTATV, PROPS,
4      3 NPROPS, COORDS, DROT, PNEWDT, CELENT, DFGRDO, DFGRD1, NOEL,
5      4 NPT, LAYER, KSPT, KSTEP, KINC)
6
7      INCLUDE 'ABA_PARAM.INC'
8
9      CHARACTER*8 CMNAME
10
11     DIMENSION STRESS(NTENS), STATEV(NSTATV), DDSDE(NTENS, NTENS),
12     1 DDSDDT(NTENS), DRPLDE(NTENS), STRAN(NTENS), DSTRAN(NTENS),
13     2 PREDEF(1), DPRED(1), PROPS(NPROPS), COORDS(3), DROT(3, 3),
14     3 DFGRDO(3, 3), DFGRD1(3, 3), ETHERM(6)
15
16     PARAMETER(TOLER=1.0D-6)
17
18     DOUBLE PRECISION Ie, Je, Et, Ec, Et0, Ec0, A, B, C, alpha
19     DOUBLE PRECISION Yc, Yt, Y, Y0, Yt_Prev, Yc_Prev
20     DOUBLE PRECISION k, r, D, DDt, D_Prev, DDt_Prev
21     DOUBLE PRECISION ABSPS1, ABSPS2, ABSPS3, Q, SUMMA
22     DOUBLE PRECISION ABSPST1, ABSPST2, ABSPST3, SUMMB
23     DOUBLE PRECISION EBULK3, EMOD, ENU, EG, EG2, EG3, ELAM
24     DOUBLE PRECISION PRSTRN, PRSTRS, STRAN_TOTAL, ETHERM
25     INTEGER K1, K2
26
27     DIMENSION PRSTRN(3), PRSTRS(3), STRAN_TOTAL(NTENS)
28
29 !
30 ! *****
31 !           UMAT FOR MAZARS DAMAGE MODEL (u-Model)
32 !           WRITTEN BY: MARCELO S. MEDEIROS JR.
33 !           10/04/2017 - FORTALEZA BRAZIL!
34 !           REFERENCE: DOI 10.1617/s11527-014-0439-8
35 !           MODIFIED BY: PAULO R. P. FRANCA FILHO
36 !           26/04/2024 - FORTALEZA BRAZIL

```

```

37 !
*****
38
39
40 IF(DTIME == 0) RETURN      ! Does nothing if in a "dummy" step
41
42 !
43 ! ----- MATERIAL PROPERTIES -----
44 !
45 EMOD=PROPS(1)      ! ELASTIC MODULUS
46 ENU=PROPS(2)      ! POISSON COEFFICIENT
47 Et0=PROPS(3)      ! INITIAL THRESHOLD FOR DAMAGE IN TENSION
48 Ec0=PROPS(4)      ! INITIAL THRESHOLD FOR DAMAGE IN COMPRESSION
49 At=PROPS(5)
50 Bt=PROPS(6)
51 Ac=PROPS(7)
52 Bc=PROPS(8)
53 eta=PROPS(9)      ! VISCOUS REGULATIZATION COEFFICIENT
54
55 k = 0.7D0          ! Default value
56 Yt_Prev = STATEV(1)
57 Yc_Prev = STATEV(2)
58 D_Prev = 1.D0 - STATEV(3)
59 DDt_Prev = STATEV(4)
60 !
61 ! ----- ELASTIC CONSTANTS -----
62 !
63 EBULK3=EMOD/(1.D0-2.D0*ENU)
64 EG2=EMOD/(1.D0+ENU)
65 EG=EG2/2.D0
66 EG3=3.D0*EG
67 ELAM=(EBULK3-EG2)/3.D0
68 !
69 ! ----- ELASTIC STIFFNESS MATRIX -----
70 !
71 DO K1=1, NTENS
72   DO K2=1, NTENS
73     DDSDE(K2, K1) = 0.0D0
74   END DO

```

```

75     END DO
76
77     DO K1=1,NDI
78         DO K2=1,NDI
79             DDSDE(K2,K1)=ELAM
80         END DO
81         DDSDE(K1,K1)=EG2+ELAM
82     END DO
83     DO K1=NDI+1,NTENS
84         DDSDE(K1,K1)=EG
85     END DO
86 !
87 ! ----- GET PRINCIPAL STRAINS AND CALCULATE INVARIANTS -----
88 !
89     DO K1=1,3
90         ETHERM(K1) = alpha*DTEMP
91     ETHERM(K1+3) = 0.DO
92     END DO
93     DO K1=1, NTENS ! Calculates Strain at the end of the increment
94         STRAN_TOTAL(K1) = STRAN(K1) + DSTRAN(K1) - ETHERM(K1)
95     END DO
96
97     CALL SPRINC(STRAN_TOTAL,PRSTRN,2,NDI,NSHR)
98
99     Ie = PRSTRN(1)+PRSTRN(2)+PRSTRN(3) ! First Strain Invariant
100    Je = 0.5D0*((PRSTRN(1)-PRSTRN(2))**2)+((PRSTRN(2)-PRSTRN(3))
**2)
101    1 +((PRSTRN(3)-PRSTRN(1))**2)) ! Second Strain Invariant
102
103 !
104 ! --- CALCULATE EQUIVALENT STRAINS AND SET THERMODYNAMIC FORCES ---
105 !
106    Et = (Ie/(2.D0-4.D0*ENU))+ (SQRT(Je)/(2.D0+2.D0*ENU))
107    Ec = (Ie/(5.D0-10.D0*ENU))+ ((6.D0*SQRT(Je))/(5.D0+5.D0*ENU))
108
109    Yt = MAX(Et0, Et) ! Check against the thresholds (Et0, Ec0)
110    Yc = MAX(Ec0, Ec)
111

```

```

112     Yt = MAX(Yt, Yt_Prev) ! compares the Damage state variables
      with
113     Yc = MAX(Yc, Yc_Prev) ! the previous step and gets the higher
114
115 !
116 ! ----- CALCULATE THE CONFINING CORRECTOR -----
117 !
118     ABSPST1=(PRSTRN(1)+ABS(PRSTRN(1)))/2.D0 ! Positive part of
      Epsilon1
119     ABSPST2=(PRSTRN(2)+ABS(PRSTRN(2)))/2.D0 ! Positive part of
      Epsilon2
120     ABSPST3=(PRSTRN(3)+ABS(PRSTRN(3)))/2.D0 ! Positive part of
      Epsilon3
121
122     SUMMB=(ABSPST1+ABSPST2+ABSPST3)
123
124 !
125 ! ---- CALCULATE TRIAXIALITY FACTOR AND DAMAGE DRIVING VARIABLE ----
126 !
127     CALL SPRINC(STRESS, PRSTRS, 2, NDI, NSHR)
128     ABSPS1=(PRSTRS(1)+ABS(PRSTRS(1)))/2.D0 ! Positive part of
      Sigma1
129     ABSPS2=(PRSTRS(2)+ABS(PRSTRS(2)))/2.D0 ! Positive part of
      Sigma2
130     ABSPS3=(PRSTRS(3)+ABS(PRSTRS(3)))/2.D0 ! Positive part of
      Sigma3
131
132     SUMMA = ABS(PRSTRS(1)) + ABS(PRSTRS(2)) + ABS(PRSTRS(3))
133     IF (SUMMA < TOLER) THEN
134         r = 0.0D0 ! Prevents division by zero
135     ELSE
136         r = (ABSPS1 + ABSPS2 + ABSPS3)/SUMMA ! TRIAXIALITY FACTOR
137     END IF
138
139     IF (r < TOLER) THEN
140         r = 0.0D0
141     END IF
142     Q = MIN(ABSPS1, ABSPS2, ABSPS3)/STATEV(3)/PROPS(1)
143     !CALCULATES THE MINIMUM ABSOLUTE PRINCIPAL STRAIN

```

```

144     IF (r .EQ. 0.0D0) THEN
145         IF (ABSPST1 + ABSPST2 + ABSPST3
146 1      - Q - 2*ENU*Q < TOLER) THEN ! Prevents division by zero
147         C = 1.0D0
148         ELSE
149         C = SUMMB/(ABSPST1 + ABSPST2 + ABSPST3 - Q - 2*ENU*Q)
150         !CALCULATES CONFINING FACTOR
151         END IF
152         Y = Yc*C
153         ELSE
154         Y = r*Yt + (1.D0-r)*Yc
155         Y0 = r*Et0 + (1.D0-r)*Ec0
156         END IF
157
158 !
159 ! ----- CALCULATE DAMAGE COEFFICIENT -----
160 !
161         A= (At*(((2.D0*r**2.D0)*(1.D0-2.D0*k))-(r-4.D0*k*r))) + (Ac*((
162 1      2.D0*r**2.D0)-3.D0*r+1.0D0))
163         B= ((r**(r**2.D0-2.D0*r+2.D0))*Bt)+((1.D0-(r**(r**2.D0-2.D0*r +
164 1      2.D0)))*Bc)
165
166         IF(Y > Y0) THEN
167             D = 1.0D0 - ((1.D0-A)*Y0/Y)-(A*DEXP(-B*(Y-Y0)))
168             !MAZARS DAMAGE EVOLUTION ORIGINAL FORMULATION
169         Dv = eta / (eta + DTIME) *D_Prev + DTIME / (eta + DTIME) * D
170             !CALCULATES DAMAGE WITH VISCOUS REGULARIZATION
171         ELSE
172             D = 0.0D0
173         END IF
174
175         IF(Dv >= 1.0D0) THEN
176             Dv = 999999D-6 ! Ensures Damage doesn't exceeds 1.0
177         END IF
178         IF (Dv < TOLER) THEN
179             Dv = 0.0D0
180         END IF
181
182 !

```



```

183 ! ----- CALCULATE RATE OF DAMAGE -----
184 !
185     IF(D < TOLER) THEN
186         DDt = 0.0D0
187     ELSE
188         DDt = ((YO*(1.D0-A)/(Y**2.D0))+(A*B*DEXP(-B*(Y-YO))))*
189 1 DTIME / (eta + DTIME)
190     END IF
191
192     IF(ABS(D_Prev - Dv) < TOLER) THEN
193         DDt = 0.0D0
194     END IF
195 !
196 ! ----- UPDATE EFFECTIVE STRESS -----
197 !
198     DO K1=1, NTENS
199         STRESS(K1) = 0.0D0
200     END DO
201     DO K1=1, NTENS
202         DO K2=1, NTENS
203             STRESS(K1)=STRESS(K1)+ (1.0D0-Dv)*DDSDDE(K2,K1)*(STRAN(K2)
204 +
205 1          DSTRAN(K2))
206         END DO
207     END DO
208 ! ----- UPDATE TANGENT STIFFNESS MATRIX (MATERIAL JACOBIAN) -----
209 !
210     DO K1=1, NTENS
211         DO K2=1, NTENS
212             DDSDE(K2,K1)=(DDSDE(K2,K1)*(1.D0-Dv)) - (DDSDE(K2,K1)*
213 DDt)*
214 1          (STRAN(K2) + DSTRAN(K2))* DTIME/(DTIME + eta)
215         END DO
216     END DO
217 ! ----- STORE STATE VARIABLES -----
218 !
219     STATEV(1) = Yt

```

```
220 STATEV(2) = Yc
221 STATEV(3) = 1.D0-Dv
222 STATEV(4) = DDt
223 STATEV(5) = r
224 STATEV(6) = Y
225 STATEV(7) = C
226 !
227 RETURN
228 END
```

APÊNDICE D – CÓDIGO HETVAL PARA O MODELO DE GERAÇÃO DE CALOR

```

1      SUBROUTINE HETVAL (CMNAME , TEMP , TIME , DTIME , STATEV , FLUX , PREDEF ,
2      DPRED)
3      INCLUDE 'ABA_PARAM.INC'
4      CHARACTER*80 CMNAME
5      DIMENSION TEMP (2) , PREDEF (1) , TIME (2) , FLUX (2) , DPRED (1) , STATEV (6)
6
7      DOUBLE PRECISION Ea , tau , beta , alpha_u , R
8      DOUBLE PRECISION te , Hu , Tr , TERM1 , TERM2 , TERM3
9
10     !
11     ! *****
12     !           HETVAL FOR ARRHENIUS HEAT GENERATION MODEL
13     !           WRITTEN BY: MARCELO S. MEDEIROS JR.
14     !           10/01/2024 - FORTALEZA BRAZIL
15     !           MODIFIED BY: PAULO R. P. FRANCA FILHO
16     !           26/04/2024 - FORTALEZA BRAZIL
17     ! *****
18     ! ----- MATERIAL PROPERTIES -----
19     Ea = 37347      !ACTIVATION ENERGY
20     tau = 36
21     R = 8.314D0    !UNIVERSAL GAS CONSTANT
22     beta = 3.5
23     alpha_u = 0.56      !ULTIMATE DEGREE OF HYDRATION
24     Hu = 474700      !TOTAL HEAT GENERATED
25     Tr = 303        !REFERENCE TEMPERATURE
26     Wcem = 330D-9    !WEIGHT OF CEMETITIOUS MATERIALS
27
28     Acc_te = STATEV (1)
29
30     ! ----- Calculate the Equivalent Time - te -----
31
32     te = DEXP ((Ea/R) * ((1.D0/Tr) - 1.D0/(273.D0+TEMP (1)))) * DTIME
33     te = te + Acc_te
34

```

```
35 ! ----- Calculate the rate of heat generation - q(t) -----
36
37     TERM1 = Hu*Wcem*alpha_u
38     TERM2 = DEXP(-(tau/te)**beta)*((tau/te)**beta)*(beta/te)
39     TERM3 = DEXP((Ea/R)*((1.D0/Tr) - 1.D0/(273.D0+TEMP(1))))
40
41 ! ----- Heat Flux equals q(t) -----
42
43     FLUX(1) = TERM1*TERM2*TERM3
44
45     STATEV(1) = te
46     STATEV(2) = alpha_u*DEXP(-(tau/te)**beta)
47     STATEV(3) = FLUX(1)
48     STATEV(4) = TEMP(1)
49     STATEV(5) = TEMP(2)
50
51     RETURN
52     END
```