

UNIVERSIDADE FEDERAL DE JUIZ DE FORA
FACULDADE DE ENGENHARIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA CIVIL

Laura Fazolatto Ferreira

**Modelagem computacional de painéis constituídos de concreto leve e de
concreto reforçado por tecido submetidos a cargas térmicas**

Juiz de Fora

2025

Laura Fazolatto Ferreira

**Modelagem computacional de painéis constituídos de concreto leve e de
concreto reforçado por tecido submetidos a cargas térmicas**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal de Juiz de Fora como requisito parcial à obtenção do título de Mestre em Engenharia Civil. Área de concentração: Estruturas e Materiais.

Orientadora: Profa. D.Sc Michèle Cristina Resende Farage

Coorientador: Prof. D.Sc George Ainsworth Junior

Juiz de Fora

2025

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

Fazolatto Ferreira, Laura.

Modelagem computacional de painéis constituídos de concreto leve e de concreto reforçado por tecido submetidos a cargas térmicas / Laura Fazolatto Ferreira. – 2025.

96 f. : il.

Orientadora: Michèle Cristina Resende Farage

Coorientador: George Ainsworth Junior

Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal de Juiz de Fora, Faculdade de Engenharia. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, 2025.

1. Concreto 2. Modelagem Computacional. 3. Temperaturas elevadas.
I. Farage, Michèle, orient. II. Profa D.Sc.

Programa de Pós Graduação em Engenharia Civil**Laura Fazolatto Ferreira****Título: Modelagem computacional de painéis constituídos de concreto leve e de concreto reforçado por tecido submetidos a cargas térmicas**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal de Juiz de Fora como requisito parcial à obtenção do título de Mestre em Engenharia Civil. Área de concentração: Estruturas e Materiais.

Aprovada em 11/08/2025.

BANCA EXAMINADORA

Profa. Dra. Michele Cristina Resende - Orientador
Universidade Federal de Juiz de Fora

Prof. Dr. George Ainsworth Junior - Coorientador
Universidade Federal de Juiz de Fora

Profa. Dra. Paula Oliveira Ribeiro - Membro titular interno
Universidade Federal de Juiz de Fora

Dra. Lahis Souza Assis - Membro titular interno
Universidade Federal de Juiz de Fora

Prof. Dr. Javal Eslami - Membro titular externo
Université Cergy-Paris

Juiz de Fora, 11/08/2025.



Documento assinado eletronicamente por **Michele Cristina Resende Farage, Professor(a)**, em 11/08/2025, às 13:51, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no § 3º do art. 4º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Lahis Souza de Assis, Professor(a)**, em 13/08/2025, às 15:21, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no § 3º do art. 4º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Paula de Oliveira Ribeiro, Professor(a)**, em 13/08/2025, às 15:49, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no § 3º do art. 4º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **George Oliveira Ainsworth Junior, Professor(a)**, em 13/08/2025, às 16:41, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no § 3º do art. 4º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



A autenticidade deste documento pode ser conferida no Portal do SEI-Ufjf (www2.ufjf.br/SEI) através do ícone Conferência de Documentos, informando o código verificador **2528037** e o código CRC **1F9F7F67**.

Javad ESLAMI

AGRADECIMENTOS

Agradeço à Deus pelo sustento na fé e pelas bênçãos recebidas durante todos os caminhos que percorri para chegar até essa conquista. Agradeço à Nossa Senhora pela iluminação, consolo e proteção diária.

Agradeço e dedico esse trabalho à minha família, Rosane, José Renato e Livia, por serem grande motivação e pela dedicação de estarem sempre presentes, enfrentando juntos os obstáculos e celebrando juntos as conquistas. Obrigada por todos os incentivos e amparos diante dos desafios que me permitiram ter vivências incríveis. Aos meus pais, agradeço pelas orações, pelos conselhos e pelo amor nutrido. À minha irmã e amiga, por me fazer acreditar em mim.

Aos meus avós, Joaquim, Maria, José e Eunice, pelo afeto e bons momentos vividos juntos. Aos tios e primos, pelo apoio e encorajamento. À Telma pela torcida, amizade e cuidado diário. Ao João, meu namorado e melhor amigo, por ser um grande incentivador durante esse período e por todo amor.

Aos amigos que estiveram presentes e formaram uma grande torcida. Em especial ao Iury, que compartilhou comigo cotidiano do mestrado e os desafios das pesquisas, tornando esse percurso mais leve e divertido.

Aos professores responsáveis pela minha formação ao longo dessa etapa e que me auxiliaram no desenvolvimento da pesquisa. Em especial à minha orientadora Michèle, pelos conhecimentos transmitidos e incentivo ao longo de muitos anos de orientação, por ser uma facilitadora da minha formação e por conceder diversas oportunidades. Ao coorientador George, pelo tempo dedicado ao sucesso do trabalho.

À Cergy-Paris Université, em especial à Anne-Lise e ao Javad, por proporcionar uma experiência enriquecedora de contato com temas inovadores e relevantes. Aos amigos e companheiros de laboratório por me receberem e acolherem durante esses seis meses.

Agradeço à UFJF e ao PEC pela formação de qualidade e gratuita ofertada e à Fapemig e ao CNPq pelos apoios financeiros que possibilitaram a estruturação e realização dessa pesquisa e participação em eventos de divulgação dos trabalhos realizados.

Se podes olhar, vê. Se podes ver, repara. (José Saramago)

RESUMO

A busca por materiais otimizados para a construção civil torna-se cada vez mais urgente diante das demandas sociais, econômicas e ambientais dos tempos atuais. O concreto, como um dos materiais mais utilizados nesse setor, tem sido foco de diversas pesquisas, que visam potencializar suas propriedades por meio de novas propostas de composição e associação. Nesse contexto surgem os painéis sanduíches de concreto leve e concreto reforçado com tecido (TRC), que são conhecidos pelo emprego como vedações de edifícios. Sua utilização representa uma diminuição de peso próprio da estrutura e melhorias térmicas e acústicas, resultando em redução do consumo de materiais. Entretanto, carecem estudos sobre o comportamento desses painéis quando em contato com altas temperaturas, pois essas alteram as propriedades térmicas e mecânicas dos materiais, uma vez que modificam suas configurações e composições microscópica. Destarte, faz-se necessário avaliar desempenho e mensurar os novos valores dessas propriedades à medida que se dá o aumento da temperatura no corpo a fim de prever o comportamento do material e garantir a segurança dos usuários, além da viabilidade como peças estruturais. O presente trabalho visa apresentar o desenvolvimento de um modelo computacional que permite simular o comportamento do concreto leve e do TRC associados quando submetido a altas temperaturas. Primeiramente, realiza-se uma análise térmica que permite obter o campo de temperaturas dos painéis, considerando o impacto da temperatura nas diferentes propriedades dos materiais. Em seguida, tem-se um modelo termomecânico que permite avaliar as novas distribuições de tensões e deformações no corpo, além de detectar o dano sofrido pela estrutura. Ao final são feitas análises e considerações sobre a representatividade do modelo quando comparado à situações de ensaios laboratoriais desses painéis. Os resultados obtidos a partir dos modelos desenvolvidos representam de forma satisfatória o comportamento desses sistemas, servindo como referência inicial para futuros trabalhos no tema.

Palavras-chave: Concreto Leve; Concreto Reforçado com Tecido; Modelagem computacional; Temperaturas elevadas.

ABSTRACT

The search for optimized materials for civil construction has become increasingly urgent in response to current social, economic, and environmental demands. Concrete, as one of the most widely used materials in this sector, has been the focus of numerous studies aimed at enhancing its properties through innovative composition and combination approaches. In this context, sandwich panels made of lightweight concrete and textile-reinforced concrete (TRC) have emerged as promising solutions for building enclosures. Their application leads to a reduction in the self-weight of structures and improvements in thermal and acoustic performance, ultimately resulting in decreased material consumption. However, the behavior of these panels under thermal loading remains insufficiently studied, even though such conditions significantly alter the thermal and mechanical properties of the materials by modifying their internal structure and composition. Therefore, it is essential to evaluate the performance of these systems and quantify the new values of their properties as the structural temperature rises, in order to predict their behavior and ensure user safety. This study aims to develop a computational model capable of simulating the behavior of lightweight concrete and TRC under high-temperature conditions. Initially, a thermal analysis is conducted to determine the temperature field across the panels, accounting for the temperature-dependent properties of the materials. Subsequently, a mechanical model is used to evaluate the resulting stress and strain distributions and to identify any damage sustained by the structure. Finally, the model's representativeness is assessed by comparing the simulation results to laboratory test scenarios of such panels. The results obtained from the developed models satisfactorily capture the behavior of these systems, serving as a valuable initial reference for future research on the topic.

Keywords: Lightweight; Textile-Reinforced Concrete (TRC); Computational Simulation; High Temperatures.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1 – Ilustração do painel sanduíche	15
Figura 2 – Figura esquemática das fibras	18
Figura 3 – Imagens das malhas de fibras de basalto e vidro	19
Figura 4 – Formações do concreto leve	22
Figura 5 – Falhas típicas da interface	24
Figura 6 – Representação esquemática da Equação do Balanço de Energia	26
Figura 7 – Gráfico da evolução da densidade pela temperatura	32
Figura 8 – Gráfico de tensão por deformação do concreto leve	34
Figura 9 – Gráfico de tensão por deformação do TRC - bilinear	34
Figura 10 – Gráfico de tensão por deformação do TRC - trilinear	35
Figura 11 – Calor específico por temperatura para concreto convencional	36
Figura 12 – Calor específico por temperatura para concreto convencional e leve	37
Figura 13 – Calor específico por temperatura para TRC e concreto leve do modelo	38
Figura 14 – Condutividade térmica por temperatura para concreto convencional e leve	39
Figura 15 – Calor específico por temperatura para TRC com fibras de tecido recicladas	40
Figura 16 – Gráfico da evolução de α pela temperatura	42
Figura 17 – Etapas para uma simulação utilizando o Abaqus	44
Figura 18 – Representação esquemática do corpo de prova do modelo	44
Figura 19 – Representação esquemática do corpo de prova dentro do forno	45
Figura 20 – Malha utilizada nos modelos	47
Figura 21 – Representação esquemática das condições de contorno relativas aos apoios	48
Figura 22 – Representação esquemática do ensaio de flexão a quatro pontos	49
Figura 23 – Representação esquemática do processo de cálculo do modelo	50
Figura 24 – Curva tensão-deformação para compressão no modelo de Birtel e Mark (2006)	53
Figura 25 – Relações do CDP para o concreto	53
Figura 26 – Relações do CDP para o concreto reforçado com tecido	54
Figura 27 – Comportamento da interface segundo o modelo <i>Cohesive Behavior</i>	56
Figura 28 – Representação esquemática do modelo 2D	56
Figura 29 – Temperatura por tempo para ensaio de 450°C	58
Figura 30 – Temperatura por tempo para ensaio de 150°C	59
Figura 31 – Temperatura por tempo para ensaio de 300°C	59
Figura 32 – Curvas de carregamento por deflexão experimentais e para o modelo 2D	62
Figura 33 – Curvas de carregamento por deflexão experimentais e numérica - TA	63
Figura 34 – Erro entre os ensaios de flexão experimentais e numéricas - TA	64
Figura 35 – Faixa de desvio padrão para flexão - TA	65
Figura 36 – Montagem do ensaio	66

Figura 37 – Painel do durante o carregamento - TA	66
Figura 38 – Painel após a ruptura - TA	67
Figura 39 – Modelo do durante o carregamento - TA	67
Figura 40 – Modelo após a ruptura - TA	68
Figura 41 – Variável de critério de danificação da superfície inferior - TA	68
Figura 42 – Danificação da superfície inferior - TA	69
Figura 43 – Variável de critério de danificação da superfície superior - TA	69
Figura 44 – Danificação da superfície superior - TA	69
Figura 45 – Deslocamento na direção y - TA	70
Figura 46 – Verificação de convergência de malha	70
Figura 47 – Evolução do Campo de Temperaturas - 150°C	71
Figura 48 – Temperatura do ponto central por tempo para ensaio de 150°C	72
Figura 49 – Erro entre as temperaturas experimentais e numéricas de 150°C	73
Figura 50 – Temperatura do ponto central por tempo para ensaio de 300°C	74
Figura 51 – Erro entre as temperaturas experimentais e numéricas de 300°C	74
Figura 52 – Curvas de carregamento por deflexão experimentais e numérica - 150°C	75
Figura 53 – Erro entre as temperaturas experimentais e numérica - 150°C	76
Figura 54 – Painel do durante o carregamento - 150°C	77
Figura 55 – Painel após a ruptura - 150°C	77
Figura 56 – Modelo do durante o carregamento - 150°C	78
Figura 57 – Modelo após a ruptura - 150°C	78
Figura 58 – Variável de critério de danificação da superfície inferior - 150°C	79
Figura 59 – Danificação da superfície inferior - 150°C	79
Figura 60 – Variável de critério de danificação da superfície superior - 150°C	79
Figura 61 – Danificação da superfície superior - 150°C	80
Figura 62 – Curvas de carregamento por deflexão experimentais e numérica - 300°C	80
Figura 63 – Erro entre as temperaturas experimentais e numérica - 300°C	81
Figura 64 – Módulo de Elasticidade do TRC - 150°C	82
Figura 65 – Módulo de Elasticidade do TRC - 300°C	82
Figura 66 – Painel do durante o carregamento - 300°C	83
Figura 67 – Painel após a ruptura - 300°C	83
Figura 68 – Modelo do durante o carregamento - TA	84
Figura 69 – Modelo após a ruptura - TA	84
Figura 70 – Variável de critério de danificação da superfície inferior - TA	85
Figura 71 – Danificação da superfície inferior - TA	85
Figura 72 – Variável de critério de danificação da superfície superior - TA	86
Figura 73 – Danificação da superfície superior - TA	86
Figura 74 – Curvas de carregamento por deflexão experimentais e numérica - 300°C	87
Figura 75 – Curvas de carregamento por deflexão experimentais e numérica - 300°C	87

Figura 76 – Curvas experimentais de carregamento por deflexão	88
Figura 77 – Curvas numéricas de carregamento por deflexão	88

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Densidade, resistência à tração e módulo de elasticidade das fibras do TRC	20
Tabela 2 – Intervalo de parâmetros do CDP	30
Tabela 3 – Variação da densidade do concreto leve e do TRC com a temperatura	33
Tabela 4 – Variação do módulo de elasticidade do concreto leve e do TRC com a temperatura	36
Tabela 5 – Variação do condutividade térmica do concreto leve e do TRC com a temperatura	41
Tabela 6 – Coeficiente de expansão térmica do concreto leve e do TRC com a temperatura	42
Tabela 7 – Variação do calor específico do concreto leve com a temperatura	46
Tabela 8 – Parâmetros do CDP	51
Tabela 9 – Parâmetros do <i>Cohesive Behavior</i>	57
Tabela 10 – Comparação das resistências experimentais e numérica - TA	63
Tabela 11 – Comparação das resistências experimentais e numérica - 150°C	76
Tabela 12 – Comparação das resistências experimentais e numérica - 300°C	81

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	12
1.1	OBJETIVOS	13
1.1.1	Objetivos específicos	13
1.2	ORGANIZAÇÃO DA DISSERTAÇÃO	14
2	REFERENCIAL TEÓRICO	15
2.1	PAINEL SANDUÍCHE	15
2.1.1	Concreto reforçado com tecido - TRC	17
2.1.2	Concreto Leve	21
2.1.3	Interface	23
2.2	FORMULAÇÕES DO PROBLEMA	25
2.2.1	Problema Térmico	25
2.2.2	Problema Termomecânico	27
2.3	PROPRIEDADES DOS MATERIAIS	31
2.3.1	Densidade	31
2.3.2	Módulo de Elasticidade	33
2.3.3	Calor Específico	36
2.3.4	Condutividade Térmica	38
2.3.5	Expansão Térmica	41
3	METODOLOGIA	43
3.1	SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL	43
3.2	MODELO TÉRMICO	45
3.3	MODELO TERMOMECÂNICO	47
3.3.1	Concrete Damaged Plasticity Model	50
3.3.2	Parâmetros de contato	54
3.4	DADOS EXPERIMENTAIS	57
4	RESULTADOS E DISCUSSÕES	61
4.1	ANÁLISE MECÂNICA EM TEMPERATURA AMBIENTE	61
4.2	ANÁLISE TÉRMICA	71
4.3	ANÁLISE TERMOMECÂNICA PARA 150° E 300°C	74
5	CONSIDERAÇÕES FINAIS	89
	REFERÊNCIAS	91

1 INTRODUÇÃO

A evolução do conhecimento sobre os materiais de construção civil acompanha as demandas do contexto em que esses elementos se encontram, assim como é diretamente por elas influenciada. Nesse sentido, o concreto, um dos materiais mais utilizadas no setor, tem evoluído em sua composição e associação com outros materiais para otimizar suas potencialidades e responder às necessidades contemporâneas da construção. O resultado desse processo é o surgimento de novas tipologias de concreto, que são denominados concretos especiais, estando, entre eles, o concreto leve e o concreto reforçado com tecido.

O concreto leve surge como uma alternativa para diminuir o peso próprio desse compósito, uma vez que a alta densidade do concreto tradicional pode representar uma desvantagem para sua escolha como sistema construtivo. A substituição de agregados graúdos e miúdos tradicionais por agregados de menor densidade permite que o peso próprio da estrutura seja diminuído e, ainda, melhora outras propriedades do material como o isolamento térmico e acústico (ELANGO, 2021). Por sua vez, a adição de fibras permite que o concreto atinja maiores valores de resistência quando submetido aos esforços de tração e atenua o comportamento frágil que apresenta nessas situações (AFROUGH SABET e OZBAKKALOGLU, 2015). Assim, tem-se que a escolha inteligente dos materiais de acordo com suas potencialidades permite uma construção mais otimizada e com menores desperdícios de recursos.

Nesse contexto, surgem os painéis sanduíche (PS), que em geral são constituídos de camadas externas de um material mais rígido e uma camada de material de enchimento, o que justifica o nome dado a essa estrutura. Entre as composições existentes, tem-se os painéis formados pela combinação de concreto leve e de concreto reforçado por tecido, identificado como TRC (do inglês *Textile Reinforced Concrete*), que se apresentam como possibilidade para uso estrutural, dada a associação de alta resistência mecânica, de resistência à corrosão e de baixa densidade final das peças (DJAMAI et al., 2017). Entretanto, por se tratarem de dois compósitos que são montados de forma a permanecerem coesos, apresentam comportamento complexo. Então, pesquisas laboratoriais e computacionais estão sendo desenvolvidas para auxiliar na previsibilidade do comportamento dessas estruturas em diferentes situações de cargas (DJAMAI et al., 2022).

Para garantir a estabilidade e a segurança das estruturas e dos usuários, urge analisar as respostas térmicas e mecânicas dos painéis às altas temperaturas, uma vez que toda construção está sujeita a sinistros, que devem ser previstos em projeto para garantir que o usuário tenha tempo para evacuação. O comportamento do concreto submetido a altas temperaturas foi objeto de estudo de diversos projetos do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil (PEC) e o Programa de Pós-Graduação em Modelagem Computacional (PGMC) da Universidade Federal de Juiz de Fora, a partir da

análise do dano do material, que resultaram em publicações, entre as quais tem-se Assis et al. (2022), Assis et al. (2023) e Dal-Sasso (2023).

Todavia, carecem trabalhos que se dedicam a estudar o comportamento da associação de concreto leve e concreto reforçado com tecido em casos de cargas térmicas elevadas (DOUK et al., 2021). Destarte, o presente trabalho busca contribuir com o tema apresentado realizando simulações térmicas e termomecânicas para auxiliar na compreensão do comportamento dos painéis sanduíche quando submetidos a elevadas temperaturas. Como resultado tem-se a proposição de modelos com o programa *Abaqus*, que são capazes de representar os fenômenos ocorridos nessas estruturas quando expostas a cargas térmicas.

1.1 OBJETIVOS

O objetivo do presente trabalho é propor diretrizes para modelar painéis sanduíche compostos de concreto leve e concreto reforçado por tecido (TRC) para simular situações de cargas térmicas elevadas no programa *Abaqus*, com particular atenção à interface entre os dois materiais. Utilizam-se dados experimentais obtidos em ensaios realizados no laboratório L2MGC (Laboratoire de Mécanique et Matériaux du Génie Civil) da Cergy-Paris Université como dados de entrada e para fins de ajuste e validação do modelo, possibilitando uma análise de dano das peças pós-solicitação térmica.

1.1.1 Objetivos específicos

Apresentam-se como objetivos específicos:

- 1) Contribuir para o avanço das ferramentas computacionais que representem de forma realista o problema de transferências de calor entre as peças constituintes do painel sanduíche;
- 2) Avaliar os efeitos da carga térmica no comportamento mecânico do sistema sanduíche, buscando identificar o movimento relativo entre as peças e o processo de danificação;
- 3) Investigar a influência da interface no comportamento geral do painel e propor um modelo numérico para representar seu desempenho diante do problema apresentado;
- 4) Analisar e verificar a validade do modelo pela comparação dos resultados obtidos numericamente e dos dados obtidos em laboratório e disponíveis em literatura;
- 5) Fornecer informações para novas pesquisas sobre painéis sanduíches com concreto leve e TRC expostos a cargas térmicas e auxiliar com referência para modelagem desses sistemas.

1.2 ORGANIZAÇÃO DA DISSERTAÇÃO

Esse trabalho foi organizado em cinco partes: A primeira dedica-se à introdução do tema, aos objetivos e à explicação da organização seguida. A segunda parte apresenta os materiais componentes e as propriedades importantes para a situação abordada, além das definições teóricas a respeito dos conceitos que tangem o problema. Em seguida, na terceira parte, são apresentadas as etapas envolvidas durante o desenvolvimento do trabalho, mostrando o processo que foi seguido para a montagem dos modelos analisados. Na parte quatro são realizadas análises e discussões sobre os resultados obtidos pelos modelos em comparação com aqueles obtidos experimentalmente e presentes na literatura. Finalmente, na quinta parte, tem-se as considerações finais e as recomendações futuras para pesquisa sobre os painéis sanduíche de concreto leve e TRC.

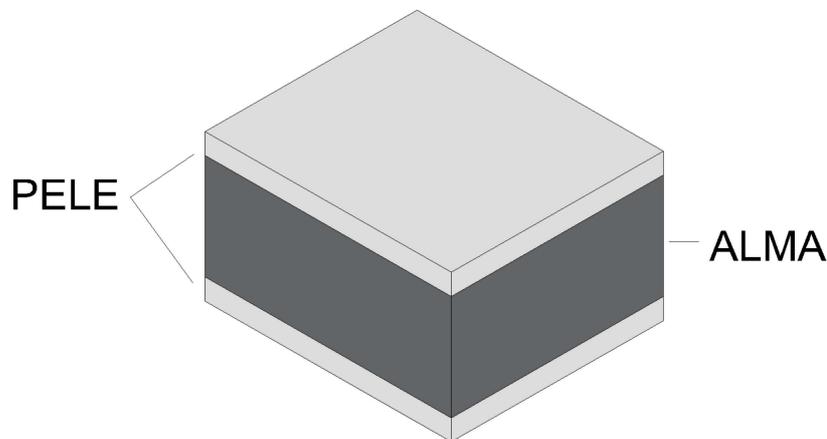
2 REFERENCIAL TEÓRICO

Nessa seção serão apresentados os conceitos necessários para entendimento do problema em estudo. Primeiramente, são dadas as definições e propriedades dos materiais, apontando as tendências de desenvolvimento da literatura. Em seguida, são apresentados os conceitos teóricos relativos ao problema térmico e termomecânico e as respectivas equações matemáticas que regem a formulação dos fenômenos identificados. Por fim, apresentam-se as propriedades dos materiais componentes do painel que impactam no comportamento do sistema sanduíche diante da situação analisada.

2.1 PAINEL SANDUÍCHE

O painel sanduíche é uma peça pré-moldada composta por três peças de dois materiais distintos, sendo montado com duas partes externas, denominadas "pele", e uma camada interna, identificada como "alma". A pele confere rigidez e resistência, ficando localizada no exterior da estrutura, enquanto a alma tem função de enchimento e isolamento, encontrando-se no interior do painel. A Figura 1 ilustra a montagem típica dos painéis.

Figura 1 – Ilustração do painel sanduíche



Fonte: Autora (2025)

Os painéis sanduíche encontraram espaço no mercado da construção civil, uma vez que têm capacidade isolante térmica e sonora, além de serem estruturados para suportarem cargas mecânicas. A indústria da construção incentivou o desenvolvimento desse produto, pois as peças pré-fabricadas possibilitam o controle de qualidade e o melhor planejamento dos prazos do processo construtivo (LOSCH e HYNES, 1997). No presente estado da arte, os painéis de diferentes materiais componentes estão sendo testados quanto às resistências

mecânicas e térmicas para garantir que essas peças possam ser utilizadas como elementos de vedação e como elementos estruturais.

A escolha dos materiais das peças baseia-se na função desempenhada por cada uma. Assim, para a pele devem ser utilizados materiais mais rígidos, que apresentem boa resposta à flexão e com pequena espessura, como aborda Muraleedharan e Nadir (2023). Os autores ainda discutem sobre o material interno, destacando que ele também deve apresentar rigidez adequada para contribuir na resistência final do painel, porém deve, principalmente, ter baixa densidade para preencher os grandes volumes, mantendo a estrutura com baixo peso próprio. Entre os componentes comumente utilizados, tem-se plásticos, espumas poliméricas e concreto leve.

Os painéis podem ainda contar com um terceiro elemento, os conectores. A sua utilização mostra-se como uma alternativa para transferência de carga de cisalhamento entre as camadas externas, segundo Colombo (2015). Ainda segundo o estudo, quando na presença de conectores, o painel passa a trabalhar como uma seção compacta, diz-se que o painel é do tipo "integralmente composto", entretanto em caso de painéis sem conectores, tem-se o tipo "não composto".

Diversas pesquisas buscam descrever os principais mecanismos de falha desses sistemas quando solicitados mecanicamente, entre as quais Bishnoi et al. (2021), que estuda painel composto de alma de poliestireno expandido (EPS) e pele de geossintéticos, Musa et al. (2025), que estuda painel composto de alma de EPS e pele de concreto com malha de aço, e Shams et al. (2014), que estuda diferentes painéis compostos de alma de espuma ou EPS e pele de TRC de fibra de vidro ou carbono. Esses trabalhos exploram o comportamento dos painéis sanduíche em ensaios de flexão a quatro pontos e de compressão axial. Para os painéis que não apresentam conectores, tem-se principalmente a falha por atingimento de resistência ao cisalhamento do núcleo ou da capacidade adesiva entre as duas camadas componentes do painel. Já para os esforços de tração, tem-se principalmente a falha na junta devido ao atingimento da resistência da camada alma-pele. Para os sistemas com conectores, tem-se a modificação dos mecanismos internos, gerando falha por flexão. Dessa forma, entende-se que, para o melhor desempenho do painel, um material que forneça uma resistência ao cisalhamento adequada deve ser escolhido para a alma, sendo também necessário investigar os ganhos na utilização de conectores.

Entre as diversas combinações possíveis para a formação de um painel sanduíche, tem-se o uso do concreto leve, como alma, e uso do concreto reforçado por tecido, como pele. Esses dois tipos de concretos especiais atendem aos requisitos necessários para cada componente. O estudo Tawil et al. (2022) busca compreender a influência da malhagem da fibra e das camadas de fibras do TRC no comportamento mecânico no painel por meio de uma abordagem numérica-experimental. Da mesma forma, Priyanga e Muthadhi (2024) concluem que a configuração e materiais escolhidos nas propostas de painel têm grande

impacto nas resistências finais. Ospitia et al. (2024) propõem monitorar a degradação do TRC em flexão a partir de uma metodologia de espectometria, que permite identificar os danos devido aos diferentes fenômenos que ocorrem nesse problema. Por fim, Wang et al. (2025) destacam que a falha dessas estruturas ocorrem pelo descolamento entre a alma e a pele. Nas quatro pesquisas citadas anteriormente houve contribuição do TRC para o aumento da resistência mecânica de vigas de concreto.

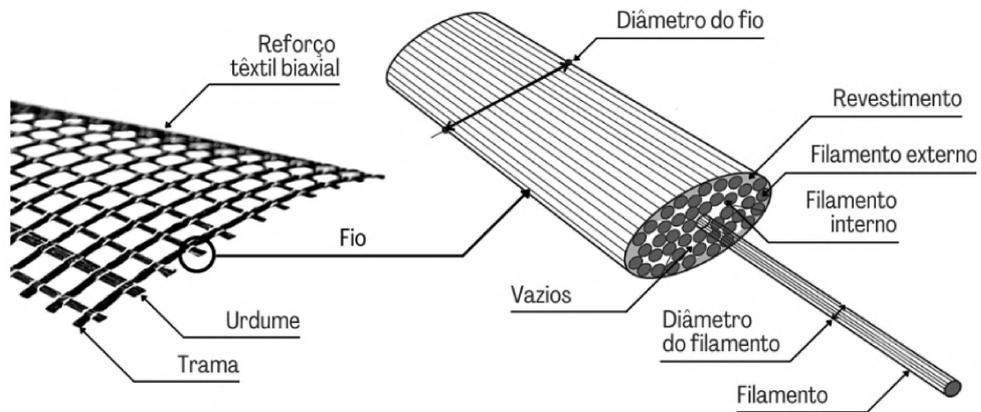
No campo das simulações computacionais, tem-se pesquisas dedicadas à geração de modelos que representem os fenômenos observados, partindo das leis e modelos existentes para os materiais e suas interações. Entre esses estudos, tem-se Huang et al. (2025), que apresenta um modelo desenvolvido para painéis compostos de TRC e preenchimento de espuma, utilizando o modelo *Concrete Damaged Plasticity* implementado no Abaqus e considerando as interações do TRC, entre o concreto e a fibra, e as interações entre o TRC e o enchimento de espuma. Destaca-se ainda a pesquisa desenvolvida por Wang et al. (2025), que estuda as propriedades da interface entre o TRC e o concreto armado através de ensaios para a curva de coesão-deslizamento entre as partes e de simulações computacionais, concluindo que a coesão efetiva dos dois materiais é essencial para garantir um bom desempenho da viga.

Quando em situações de cargas térmicas, a combinação do TRC com concreto mostra-se interessante, pois a colagem das duas partes é feita por meio de pastas cimentícias, que continuam com certa resistência mesmo diante de temperaturas elevadas, segundo Douk et al. (2021). Esse trabalho busca compreender a influência da taxa de aquecimento em vigas de concreto armado reforçadas por TRC por meio de um modelo numérico. Por fim, Nguyen et al. (2016) exploram o comportamento de vigas reforçadas com TRC quando solicitadas com cargas térmica e mecânica simultaneamente, indentificando um comportamento não-linear dados os processos de degradação na matriz.

2.1.1 Concreto reforçado com tecido - TRC

O concreto reforçado por tecido ou *Textile Reinforced Concrete*, o TRC, é produto da junção de uma argamassa e de uma trama de fibras, em que os filamentos (identificados como *yarn* ou urdume) são organizados e agrupados para formar uma estrutura de malha (SHAMS et al., 2014). A Figura 2, retirada de Oestreich (2022) é uma adaptação do esquema de Valeri et al. (2018), ilustra de maneira clara a organização do tecido utilizado nesse compósito. Uma vez que apresenta limitação das dimensões dos agregados, ocorre uma discussão quanto a sua nomenclatura, pois apresenta resistências compatíveis ou superiores a de concretos, porém sem a parcela de agregado graúdo. Dessa forma, na literatura, ele é referenciado também como *Fibre Reinforced Cementitious Matrix* (TRCM), concreto têxtil (CT) e *Textile Reinforced Mortar* (TRM).

Figura 2 – Figura esquemática das fibras

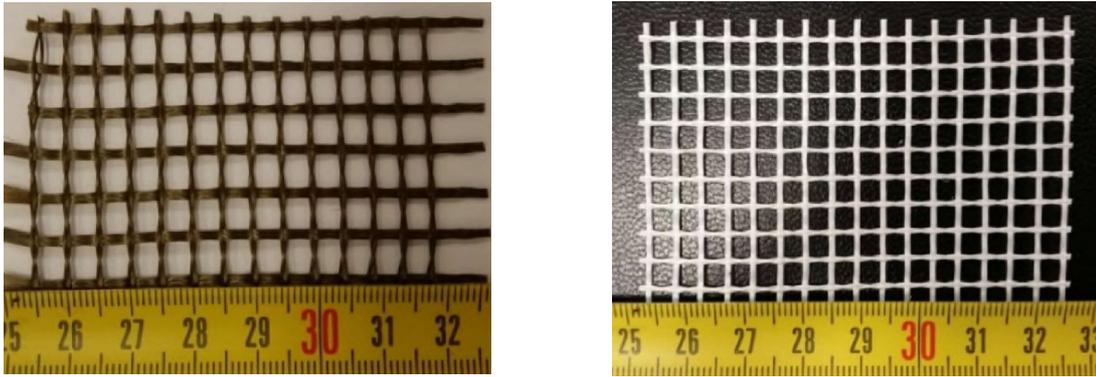


Fonte: Oestreich (2022)

Entre os benefícios de sua utilização, o trabalho de Wang et al. (2025) destaca a alta resistência à tração, às cargas térmicas e à corrosão, além da compatibilidade de comportamento com outros concretos. Ademais, o contexto sustentável atual busca por alternativas que tenham uma boa relação entre custo, resistência e gasto de material, assim, esse material ganha destaque, pois se apresenta como uma alternativa que supre essas demandas e garante uma grande durabilidade (PELED et al., 2019).

A estrutura de malha do concreto reforçado por tecido apresenta espaçamento típico entre os *yarns* de 4 a 30 mm, como tem-se o exemplo da Figura 3, sendo o volume de fibra maior para maiores malhas (diâmetros) (DASKIRAN et al., 2020; RAWAT et al., 2022). Centenas e milhares de filamentos compõem os *yarns*, pois seus diâmetros têm ordem de grandeza de micrômetros. Como exemplo, tem-se o trabalho de Shames et al. (2014), que utiliza fibras de vidro com diâmetros entre 14 e 27 μm e fibras de carbono com 7 μm . O TRC pode ser formado por uma ou mais camadas dessas malhas, que quando combinado com as camadas de argamassa, apresenta dimensões finais entre 10 e 30 mm (DASKIRAN et al., 2020). Dessa forma, percebe-se que as fibras representam uma área muito pequena da seção transversal, como mostra o estudo de Zaragan et al. (2017) que busca comparar as taxas de fibras na seção do TRC, variando os valores entre 0.08% e 1.35%.

Figura 3 – Imagens das malhas de fibras de basalto e vidro



Fonte: Daskiran (2020)

As fibras podem ser de diversos materiais, entre eles, a aramida, carbono, vidro resistente a álcalis, basalto e fibras poliméricas (PRIYANGA e MUTHADHI, 2024). É necessário fazer uma escolha cuidadosa do tipo de malha aplicada no painel, pois segundo Muraleedharan e Nadir (2023), a fibra componente do TRC tem impacto direto nas propriedades mecânicas do painel. Recomenda-se ainda que as fibras tenham alta tenacidade e módulo de elasticidade, permitindo alongamento antes da ruptura (RIZZO, 2023), melhorando a resistência e a tenacidade em relação ao concreto convencional. Além disso, a introdução das fibras gera mais uma fase no concreto, a zona de transição interfacial da argamassa com a fibra, que se apresenta como uma região com maior concentração de vazios, visto que a argamassa não consegue penetrar entre os vazios dos filamentos, como aborda Oestreich (2022). Esse autor explica que, como consequência, as fibras mais externas ficam ancoradas na matriz, porém as fibras internas conseguem deslizar facilmente entre si, o que resulta em uma capacidade de movimento das fibras e uma distribuição não uniforme de tensões.

O TRC torna a peça mais resistente às cargas mecânicas, pois uma vez que a matriz começa a fissurar, a transferência de carga passa a ser por meio dos filamentos da malha, atravessando as discontinuidades (RAWAT et al., 2022). Desse modo, entende-se que a coesão entre as duas fases é importante para o bom desempenho do conjunto, pois segundo Awani et al. (2017), o descolamento entre elas é a principal causa de falha do TRC. Assim, busca-se melhorar o contato entre os *yarns* e a argamassa por meio de diversas técnicas, entre as quais impregnação do epóxi, utilização de fibras curtas e pré-tensão (ZHU et al., 2019) e, conseqüentemente, produzir compósitos de fibra e cimento com alto desempenho (PELED et al., 2019). Os autores Zhu et al. (2019) realizam ensaios de tração com as duas últimas técnicas citadas para fibras basálticas e apresenta como resultados valores de resistência tração entre 4 e 7.5MPa.

Devido às suas propriedades, o TRC cumpre os quesitos necessários para ser utilizado como pele nos painéis sanduíches, uma vez que apresenta fina espessura e alta

resistência. Sua escolha se apresenta vantajosa em comparação ao concreto reforçado com fibras de aço, que é mais difundido no mercado, pois trata-se de material não corrosivo, resultando em uma camada de cobrimento menor (MURALEEDHARAN e NADIR, 2023). Então, a utilização do TRC permite a redução do peso próprio da pele, dada a diminuição da camada de argamassa, assim como através de valores menores de densidade, contribuindo, finalmente, para o menor peso final do painel. Por meio dos dados da Tabela 1, é possível visualizar a diferença entre o peso das fibras em comparação com o aço.

Tabela 1 – Densidade, resistência à tração e módulo de elasticidade das fibras do TRC

Material das fibras	Densidade (g/cm ³)	f _{ct} (MPa)	E (GPa)
Aramida	1.5	3400 - 3600	80 - 186
Basalto	2.6	990 - 4800	60 - 89
Vidro resistente à álcalis	2.7	1300 - 2000	21 - 74
Carbono	1.8	2000 - 6000	180 - 650
Aço	7.9	400 - 2600	200

Adaptado de Rizzo (2023) e Kulas (2013)

A Tabela 1 permite ainda observar que os valores de resistência à tração são compatíveis ou superiores à resistência do aço. Segundo Muraleedharan e Nadir (2023), as fibras de carbono e de vidro resistentes à álcalis, que apresentam maior resistência à tração (f_{ct}) e módulo de elasticidade (E), são mais utilizadas, apesar de serem economicamente menos interessantes. Estudos mostram que a utilização de malhas de fibras de mais de um material otimiza as propriedades, pois a fissuração do concreto ocorre em diferentes estágios e, então, cada material pode combater os esforços em momentos diferentes das cargas solicitantes (AFROUGHSAKET e OZBAKKALOGU, 2015).

É possível encontrar na literatura diversos estudos que buscam compreender e sistematizar o comportamento mecânico do TRC, analisando modelos que descrevem matematicamente esse desempenho através de trabalhos experimentais e validações por meio de simulações computacionais (DU et al., 2018; IMMANUEL e KALIYAMOORTHY, 2025). Além disso, as pesquisas voltam-se para a compreensão das suas influências quando combinado com outras peças estruturais e as conclusões gerais apontam no sentido de um aumento da resistência aos carregamentos, dada pela utilização do TRC em conjunto com o concreto convencional em vigas e painéis, como trazem Zargarani (2017) e Huang (2025).

Estudos recentes trazem as descobertas sobre as respostas do TRC quando submetido ao carregamento térmico, indicando que a exposição a temperaturas bastante elevadas resulta em uma perda na alta capacidade do TRC de resistir mecanicamente e relacionando o desempenho com o cobrimento, a anisotropia do material das fibras e a geometria da

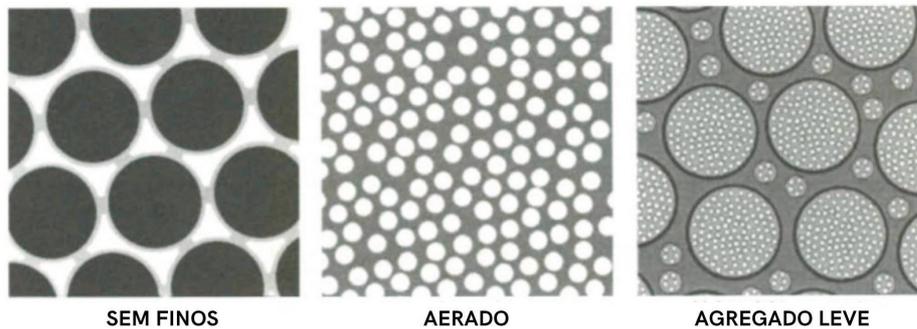
peça (AWANI et al., 2017). Esse tipo de solicitação causa, segundo Wu et al. (2023), uma perda de massa considerável nas fibras com o aumento da temperatura e, segundo Rawat (2022), uma deterioração da interface entre as fibras e a matriz. A resistência residual está relacionada com as modificações da microestrutura nessas condições, como aborda Yuan et al. (2024), destacando que a ligação entre a matriz e as fibras de basalto usadas no estudo ficam mais fracas com aumento da temperatura devido a decomposição de seus componentes. O autor continua, afirmando que ocorre um aumento dos poros e canais, que enfraquecem a matriz e contribuem para o aumento das fissuras, diminuindo a capacidade resistente. Todavia, de acordo com Douk et al. (2021), quando se considera o TRC combinado com outros materiais, pode-se dizer que ele fornece um melhor desempenho térmico, servindo como reforço mecânico e uma proteção às cargas térmicas para o outro material.

Segundo Kapsalis (2022), para fibras de carbono não revestidas, tem-se uma redução de 40% da resistência à tração do TRC, entretanto a rigidez só começa a diminuir após o atingimento de temperaturas superiores à 500°C. Dessa forma, tem-se mais uma justificativa para a escolha das fibras de carbono, cuja tolerância térmica é mais elevada (YUAN et al., 2024). Esse autor conclui ainda que a capacidade de resistir à tração e de se deformar permanece inalterada até 200°C e só começa a ser consideravelmente alterada após 400°C.

2.1.2 Concreto Leve

Os concretos leves são uma classe de concreto que apresenta menor densidade em relação aos tradicionais, com valores inferiores a 2000 kg/m^3 (NBR 8953, 2015). Essa diminuição é obtida pela incorporação de ar no material, introduzindo ar na matriz, entre os agregados (diminuição do dos agregados finos) ou dentro dos agregados (utilização de agregados com grande porção de vazios), de acordo com Newman e Owens (2003) e ilustrado na Figura 4. Tem-se como resultado um material que apresenta uma melhor desempenho em situações de incêndio e sismos, além de apresentar melhorias na capacidade de isolamento térmico (KAREM e AL-ASADI, 2024). Destarte, justifica-se a escolha do concreto leve como alma para os painéis sanduíche, uma vez que esse material garante a rigidez e eficiência térmica, além de baixo peso próprio.

Figura 4 – Formações do concreto leve



Fonte: Adaptado de Newman e Owens (2003)

O trabalho de Roufael (2020) obtém concretos leves através de agregados manufaturados leves, como argila, xisto e escória expandidos. O autor destaca que, em se tratando de agregados leves, a principal propriedade física a ser analisada é a porosidade, uma vez que ela apresenta influência no teor de água da mistura, na interação entre a pasta e o agregado e na resistência a cargas térmicas. Pode-se destacar também que esses agregados mais porosos são menos resistentes, em geral, o que influencia na resistência e deformabilidade do concreto leve produzido (CHI et al., 2003). Comparando o módulo de elasticidade de um concreto convencional e um concreto leve de mesma resistência, tem-se que o segundo apresenta menores valores, o que representa uma maior deformabilidade na presença de carregamento (HAQUE et al., 2004). O trabalho de Nguyen (2014) apresenta diferentes propostas de traços para concretos leves e obtém valores de módulo de elasticidade entre 11 e 19 GPa , comparando com o valor de referência do concreto de peso normal de 32,7 GPa .

Os concretos leves manifestam uma particularidade no que se refere à zona de interface entre o agregado e a pasta, pois diferente dos demais concretos, ela não é fase responsável pela ruptura das peças, pois a falha nesse compósito passa a ocorrer no agregado (PETTMANN et al., 2023). Dada a maior porosidade dos agregados leves, a interface torna-se mais resistente, pois os produtos da hidratação do cimento penetram os poros da interface fornecendo um intertravamento entre essas fases e resultando em uma zona de transição mais uniforme e densa (LO e CUI., 2023).

Roufael (2020) destaca ainda a importância da otimização da utilização dos materiais compatibilizando as resistências às tensões da pasta com os valores das resistências dos agregados, pois o material menos rígido é o que indicará a resistência final do concreto. O concreto leve apresenta essa compatibilidade de resistência, assim o processo de fratura ocorre com uma fase estável alongada e uma fase instável diminuída, fazendo com que a falha seja abrupta (NEWMAN e OWENS, 2003). Destarte, o concreto leve tem um comportamento mais frágil quando comparado ao concreto convencional (KAREM e

AL-ASADI, 2024).

O impacto da solicitação térmica no concreto depende da temperatura máxima atingida, da duração da exposição à carga térmica, da taxa de aquecimento e das propriedades do material (condutividade, porosidade, permeabilidade, resistência e rigidez), segundo Roufael et al. (2021). Destaca-se que o concreto leve é mais sensível aos fenômenos termo-hídricos associados ao aquecimento da estrutura, pois em sua matriz existem mais poros e mais água se comparado ao concreto convencional, segundo Pettmann et al.(2023). Com o aquecimento, essa água livre se transforma em vapor e busca sair da matriz, de forma que no concreto leve há um grande consumo de energia perto dos 100°C, para que toda essa água presente passe para o estado gasoso. Os resultados do trabalho de Pettmann et al.(2023) demonstram ainda que com o aumento da temperatura, tem-se o aumento da porosidade nos agregados, em função das microfissuras que unem poros anteriormente isolados. Todavia, essa alta permeabilidade facilita a saída da água, sem que haja aumento das pressões internas e risco de *spalling* (AL-SIBAHY e EDWARDS, 2012).

Assim como nos concretos convencionais, a incompatibilidade dos coeficientes de expansão térmica entre os agregados e a pasta é responsável pela formação de fissuras no concreto, o que prejudica a resistência do material (YAN et al., 2021; GAO et al, 2023). Ademais, os ensaios demonstram que concretos leves têm o comportamento mecânico residual comprometido com o aumento da temperatura devido à diminuição da adesão da pasta e do agregado, uma vez que ocorre a desidratação dos produtos componentes da pasta e da zona de transição (PETTMANN et al., 2023).

2.1.3 Interface

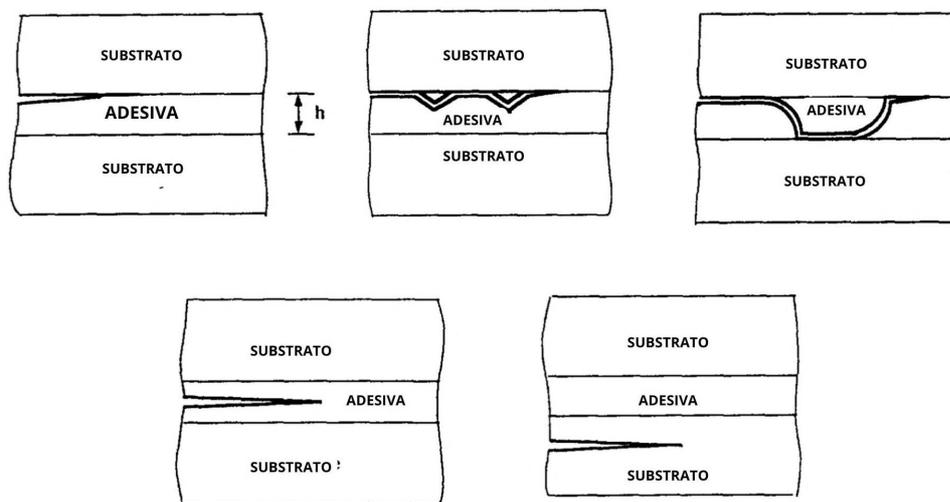
Para sistemas com múltiplos materiais, é necessário analisar o comportamento da superfície de contato entre as camadas. A descontinuidade entre diferentes materiais cimentícios, composições e/ou idades distintas é identificada como interface (CHEN et al., 2023). Segundo Daneshvar et al. (2022), a resistência da interface deve ser suficiente para transferência de carga entre as partes. Esses autores destacam, entretanto, que no caso do contato concreto-concreto, a interface representa uma região de fragilidade devido a descontinuidade, maior porosidade e maior concentração de fissuras. O estudo de Zalhaf et al. (2024), destaca que os principais mecanismos de transferência de tensões de cisalhamento são a adesão, o atrito e a ação de pino e indica que eles dependem da preparação das superfícies de contato, a compatibilidade das resistências, a existência de conectores ou fibras e as condições de mistura dos materiais.

As falhas são classificadas em dois grupos: as adesivas e as coesivas. As primeiras ocorrem na interface e as segundas ocorrem fora da interface. A falha coesiva representa uma interface com alta resistência, que desloca a ruptura para outro ponto da estrutura e

é típica de peças em que há um aumento da rigidez dessa região (ZALHAF et al., 2024; AKISANYA e FLECK, 1992).

Para garantir a resistência da interface, algumas técnicas de tratamento são empregadas como polimento e impregnação de produtos. O objetivo é remover a camada mais externa das peças de concreto, uma vez que essas são caracterizadas pela segregação e exsudação causando problemas de resistência, e criar uma maior adesão devido ao maior atrito entre as partes e a capacidade de intertravamento entre as camadas (DANESHVAR et al., 2022). A Figura 5 representa as possíveis falhas relativas à interface dados os diferentes carregamentos e tratamentos aplicados.

Figura 5 – Falhas típicas da interface



Fonte: Adaptado de Akisanya e Fleck (1992)

A capacidade de coesão da interface tem uma grande influência nas propriedades gerais de estruturas que apresentam concretos diferentes em contato quando submetidas a altas temperaturas. Essa influência ocorre pelo desenvolvimento de fissuras quando combinado com carga mecânica, podendo haver separação total das camadas, segundo Chen et al. (2023). Os autores estudam sistemas compostos por duas peças de materiais distintos, sendo eles concretos convencionais, com agregados reciclados e de alta resistência. Eles apresentam resultados experimentais comparando a resistência ao cisalhamento das diferentes combinações de concreto a partir de testes do tipo *push-off* de superfícies de contato tratadas e não tratadas quando submetidas a cargas térmicas. Entre os sistemas testados, tem-se resistência residual de até 87%, 72% e 63% da resistência inicial para estruturas com interface tratadas quando são atingidas temperaturas de até 200°, 400° e 600°C, respectivamente. Para estruturas com interface não tratada, tem-se valores de até 35%, 15% e 18% da resistência inicial quando são atingidas temperaturas de até 200°, 400° e 600°C, respectivamente. O trabalho de Zalhaf et al. (2024) também realiza testes para obter as propriedades da interface, como a rigidez e a resistência ao cisalhamento, após

a exposição a altas temperaturas de concretos com fibras. Os resultados experimentais obtidos foram utilizados para analisar e validar um modelo numérico que propõe um modelo coesivo para representar as interações da interface.

2.2 FORMULAÇÕES DO PROBLEMA

Para compreensão do comportamento do painel sanduíche solicitado por cargas térmicas, o problema é analisado segundo as leis que regem as transferências de calor entre os corpos e de distribuição de tensões e deformações em uma estrutura, ou seja, trata-se de uma análise termomecânica, não considerando os efeitos hídricos que também influenciam no comportamento dos compósitos cimentícios, uma vez que esse trabalho consiste na primeira etapa da análise numérica do problema apresentado. Desse modo, é necessário compreender os fenômenos térmicos e mecânicos que estão envolvidos no problema para posterior implementação dos mecanismos relativos aos processos hídricos presentes no problema. Seguindo esse objetivo, essa seção apresenta uma exposição das equações que regem a situação estudada, assim como as propriedades que são importantes da descrição do problema e interpretação dos resultados finais.

2.2.1 Problema Térmico

O concreto, durante as solicitações térmicas, apresenta processos de danificação das propriedades (PETTMANN et al., 2023) que são associados às transformações físicas e químicas dos materiais cimentícios expostos às altas temperaturas (YUAN et al., 2024), assim, tem-se a diminuição na capacidade de suporte do material. Diversos processos ocorrem simultaneamente e podem gerar interferências nos outros, o que resulta em diferentes comportamentos para cada uma das propriedades analisadas do concreto com a evolução do tempo e da temperatura de análise.

Para a representação dos fenômenos térmicos que ocorrem nos materiais, deve-se analisar o impacto dos mecanismos de transferência de calor, condução, convecção e radiação, no problema em questão, que serão definidos a seguir segundo Incropera (2013). A condução é dada pela troca de energia das partículas mais energéticas para as menos energética, de um corpo ou entre corpos, por interações diretas entre elas. A convecção, por sua vez, trata da transferência entre um fluido em movimento e de uma superfície. Ambos os mecanismos dependem de um meio sólido e de um gradiente de temperatura. Por fim, a radiação é a energia liberada pelos corpos devido aos movimentos naturais dos elétrons constituintes da matéria.

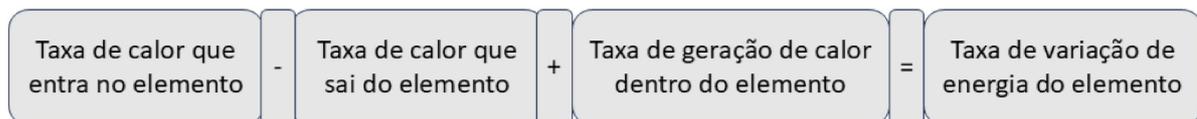
O Eurocode 1 (EN 1 1991-1-2, 2002), Eurocode 2 (EN 2 1992-1-2, 2008) e Eurocode 4 (EN 4 1994-1-2, 2005), orientam como considerar as contribuições de cada tipo de transferência de calor ao qual sofre uma estrutura exposta a incêndio e como calcular os valores dos parâmetros envolvidos no problema. As norma brasileira NBR 15200

(NBR 15200, 2024) apresenta considerações semelhantes para os valores das propriedades diante de cargas térmicas, entretanto no desenvolvimento do trabalho são referenciadas principalmente as normas europeias, o que é justificado pela colaboração com trabalhos realizado na Cergy-Paris Université.

Segundo indicações desses documentos, considera-se que na face em contato com o fogo a transferência é dada por convecção e por radiação, enquanto para a face não-exposta, a transferência é dada apenas convecção. O presente trabalho busca compreender o comportamento dos painéis sanduíche quando submetidos a altas temperaturas por meio da ensaios de corpos de prova representativos dessas estruturas em fornos. Desse modo, para as análises seguintes serão consideradas as recomendações desses documentos para obter os valores dos parâmetros utilizados nos modelos. Entretanto, como a temperatura é considerada como condição de contorno das faces do painel, tem-se que o mecanismo de transferência a ser considerado é a condução para o problema apresentado.

A análise térmica deve ser realizada segundo os conceitos dos Princípio de Conservação de Energia, que considera a existência de um balanço da energia que entra e sai dos sistemas, podendo haver conversões internas (CENGEL e GHAJAR, 2014). Essas relações são descritas pela Equação do Balanço de Energia para um elemento infinitesimal, representado esquematicamente na Figura 6.

Figura 6 – Representação esquemática da Equação do Balanço de Energia



Fonte: Autora (2025)

Para o problema discutido, considera-se um volume de controle tridimensional com dimensões dx , dy e dz , que apresenta diferença de temperatura nas três direções. Esse gradiente resultará em condução de calor em q_x , q_y e q_z . Pode-se considerar então que a energia que entra (E_{entra}) em cada direção é dada pela equação 2.1.

$$E_{entra} = q_x + q_y + q_z \quad (2.1)$$

Escrevendo a taxa de condução de calor por meio de uma expansão em série de Taylor, desprezando os termos de maior ordem, podemos dizer que a energia que sai (E_{sai}) do sistema é dada por 2.2 .

$$E_{sai} = q_x + \frac{\partial q_x}{\partial x} dx + q_y + \frac{\partial q_y}{\partial y} dy + q_z + \frac{\partial q_z}{\partial z} dz \quad (2.2)$$

Para a energia armazenada (E_{arm}), tem-se a equação 2.3, onde ρ é a densidade, c é o calor específico do material, T é a temperatura e t é o variável de tempo.

$$E_{arm} = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} dx dy dz \quad (2.3)$$

As mudanças de fases associadas ao problema devido à mudança de estado da água serão consideradas de maneira indireta, pela variação dos valores para o calor específico adotada na formulação. Logo, não será computada nenhuma fonte de geração de energia no sistema, chegando-se à equação 2.4 para o problema analisado.

$$-\frac{\partial q_x}{\partial x} dx - \frac{\partial q_y}{\partial y} dy - \frac{\partial q_z}{\partial z} dz = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} dx dy dz \quad (2.4)$$

Utilizando a Lei de Fourier representada pela equação 2.5, para cada direção, onde λ_c representa a condutividade térmica do material, substituindo em 2.4 e dividindo pelo volume do elemento $dx dy dz$, chega-se à Equação do Balanço de Energia para o problema estudado (Equação 2.6).

$$q_i = -\lambda_c \frac{\partial T}{\partial d_i} A \quad (2.5)$$

$$\frac{\partial}{\partial x} (\lambda_c^x \frac{\partial T}{\partial x}) + \frac{\partial}{\partial y} (\lambda_c^y \frac{\partial T}{\partial y}) + \frac{\partial}{\partial z} (\lambda_c^z \frac{\partial T}{\partial z}) = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2.6)$$

Considerando o material isotrópico quanto à condutividade, chegamos à equação 2.7, em que ∇^2 representa o Laplaciano em coordenadas retangulares.

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda_c \nabla^2 T \quad (2.7)$$

Para modelar o problema estudado, será considerada a relação 2.7 para o sólido, sendo necessário fornecer os valores da densidade, do calor específico e da condutividade térmica e seus comportamentos em temperaturas elevadas para o programa empregado nas análises.

2.2.2 Problema Termomecânico

Uma característica marcante do concreto é a capacidade de resistir a cargas mecânicas elevadas, o que o torna interessante para a construção civil. Quando um sistema é submetido ao carregamento, que pode ser de diversos tipos, tem-se como resultado as deformações, que representam a alteração da configuração estrutural do corpo (UGURAL, 2009).

No caso de cargas mecânicas, no regime linear, pode-se relacionar a tensão aplicada ao corpo com a deformação através de uma relação linear, cujo coeficiente de proporcionalidade é o módulo de elasticidade. Essa é a definição da lei de Hooke que caracteriza o comportamento elástico do material. A partir do atingimento de um limite de tensão, o comportamento passa para o regime não-linear e existem outros modelos constitutivos que

buscam descrever o comportamento do concreto nessa fase. Entretanto, quando tratam-se de cargas térmicas, são as diferentes temperaturas que induzem a deformação no corpo, sendo essas deformações quantificadas pelo gradiente de temperatura e pelo coeficiente de expansão térmica do material (SANTOS, 2022). Em geral, as deformações são impedidas por restrições externas, dessa maneira desenvolvem-se tensões internas no corpo (SADD, 2014).

O presente trabalho busca compreender o comportamento termomecânico dos painéis sanduíches de concreto leve e TRC quando o corpo é submetido apenas a cargas térmicas. Desse modo, as deformações são desenvolvidas uma vez que a temperatura aumenta, gerando tensões de origem térmica. As relações entre tensões e deformações são consideradas segundo a Teoria da Elasticidade, um modelo de dano e um modelo de plasticidade, assim, considera-se que há deformação e, conseqüentemente, tensão residual no corpo mesmo quando as cargas são retiradas da estrutura, uma vez que o material foi danificado.

De acordo com a Teoria da Elasticidade, considerando a análise tridimensional de um corpo submetido apenas a cargas mecânicas, as deformações lineares ε em cada direção são descritas pela equação 2.8, enquanto as deformações angulares γ pela equação 2.9, sendo u , v e w os deslocamentos em cada direção.

$$\varepsilon_x = \frac{\partial u}{\partial x}, \varepsilon_y = \frac{\partial v}{\partial y}, \varepsilon_z = \frac{\partial w}{\partial z} \quad (2.8)$$

$$\gamma_{xy} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right), \gamma_{yz} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y} \right), \gamma_{zx} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial z} \right) \quad (2.9)$$

Entretanto, quando tratam-se de cargas térmicas considera-se ainda uma outra parcela, como mostrado a seguir pelas equações 2.10 e 2.11, onde T é a temperatura no ponto no tempo referido, T_0 é a temperatura de referência no ponto e α é o coeficiente de expansão térmica do material.

$$\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ij}^{mec} + \varepsilon_{ij}^{term} \quad (2.10)$$

$$\varepsilon_{ij}^{term} = \alpha(T - T_0)\delta_{ij} \quad (2.11)$$

Sendo δ_{ij} o delta de Kronecker que é definido em 2.12.

$$\delta_{ij} = \begin{cases} 1 & \text{se } i = j, \\ 0 & \text{se } i \neq j. \end{cases} \quad (2.12)$$

Assim, em análises termomecânicas, a Lei de Hooke generalizada, que relaciona a tensão e a deformação, é dada pelas seguintes expressões, onde λ é a constante de Lamé e

μ é o módulo de rigidez ou de cisalhamento.

$$\begin{aligned}
\sigma_{xx} &= \lambda(\varepsilon_{xx} + \varepsilon_{yy} + \varepsilon_{zz}) + 2\mu\varepsilon_{xx} - (3\lambda + 2\mu)\alpha(T - T_0) \\
\sigma_{yy} &= \lambda(\varepsilon_{xx} + \varepsilon_{yy} + \varepsilon_{zz}) + 2\mu\varepsilon_{yy} - (3\lambda + 2\mu)\alpha(T - T_0) \\
\sigma_{zz} &= \lambda(\varepsilon_{xx} + \varepsilon_{yy} + \varepsilon_{zz}) + 2\mu\varepsilon_{zz} - (3\lambda + 2\mu)\alpha(T - T_0) \\
\sigma_{xy} &= 2\mu\varepsilon_{xy} - (3\lambda + 2\mu)\alpha(T - T_0) \\
\sigma_{xz} &= 2\mu\varepsilon_{xz} - (3\lambda + 2\mu)\alpha(T - T_0) \\
\sigma_{yz} &= 2\mu\varepsilon_{yz} - (3\lambda + 2\mu)\alpha(T - T_0)
\end{aligned} \tag{2.13}$$

Para resolver o problema, dispõem-se ainda das Equações de Compatibilidade de Deformações (2.14) e das Equações de Equilíbrio (2.15), onde F são as forças que podem atuar no corpo.

$$\begin{aligned}
\frac{\partial^2 \varepsilon_{xx}}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \varepsilon_{xx}}{\partial z^2} &= 2 \frac{\partial^2 \varepsilon_{xy}}{\partial x \partial y} + 2 \frac{\partial^2 \varepsilon_{xz}}{\partial x \partial z}, \\
\frac{\partial^2 \varepsilon_{yy}}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \varepsilon_{yy}}{\partial z^2} &= 2 \frac{\partial^2 \varepsilon_{xy}}{\partial x \partial y} + 2 \frac{\partial^2 \varepsilon_{yz}}{\partial y \partial z}, \\
\frac{\partial^2 \varepsilon_{zz}}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \varepsilon_{zz}}{\partial y^2} &= 2 \frac{\partial^2 \varepsilon_{xz}}{\partial x \partial z} + 2 \frac{\partial^2 \varepsilon_{yz}}{\partial y \partial z}, \\
\frac{\partial^2 \varepsilon_{xy}}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \varepsilon_{xy}}{\partial y^2} &= \frac{\partial^2 \varepsilon_{xx}}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \varepsilon_{yy}}{\partial x^2}, \\
\frac{\partial^2 \varepsilon_{xz}}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \varepsilon_{xz}}{\partial z^2} &= \frac{\partial^2 \varepsilon_{xx}}{\partial z^2} + \frac{\partial^2 \varepsilon_{zz}}{\partial x^2}, \\
\frac{\partial^2 \varepsilon_{yz}}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \varepsilon_{yz}}{\partial z^2} &= \frac{\partial^2 \varepsilon_{yy}}{\partial z^2} + \frac{\partial^2 \varepsilon_{zz}}{\partial y^2}.
\end{aligned} \tag{2.14}$$

$$\begin{aligned}
\frac{\partial \sigma_{xx}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial z} + F_x &= 0, \\
\frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_{yy}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial z} + F_y &= 0, \\
\frac{\partial \tau_{xz}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_{zz}}{\partial z} + F_z &= 0.
\end{aligned} \tag{2.15}$$

Com as equações de 2.13, 2.14 e 2.15, tem-se 16 incógnitas e 15 equações. Desse modo, a fim de tornar o sistema possível de ser resolvido, introduz-se a Equação da Energia 2.16, a partir da qual é possível obter as temperaturas em cada momento em cada ponto.

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda_c \nabla T \tag{2.16}$$

A Equação da Energia apresentada considera o problema desacoplado, ou seja, o campo de temperatura é determinado independentemente e, a partir dele, são feitos os cálculos relativos às tensões e deformações.

Para considerar comportamento plástico do concreto após o atingimento do limite elástico, adota-se o modelo *Concrete Damaged Plasticity* (CDP), que encontra-se disponível

entre os modelos implementados no Abaqus. Ele considera que existem dois mecanismos de falha no material, o esmagamento por compressão e a fissuração por tração, e que a superfície de plastificação é definida pelas deformações plásticas em compressão e tração (DJAMAI et al., 2017). Essa consideração também foi feita para o concreto reforçado com fibras, pois, segundo Tysmans et al. (2015), o CDP pode simular as não linearidades do comportamento de compósitos cimentícios reforçados com fibras, representando a capacidade de ganho de resistência mesmo pós início da fissuração. Esse comportamento é chamado de *hardening* ou endurecimento, sendo especificamente identificado como *strain-hardening* quando referente a concretos com fibras.

Para o funcionamento do *Concrete Damaged Plasticity Model*, é necessário fornecer curvas de tensão ($\sigma_{c,t}$) por deformação inelástica ($\varepsilon_{c,t}^{in}$) e curvas de dano ($d_{c,t}$) por deformação inelásticas ($\varepsilon_{c,t}^{in}$), sendo os subíndices c e t representativos de compressão e tração, respectivamente. Para a compressão e tração, as equações 2.17 e 2.18 permitem calcular os parâmetros de entrada. Define-se $\varepsilon_{c,t}$ como a deformação no ponto e $f_{c,t}$ a resistência do concreto.

$$\varepsilon_{c,t} = \varepsilon_{c,t}^{in} + \frac{\sigma_{c,t}}{E_0} \quad (2.17)$$

$$d_{c,t} = 1 - \frac{\sigma_{c,t}}{f_{c,t}} \quad (2.18)$$

O CDP requer ainda o fornecimento de outros parâmetros que são identificados na Tabela 2. Algumas referências bibliográficas apresentam intervalos de valores possíveis para esses parâmetros, como Tysmans et al. (2016), Birtel e Mark (2006) e Wang et al. (2020), além do manual de usuário do Abaqus (Abaqus, 2011). Os valores adotados no modelo desenvolvido serão apresentados posteriormente.

Tabela 2 – Intervalo de parâmetros do CDP

Parâmetro	Símbolo	Intervalo
Ângulo de dilatação	ψ	20° - 35°
Fator de forma da superfície plástica	K	0.5 - 1
Parâmetro de excentricidade	ε	0.001 - 0.1
Taxa de tensão biaxial por uniaxial	f_{b0}/f_{c0}	1.10 - 1.16
Viscosidade	μ	0.0 - 0.001

Fonte: Produzida pela autora

O ângulo de dilatação é medido entre o plano das tensões volumétricas e tensões desviadoras, o fator de forma ajuda a definir o comportamento da superfície de escoamento, o Parâmetros de excentricidade define a taxa que a função aproxima-se da assíntota, a taxa de tensão biaxial por uniaxial trata-se da razão entre a tensão de escoamento em biaxial e uniaxial de compressão, e a viscosidade adiciona a regularização viscoplástica à análise.

2.3 PROPRIEDADES DOS MATERIAIS

As seções anteriores apresentaram informações sobre os materiais componentes do painel e as formulações matemáticas que representam o problema estudado, além de informações sobre dados necessários para realizar uma análise termomecânica no programa Abaqus. Por meio da leituras desses tópicos, percebe-se que cinco propriedades influenciam na resposta do material quando submetido ao carregamento térmico considerando um modelo termomecânico: a densidade, o módulo de elasticidade, o calor específico, a condutividade térmica e o coeficiente de expansão térmica. Dessa forma, para melhor compreender o comportamento das estruturas e obter uma boa previsão de suas interações, faz-se necessário analisar atentamente as mudanças nos valores dessas propriedades quando ocorre o aumento de temperatura.

O modelo desenvolvido pelo presente trabalho busca representar os painéis produzidos e ensaiados mecânica e termicamente no L2MGC (Laboratoire de Mécanique et Matériaux du Génie Civil) da Cergy-Paris Université. Assim, as propriedades adotadas para os materiais baseiam-se no concreto leve e no concreto reforçado por tecido que os compõem, o que permite a comparação dos resultados obtidos experimentalmente e numericamente. Considera-se que o concreto leve passa pelo processo de escarificação antes da aplicação do TRC, o que resulta na possibilidade de adoção de uma interface tratada.

Para as propriedades do concreto leve, tem-se os valores de referência disponíveis no estudo de Pettmann et al. (2023). Todavia, esse trabalho não apresenta a variação das propriedades térmicas em função da temperatura, assim para obter esses valores utilizam-se outras referências bibliográficas e normas disponíveis. Para os dados referentes ao TRC, entretanto, não foram realizadas as medições das propriedades no L2MG. Dessa forma, são utilizados valores extraídos da literatura para materiais similares, considerando o TRC composto por uma argamassa convencional com 1.79% de fração volumétrica de fibra composta majoritariamente por vidro. Ademais, destaca-se que foram necessárias adaptações para o caso estudado, uma vez que as informações sobre esse material são escassas. Todas as propriedades e considerações adotadas para o concreto leve e o TRC para esse estudo serão explicitadas no decorrer dessa seção.

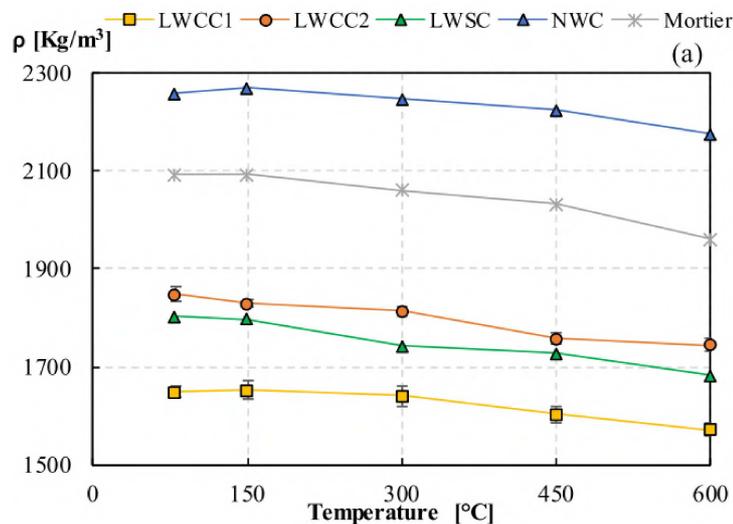
2.3.1 Densidade

A densidade (ρ) é relação entre a massa e o volume de um material e é um dos parâmetros para identificar diferentes tipos de concreto. Além disso, trata-se de uma propriedade de direta influência na troca de calor entre os corpos, pois está presente na relação que descreve a taxa de energia armazenada no corpo.

Como mencionado anteriormente, os concretos convencionais apresentam densidades entre 2000 e 2800 kg/m^3 , enquanto os concretos leves apresentam densidades inferiores a

2000 kg/m^3 (NBR 8953, 2015). O trabalho de Roufael et al. (2021) ilustra graficamente por meio da Figura 7 a diminuição da densidade de diferentes materiais cimentícios. As misturas denominadas LWCC1 e LWCC2 são concretos leves compostos de argila expandida, sendo o primeiro menos denso que o segundo. A amostra identificada como LWSC também é um concreto leve, porém utilizam-se agregados de xisto expandido. Por fim, tem-se o NWC, que é um concreto convencional de referência para o estudo, e o Mortar, que trata-se de uma argamassa. A diminuição apresentada no gráfico para todas as amostras, segundo os autores, é devida à saída da água livre presente no concreto e à desidratação.

Figura 7 – Gráfico da evolução da densidade pela temperatura



Fonte: Roufael et al. (2021)

Para o concreto reforçado por tecidos, tem-se maior influência da densidade da argamassa, uma vez que o volume de fibras é muito pequeno comparado ao da argamassa, como discutido nas seções anteriores. Para o TRC em estudo, tem-se uma porcentagem de 1.79 % em volume de uma fibra com densidade de 2690 kg/m^3 .

Para o modelo desenvolvido, utilizam-se os dados da argamassa ensaiada e fornecidos pelo L2MGC, considerando a variação em função da temperatura. Para o concreto leve em temperatura ambiente, será utilizado o valor de densidade do concreto leve de Pettmann et al. (2023) e, para as demais temperaturas, utiliza-se a taxa de decaimento de Roufael et al. (2021). A Tabela 3 apresentam os valores de densidade adotados no presente trabalho para ambos os materiais.

Tabela 3 – Variação da densidade do concreto leve e do TRC com a temperatura

Concreto Leve				
Temperatura (°C)	20	150	300	450
ρ (kg/m ³)	1046	1046	1021	990
TRC				
Temperatura (°C)	20	150	300	450
ρ (kg/m ³)	2251.5	2247.3	2137.4	2115.7

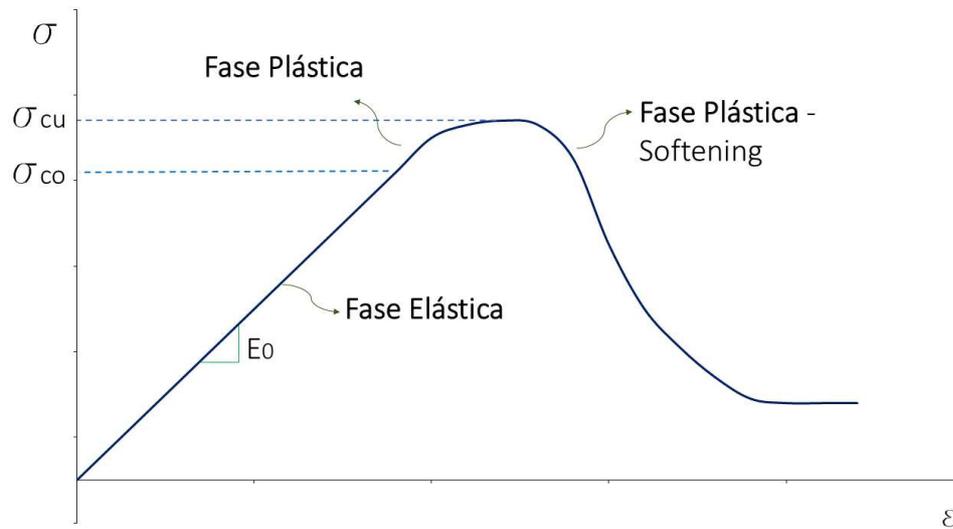
Fonte: Produzida pela autora

2.3.2 Módulo de Elasticidade

O módulo de elasticidade (E) representa a inclinação da curva tensão-deformação para materiais com comportamento elásticos lineares, como discutido em na seção **2.2.2**. Ele traduz uma propriedade mecânica do material, a rigidez (HIBBELER, 2022), que é a capacidade do material de resistir às deformações quando solicitado mecanicamente. O módulo de elasticidade do concreto depende de seus constituintes e suas proporções no compósito e, como o concreto leve apresenta em geral agregados com menores módulos de elasticidade, tem menor rigidez comparada com o concreto convencional (NEWMAN e OWENS, 2003).

A Figura 8 representa o comportamento teórico para o concreto, onde é possível observar que na primeira etapa de carregamento até o atingimento de σ_{co} tem-se um comportamento elástico linear, assim a inclinação dessa etapa fornece o um módulo de elasticidade inicial do concreto (DAO, 2024). Após o alcance de σ_{co} , tem-se a fase de plastificação com *hardening* (endurecimento) até a resistência última σ_{cu} , seguido de *softening* (amolecimento) (DAO, 2024). Nas duas etapas finais tem-se a diminuição do módulo de elasticidade.

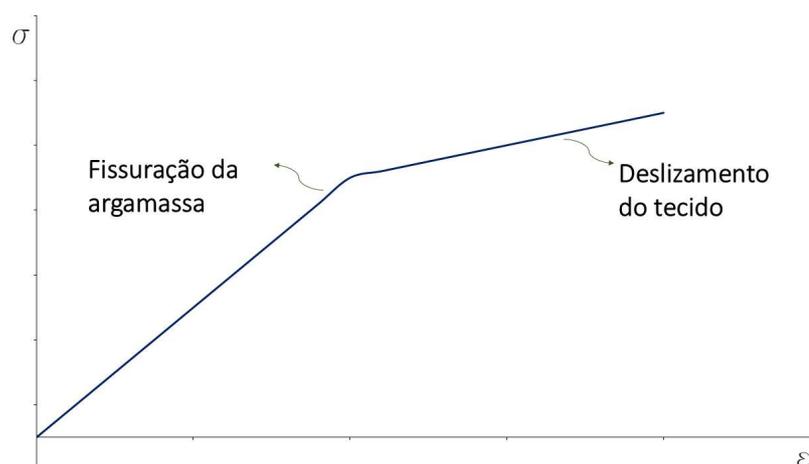
Figura 8 – Gráfico de tensão por deformação do concreto leve



Fonte: Autora (2025)

Para o TRC em compressão, é assumido um comportamento linear e quase-elástico até uma falha, que se dá pelos danos na interface argamassa-tecido (PROMIS et al., 2011). Enquanto, para o TRC sob efeito de tração, segundo Awani et al. (2017), o comportamento esperado da relação tensão-deformação é uma curva bilinear, ou seja, apresenta duas inclinações o que representa mudança no módulo de elasticidade pelo processo de fissuração da matriz, como mostra a Figura 9.

Figura 9 – Gráfico de tensão por deformação do TRC - bilinear

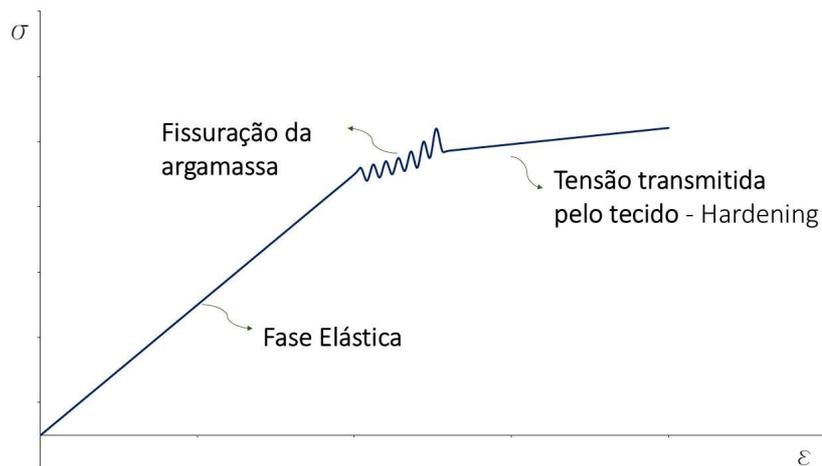


Fonte: Adaptado de Awani (2017)

Todavia, para Djamai et al. (2022), o TRC apresenta comportamento trilinear, como mostra Figura 10. O autor explica que a primeira fase corresponde ao comportamento linear elástico, em que o módulo de elasticidade corresponde ao módulo da matriz. Em

seguida, explica que a segunda etapa é iniciada com o atingimento da tensão de plastificação do concreto e aparecimento de fissuras, assim as fibras começam a trabalhar como pontes de transmissão de tensão. Por fim, esclarece que na terceira fase, as tensões são transmitidas predominantemente pelo tecido e o módulo de elasticidade desse estágio corresponde ao E do tecido.

Figura 10 – Gráfico de tensão por deformação do TRC - trilinear



Fonte: Adaptado de Djamai (2022)

Dado o aumento de temperatura, existe uma diminuição do módulo de elasticidade do concreto leve, como mostram os estudos de Alharthai et al. (2024) e Tanhadoust et al. (2023) para diferentes tipos de concreto leve. Em comparação com o convencional, entretanto, o concreto leve apresenta um E residual com menor diminuição (ROUFAEL, 2020). O trabalho de Tanhadoust et al. (2023) realiza ensaios com diferentes traços para concretos leves e aquece a temperaturas de 250°, 500° e 750°C, obtendo valores até 94,7%, 53,7% e 22,0%, respectivamente, do módulo inicial para E após a exposição.

Para o TRC o efeito das cargas térmicas depende principalmente do material das fibras, pois pode haver grande perda de massa, derretimento e descolamento da fibra da matriz, como abordado na seção 2.1.1 desse trabalho. A pesquisa de Yuan et al. (2024) submeteu amostras de TRC com diferentes porcentagens de reforço com fibras em tecido e fibras pequenas a temperaturas de 200°C, 400° e 600°C e obteve como módulo de elasticidade da primeira etapa (pré-fissuração) valores entre 40 e 80% dos módulos iniciais.

A Tabela 4 apresenta os módulos de elasticidades fornecidas como dados de entrada para as simulações realizadas com suas variações com a temperatura. Para o concreto leve, Pettmann et al. (2023) apresenta o valor do módulo de elasticidade para o concreto estudado e as respectivas taxas de diminuição com a temperatura, sendo possível obter assim o E para cada temperatura analisada. Para o TRC utilizam-se os valores medidos e disponibilizados pelo laboratório L2MGC com a variação com a temperatura.

Tabela 4 – Variação do módulo de elasticidade do concreto leve e do TRC com a temperatura

Concreto Leve				
Temperatura (°C)	20	150	300	450
E (GPa)	9.71	7.22	5.29	3.14
TRC				
Temperatura (°C)	20	150	300	450
E (GPa)	57.06	4.67	1.35	1.61

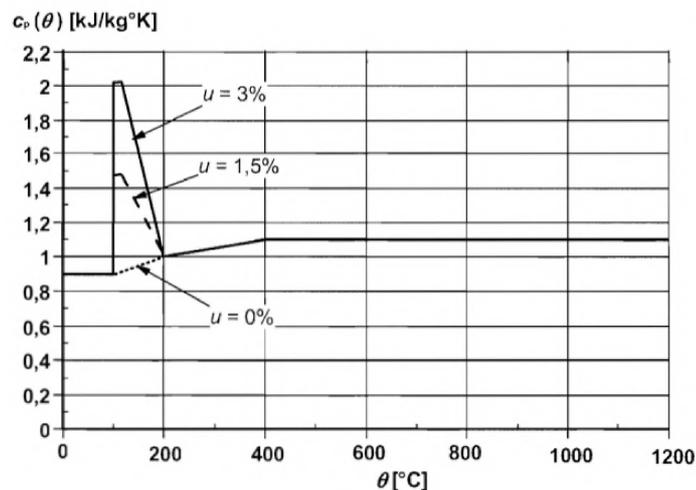
Fonte: Produzida pela autora

Ademais, vale destacar que considera-se o Coeficiente de Poisson constante com o aumento da temperatura para ambos os materiais. Tem-se o valor de 0,23 para o concreto leve, segundo Pettmann et al. (2023), e adota-se o valor de 0,2 para TRC, assim como o trabalho de Huang et al. (2025).

2.3.3 Calor Específico

Define-se calor específico (c) como uma capacidade do material de armazenar calor (CENGEL e GHAJAR, 2014). O Eurocode 2 (EN 2 1992-1-2, 2008) apresenta relações matemáticas dependentes da temperatura atingida pelo concreto para o calor específico a ser adotado, destacando ainda o impacto de fatores como natureza dos agregados e quantidade de água da mistura para o valor final dessa propriedade. O gráfico da Figura 11 representa a curva do calor específico por aumento de temperatura para três proporções de água na mistura (u), 0, 1,5 e 3 %, assim é possível perceber que quanto maior a quantidade de água, maior o valor de c atingido.

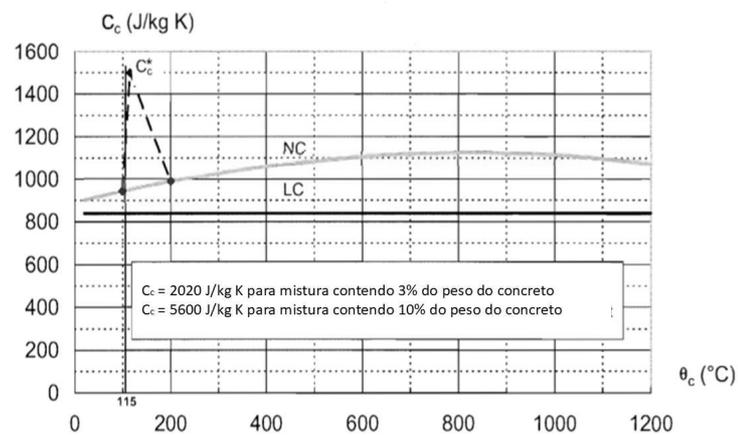
Figura 11 – Calor específico por temperatura para concreto convencional



Fonte: EN 2 1992-1-2 (2008)

Entretanto, o Eurocode 4 (EN 4 1994-1-2, 2005), especifica para concretos leves um valor constante de 840 J/KgK independente da temperatura, como mostra o gráfico da Figura 12. Para o presente trabalho segue-se a recomendação dessa norma de se manter um valor contante de calor específico, exceto entre 100° e 200°C , em que se adota uma interpolação para obter seu valor no intervalo, como é feito para o concreto convencional. Essa escolha se justifica pela observação de um aumento do calor específico nessa faixa de temperatura em função do calor latente da água do estado líquido presente no concreto para vapor.

Figura 12 – Calor específico por temperatura para concreto convencional e leve

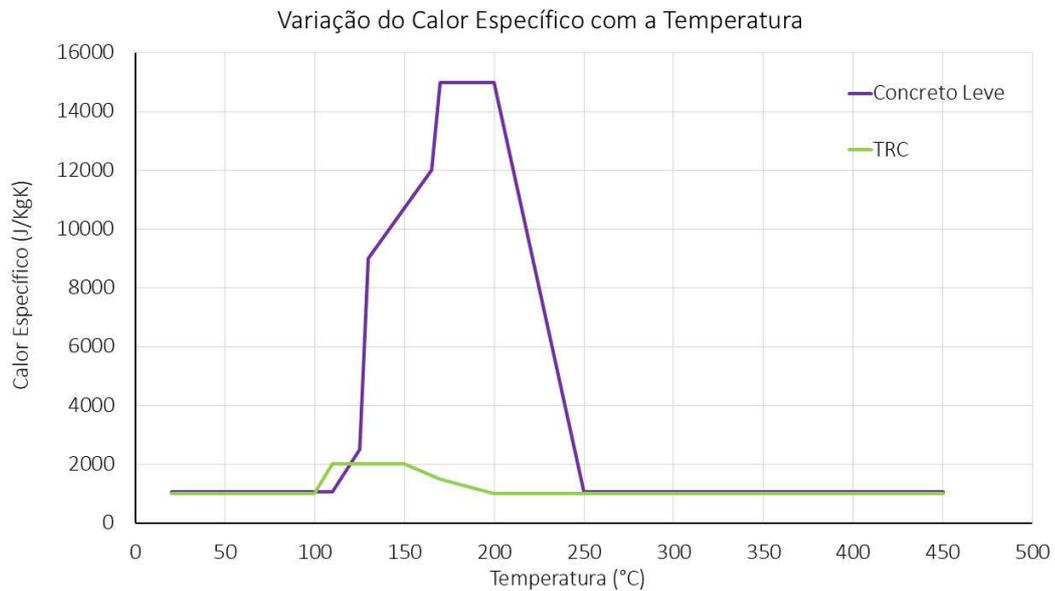


Fonte: EN 4 1994-1-2 (2005)

No que diz respeito ao concreto reforçado com fibras, existem poucos dados disponíveis em literatura. O estudo de Gopinath et al. (2023) utiliza para o valor de 1000 J/KgK para o TRC, baseando-se no valor de calor específico do ligante e da fibra utilizada. No presente trabalho, optou-se por utilizar os valores recomendados pelo Eurocode 4 (EN 4 1994-1-2, 2005) para concretos convencionais com 3% de água. Essa decisão foi baseada no teste realizado com valores de calor específico disponíveis no documento (3% e 10%), pois a pequena espessura do material resulta em um pequeno impacto dessa propriedade no resultado final da curva de aquecimento do painel.

Para o concreto leve nas temperaturas em que o calor específico é considerado constante, utiliza-se o valor de Pettmann et al. (2023) e, para o intervalo de 100° a 200°C , segue-se inicialmente a recomendação de interpolação do Eurocode 4 (EN 4 1994-1-2, 2005) para concretos convencionais, considerando um teor de água de 16%, chegando a valores próximos a 9000 J/KgK . Com o desenvolvimento do modelo, foi necessário aumentar ainda mais o valor de calor específico que o estimado anteriormente para representação do aquecimento do painel. Assim, o gráfico da Figura 13 traz a variação de calor específico adotada para o modelo para ambos os materiais.

Figura 13 – Calor específico por temperatura para TRC e concreto leve do modelo



Fonte: EN 4 1994-1-2 (2005)

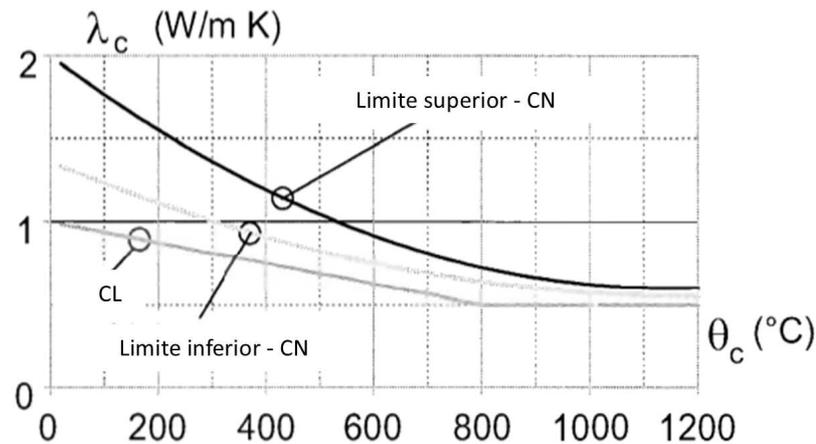
2.3.4 Condutividade Térmica

A condutividade térmica (λ_c), por sua vez, é a grandeza que define a capacidade do material de conduzir calor (CENGEL e GHAJAR, 2014). Para essa propriedade o Eurocode 4 (EN 4 1994-1-2, 2005) apresenta uma função do valor de condutividade por temperatura para o concreto leve, como mostrado por 2.19, onde θ é a temperatura em que se deseja obter a condutividade.

$$\lambda_c(W/mK) = \begin{cases} 1 - (\theta/1600) & \text{para } 20^\circ < \theta < 800^\circ C \\ 0,5 & \text{para } 800^\circ C < \theta \end{cases} \quad (2.19)$$

O gráfico da Figura 14 mostra os valores típicos de condutividade dos concretos convencionais e leves. Ambos apresentam uma diminuição, uma vez que o concreto perde água no processo de aquecimento. Observa-se ainda que para o concreto convencional são fornecidas duas funções, uma para o limite superior e outra para o inferior.

Figura 14 – Condutividade térmica por temperatura para concreto convencional e leve

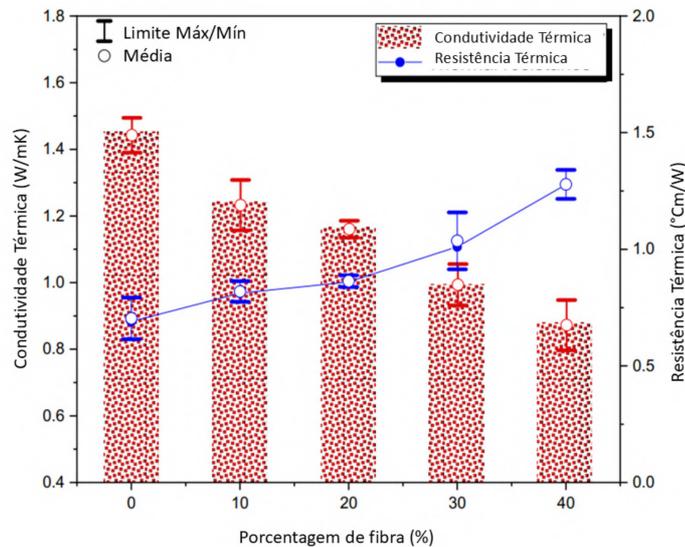


Fonte: EN 4 1994-1-2 (2005)

O concreto leve apresenta menores valores de condutividade dada a maior porosidade, como apresenta o estudo de Real et al. (2016), que testou diferentes concretos leves e relacionou a maior porosidade a menores coeficientes de condutividade térmica. O trabalho de Pettmann et al. (2023) apresenta, entretanto, um valor de condutividade a temperatura ambiente muito inferior ao proposto pela norma, assim opta-se por utilizar esse valor como base para os cálculos desse trabalho e a taxa de diminuição adotada é a mesma da indicada pelo Eurocode 4 (EN 4 1994-1-2, 2005).

A condutividade térmica do concreto reforçado por tecido depende do material, tamanho, quantidade e tratamento das fibras da malha, pois fibra com menores diâmetros apresentam mais filamentos por yarn, o que aumenta a condutividade, enquanto fibras mais porosas levam à diminuição, segundo Wijesinghe et al. (2024). Esse trabalho apresenta uma revisão sobre estudos com diferentes fibras, analisando os valores de condutividade de argamassas ou concretos com e sem fibras. O autor conclui que a adição de fibras representa uma diminuição da condutividade térmica, sendo o caso mais extremo a redução de 85% para fibras de juta. O trabalho de Ayed et al. (2023), utiliza fibras de tecido recicladas e apresenta uma tendência de diminuição da condutividade com o aumento da porcentagem de fibras presente no TRC, como mostra o gráfico da Figura 15.

Figura 15 – Calor específico por temperatura para TRC com fibras de tecido recicladas



Fonte: Ayed et al. (2023)

Desse modo, para os valores de condutividade térmica para o TRC, será utilizada a referência do concreto com fibras de carbono de Vatin e Korniyenko (2022), que tratam de um concreto reforçado com 2% de fibras de vidro. O estudo, entretanto, não aborda a variação dado o aumento de temperatura, assim opta-se por adotar a taxa de redução proposta pelo Eurocode 4 (EN 4 1994-1-2, 2005). Como ilustra o gráfico da Figura 14 e mencionado anteriormente, esse documento propõe duas curvas que balizam os limites superiores e inferiores possíveis para os valores de condutividade com o aumento de temperatura para o concreto convencional, que são apresentadas pelas equações 2.20 e 2.21.

$$\lambda_c(W/mK) = 2 - 0.2451\left(\frac{\theta}{100}\right) + 0.0107\left(\frac{\theta}{100}\right)^2 \quad (2.20)$$

$$\lambda_c(W/mK) = 1.36 - 0.136\left(\frac{\theta}{100}\right) + 0.0057\left(\frac{\theta}{100}\right)^2 \quad (2.21)$$

Pode-se observar que o valor inicial do limite superior é próximo ao valor adotado para λ_c do TRC, assim utiliza-se o decaimento proposto pela equação 2.20 para obter a relação condutividade-temperatura do material.

A Tabela 5 apresenta os valores condutividade térmica dos dois materiais do modelo.

Tabela 5 – Variação do condutividade térmica do concreto leve e do TRC com a temperatura

Concreto Leve				
Temperatura (°C)	20	150	300	450
λ_c (W/mK)	0.33	0.30	0.27	0.24
TRC				
Temperatura (°C)	20	150	300	450
λ_c (W/mK)	1.92	1.63	1.34	1.10

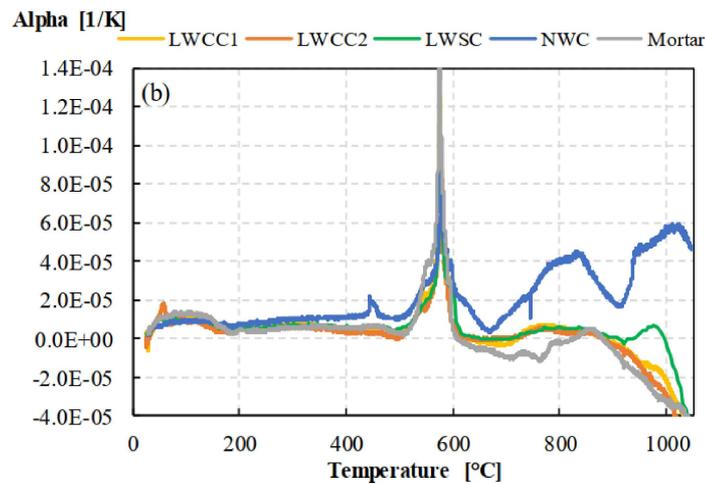
Fonte: Produzida pela autora

2.3.5 Expansão Térmica

Outra propriedade de interesse nesse problema é a expansão térmica, que relaciona a expansão do material com o aumento de temperatura. Assim como os dois outros, o coeficiente de expansão ou dilatação térmica (α) é impactado pelo aumento de temperatura, tratando-se de um problema termo-hidro-poro-mecânico (WANG, 2018). O Eurocode 4 (EN 4 1994-1-2, 2005) fornece a relação da equação 2.22 para calcular a expansão. Destarte, tem-se que o α para o concreto leve é igual a 8.10^{-6} , valor que é adotado para o modelo desenvolvido. Todavia, esse documento não aborda a variação desse parâmetro com o aumento de temperatura.

$$\frac{\Delta l}{l} = 8.10^{-6}(\theta - 20) \quad (2.22)$$

O trabalho de Roufael (2020) explorou a evolução dos valores de α para diferentes compósitos cimentícios com o aumento de temperatura, como mostra a Figura 16, sendo cada um deles identificado na seção 2.3.1. A partir da análise do gráfico, observa-se que a expansão é uma propriedade com valor de difícil previsão quando submetida a cargas térmicas. O autor destaca que o coeficiente de dilatação é estável até valores próximos de 500°C e começa a aumentar consideravelmente a temperaturas próximas a 600°C , o que é justificado pelas mudanças de forma do quartzo presente. Por fim, α se estabiliza novamente, apresentando uma diminuição dada a retração causada pela descarbonatação do concreto.

Figura 16 – Gráfico da evolução de α pela temperatura

Fonte: Roufael (2020)

No que diz respeito ao concreto reforçado com tecido, não foram encontrados registros de medição de coeficiente de dilatação térmica para materiais similares ao utilizado nesse estudo. Assim, faz-se uma média ponderada entre os valores de coeficiente de dilatação para a argamassa e as fibras de vidro que compõem o TRC. O estudo de Tlajji et al. (2020) apresenta o valor de coeficiente de dilatação para fibras de vidro de $7,9E - 6$, enquanto o trabalho de Roufael (2020) apresenta para argamassas valores próximos a $1,5E - 5$. Assim, considerando 1,79% de fibras, pela regra da mistura, adota-se um coeficiente para o TRC de $1,487E - 5$. O Eurocode 4 (EN 4 1994-1-2, 2005) indica para concretos tradicionais um valor de α de $1,8E - 5$, entende-se, desse modo, que os valores apresentados são coerentes.

Para as simulações realizadas, considera-se o valor de calor específico sem variação com o aumento de temperatura pela baixa variação observada no gráfico da Figura 16.

Tabela 6 – Coeficiente de expansão térmica do concreto leve e do TRC com a temperatura

Concreto Leve	
α (K^{-1})	8.10^{-6}
TRC	
α (K^{-1})	$1,487.10^{-5}$

Fonte: Produzida pela autora

3 METODOLOGIA

Nesta seção do documento serão apresentados e explicados os procedimentos seguidos para criação do modelo computacional para representar o problema de aquecimento e resfriamento de um corpo que posteriormente é carregado mecanicamente. Primeiramente, são abordadas os conceitos gerais relativos à simulação computacional e as etapas que compõem esse processamento. São apresentados as fases comuns aos dois modelos desenvolvidos, explicitando a geometria e o posicionamento dos painéis para os ensaios e modelos. Em seguida, cada um é apresentado individualmente e cada fase é descrita de maneira detalhada abordando, quando necessários, os conceitos teóricos que fundamentam as escolhas das configurações do modelo. Finalmente, é feita uma breve descrição dos dados disponíveis por trabalhos experimentais anteriores e que parte compõem as bases de dados de entrada do modelo e parte são utilizados na validação dos resultados das simulações realizadas.

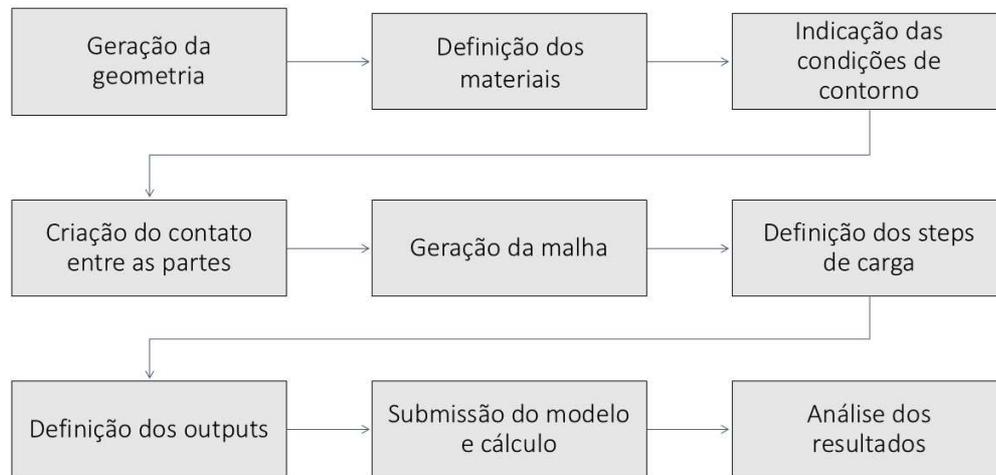
3.1 SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL

A busca de respostas para problemas complexos conta com o auxílio de *softwares* que realizam cálculos robustos por meio do Método dos Elementos Finitos. Entre as ferramentas existentes, tem-se o *software* Abaqus, que soluciona problemas com análises lineares ou não lineares das mais diversas naturezas segundo uma vasta gama de modelos constitutivos implementados e uma grande variedade de elementos (Abaqus, 2011). A ferramenta apresenta uma interface gráfica, porém possibilita também a modelagem do problema por meio de códigos desenvolvidos em *Python* em uma sintaxe de comandos internos do programa.

O modelo construído no presente trabalho foi desenvolvido com o Abaqus, por meio da utilização da interface e dos códigos em *Python*, pois esses facilitam a submissão dos modelos de forma automática para análises paramétricas. Primeiramente, realizou-se uma análise térmica para a geração de um campo de temperaturas, que foi exportado para servir de dado de entrada para a análise termomecânica feita posteriormente. Dessa forma, tem-se um acoplamento fraco dos modelos, diminuindo o custo computacional, sem acarretar uma grande perda de previsão e representatividade da situação representada. Segundo Douk et al. (2021), é possível fazer essa afirmação considerando que o impacto da movimentação entre o TRC e o concreto leve na transferência térmica é pequeno.

Para realizar a simulação são seguidas as etapas apresentadas pelo esquema da Figura 17, em cada um dos modelos, seguindo as recomendações da documentação do programa escolhido para realizar os cálculos. Cada uma delas será melhor descrita no decorrer da metodologia.

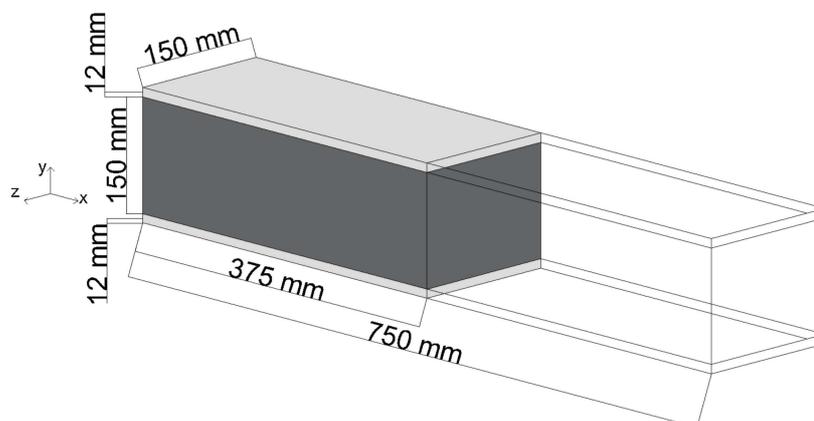
Figura 17 – Etapas para uma simulação utilizando o Abaqus



Fonte: Autora (2025)

A primeira etapa consiste na geração da geometria, assim para o problema analisado, tem-se o aquecimento total do painel, o que permite optar por uma representação de metade do painel, pois trata-se de um problema simétrico. A geometria no modelo é composta por duas placas de TRC com 12mm de espessura cada e um enchimento de 150mm de espessura de concreto leve. Tem-se 375mm de comprimento e 150mm de altura, como apresenta a Figura 18. Essas escolhas de geometria são feitas para gerar uma economia computacional e é possível dada a simetria do problema. Ademais, destaca-se que o modelo foi gerado considerando o TRC como um material homogêneo, sem a discretização das fibras.

Figura 18 – Representação esquemática do corpo de prova do modelo



Fonte: Autora (2025)

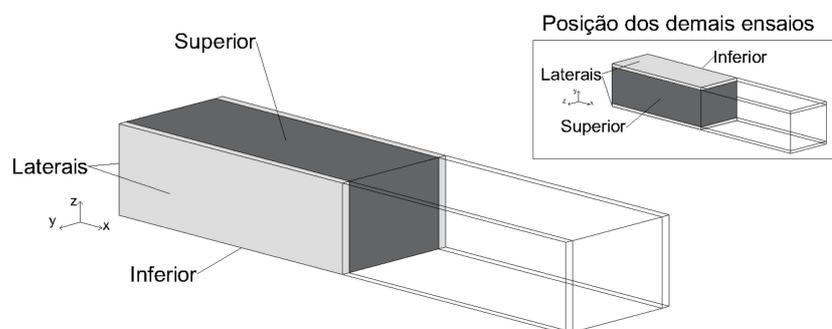
As demais etapas se diferenciam para cada modelo e serão discutidas separadamente.

3.2 MODELO TÉRMICO

O modelo térmico objetiva simular o procedimento de aquecimento e resfriamento do painel, resultando em um campo de temperaturas para cada passo de tempo do carregamento, para posterior análise termomecânica. Assim, após a geração da geometria, tem-se a definição dos materiais que representam o concreto leve e o TRC a partir do fornecimento das propriedades de cada um. Para a análise térmica implementada no Abaqus é necessário fornecer a densidade, a condutividade térmica e a calor específico do material, considerando suas variações com a elevação da temperatura de exposição, segundo os valores das tabelas apresentadas na seção 2.3 dedicada à descrição das propriedades dos materiais.

Em seguida, faz-se as considerações das condições de contorno do problemas. Para a situação estudada tem-se o aquecimento total da estruturas, ou seja, todas as faces externas são expostas ao aumento de temperatura, então considera-se como condição de contorno a aplicação direta da evolução das temperaturas em cada face externa. Essa distribuição de temperatura baseia-se nos valores medidos experimentalmente para um ensaio de aquecimento total no corpo realizado no L2MGC - Laboratoire de Mécanique et Matériaux du Génie Civil da Paris-Cergy Université. Esse ensaio é realizado com o painel sanduíche com posicionado no forno como mostra a Figura 19. As medições são feitas nas faces externas do painel (superior, inferior e laterais), assim o modelo considera que as temperaturas nesses pontos são as mesmas medidas no painel dentro dos fornos. Destaca-se ainda como condição do problema o fluxo igual a zero na face que representa a simetria do painel, uma vez que não há troca de calor por essa face com o sistema.

Figura 19 – Representação esquemática do corpo de prova dentro do forno



Fonte: Autora (2025)

O *software* Abaqus considera o valor fornecido da propriedade do material para uma dada temperatura, sem distinção se o objeto está passando por um processo de aquecimento ou resfriamento, ou seja, considera-se que as propriedades tem caráter reversível. Essa premissa é adotada para as propriedades térmicas, densidade e expansão dos dois materiais, exceto para o calor específico do concreto leve, uma vez que um grande aumento do seu valor é considerado no aquecimento nas temperaturas de 100° a 200°C, para representar a evaporação da água presente no concreto leve durante o aquecimento, como foi discutido anteriormente. Esses valores, porém, não são representativos do processo de resfriamento. Dessa forma, para simular a energia consumida no aquecimento e o processo de perda de calor, utiliza-se a estratégia de separar a análise em duas partes (dois *steps*), uma representando o aquecimento e a outra representando o resfriamento do corpo, o que possibilita atribuir valores de calor específico diferentes para cada etapa, como mostra a tabela 7.

Tabela 7 – Variação do calor específico do concreto leve com a temperatura

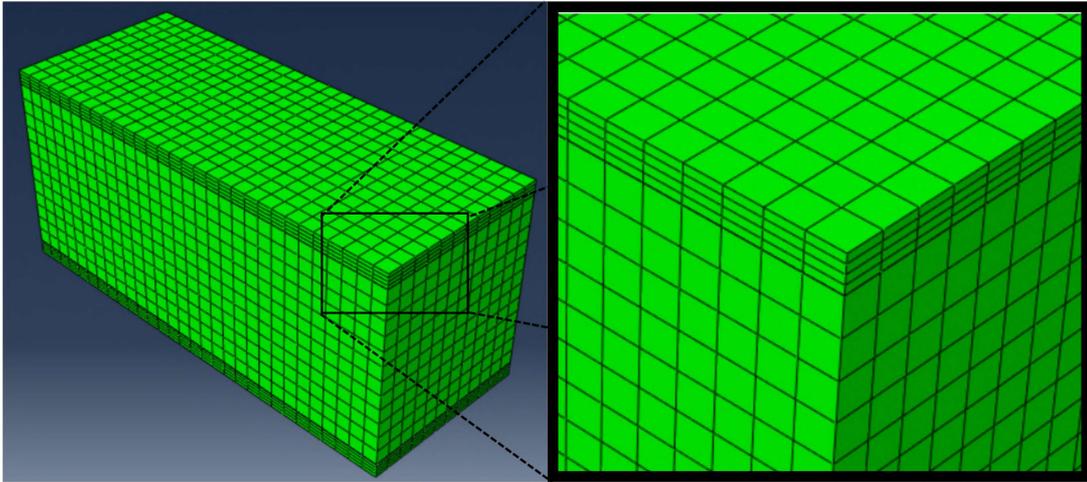
Concreto Leve					
Temperatura (°C)	20	100	200	300	450
$C_{aquecimento}$ (J/KgK)	1070	8670	8670	1070	1070
$C_{resfriamento}$ (J/KgK)	1000	1000	1000	1000	1000

Fonte: Produzida pela autora

Para a sequência da geração do modelo, define-se o contato entre a pele e a alma, estabelecendo o tipo "*Tie*", isso significa que os nós de contato entre as superfícies das partes tem o mesmo valor de temperatura (Abaqus, 2011). Destarte, entende-se que há uma transferência perfeita de calor entre as partes constituintes do painel sanduíche. Na análise termomecânica realizada em sequência mostra que existe um movimento relativo entre os dois materiais pelas diferentes expansões, o que leva ao descolamento e, assim, a valores diferentes de temperatura entre esses pontos anteriormente em contato. Entretanto, adotou-se uma análise desacoplada, pois entende-se que não há perda de precisão e tem-se economia computacional.

Para a malha, opta-se pela geração automática, indicando elementos hexaédricos de dimensões 12x12x12mm para o concreto e 12x12x4mm para o TRC do tipo DC3D8, que apresenta 8 nós, e define-se elementos com interpolação linear. A Figura 20 apresenta a malha utilizada nessas simulações, que apresenta 8006 elementos. Destaca-se que foram realizados teste de convergência da malha, concluindo que maior refinamentos não contribuem para maior precisão do modelo e representam um aumento do custo computacional. O trabalho de Wang et al. (2025) corrobora com a conclusão apresentada, uma vez que também adota elementos entre 15 e 8 milímetros para as peças das simulações realizadas, assim como Zalhaf et al. (2024) que utilizam elementos de 10 milímetros.

Figura 20 – Malha utilizada nos modelos



Fonte: Autora (2025)

Foram estabelecidos *steps* com incremento de tempo automáticos, o que permitia menores ou maiores incrementos de acordo com a necessidade para obter a convergência do problema. Para as saídas, solicita-se a temperatura em cada ponto do corpo em cada passo de tempo. Por fim, com todas essas definições feitas, segue-se para submissão para os cálculos e obtém-se um campo de temperaturas no corpo, que será fornecido como dado de entrada para a análise termomecânica do problema.

3.3 MODELO TERMOMECÂNICO

O modelo termomecânico é dividido em duas análises, sendo a primeira relativa à aplicação do campo de temperaturas, tendo como resultado o painel com as deformações residuais após sofrer expansão e retração com o ciclo de aquecimento e resfriamento, considerando o processo de danificação sofrido. Em seguida, o painel é submetido a um ensaio de flexão a quatro pontos, da mesma forma que foi realizado no trabalho experimental. Destarte, é possível comparar com dados dos trabalhos experimentais e o resultado das simulações, validando ou não o procedimento.

Para o modelo termomecânico, segue da mesma forma a sequência anteriormente apresentada, iniciando com a mesma geometria. Deve-se criar os materiais que envolvidos no problema termomecânico, isto é, a densidade, o coeficiente de expansão térmica, o módulo de Elasticidade, fornecidos nas tabelas da seção 2.3, além dos os parâmetros do *Concrete Damaged Plascity Model* para o TRC e para o concreto leve, que serão apresentados.

Para as condições de contorno, considera-se a simetria dos cortes e o equilíbrio geral do sistema para cada um dos casos. Assim, com o aquecimento total do corpo, tem-se metade do corpo de prova com a condição de simetria na direção do eixo x imposta no

corte transversal. Para a primeira análise termomecânica, relativa ao processo de expansão, considera-se o bloqueio de deslocamento na direção do eixo z na face apoiada do painel e no ponto do meio da face apoiada do painel na direção dos eixos x e y , que garantem a estabilidade do problema, como ilustra a Figura 21. Destaca-se que essa etapa busca representar as deformações e as tensões devido as cargas térmicas aplicadas, logo o corpo de prova sintético é analisado considerando seu posicionamento no forno, como mostrado na imagem 19. O campo de temperatura gerado pelo modelo térmico também entra como condição de contorno nesse modelo, sendo imposta em todo o corpo.

Figura 21 – Representação esquemática das condições de contorno relativas aos apoios



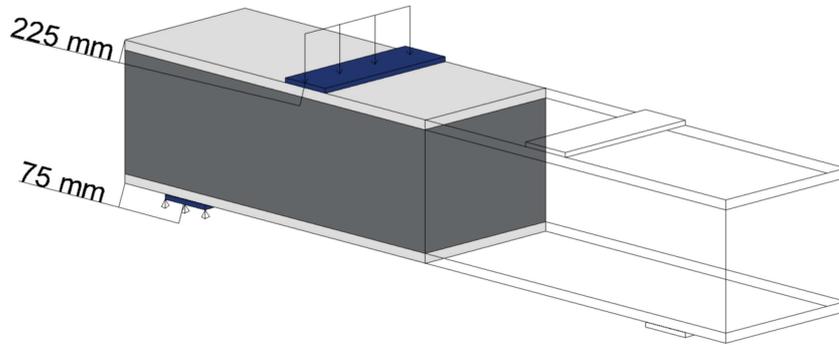
Fonte: Autora (2025)

O contato entre o TRC e o concreto leve é definido por meio do módulo interação *Surface-to-surface* presente no Abaqus, definindo o comportamento dessa interação do tipo *Hard*, *Friction* e *Cohesive Behavior*. Gera-se a mesma malha do modelo térmico, porém os elementos para a análise termomecânica são do tipo C3D8R com 8 nós e mantendo a interpolação linear. Similarmente ao modelo térmico, no modelo termomecânico definem-se passos de tempo automáticos para facilitar a convergência do problema. Pedese como saída da simulação os valores de dano para a análise da degradação do corpo ao ser submetido a cargas térmicas. Após essas definições, faz-se primeira submissão de cálculos para obter o painel com as propriedades e configuração atualizadas após o processo de aquecimento e resfriamento.

Para a segunda etapa, substituem-se as condições de contorno por duas novas: a aplicação do deslocamento imposto pela prensa no ensaio real e a restrição do deslocamento em pontos da base representantes do apoio, por meio da criação de um novo *step*. No ensaio experimental, essas condições são impostas por duas placas de metal (50mm de largura), porém opta-se por não representá-las e aplicar as condições de contorno diretamente nas faces do TRC superior e inferior. Para essa fase, ocorre uma rotação do painel, como mostra a Figura 22, para possibilitar a compreensão do comportamento do painel quando são impostos carregamentos que geram flexão. Além disso, as placas de metal são ilustradas em azul na figura para melhor compreensão da montagem do ensaio. Por fim, faz-se a segunda submissão de cálculo para obter os valores de carregamento suportado pelo painel

e deflexão medida no ponto central inferior.

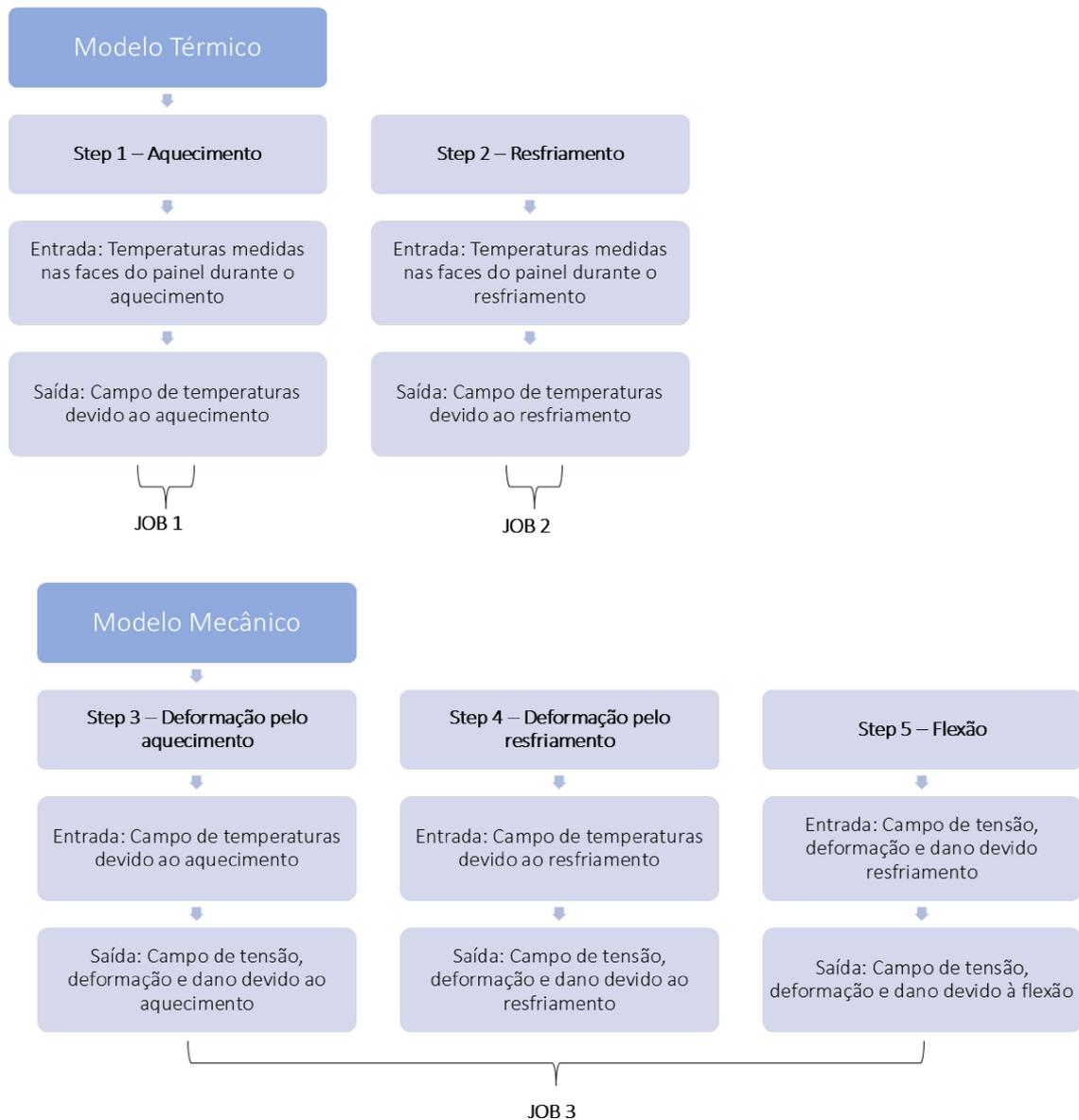
Figura 22 – Representação esquemática do ensaio de flexão a quatro pontos



Fonte: Autora (2025)

A Figura 23 resume as entradas e saídas de todos os *steps* que compõem o processo de modelagem descrito anteriormente. Inicialmente tem-se um *job* para cada etapa da análise térmica, sendo necessário fornecer as temperaturas das superfícies como entrada e obtendo o campo de temperatura como resultado. Por fim, tem-se um terceiro *job* composto por três *steps* em sequência, os dois primeiros relativos aos deslocamentos devido ao campo de temperaturas, e o último representando um ensaio de flexão após a submissão a cargas térmicas.

Figura 23 – Representação esquemática do processo de cálculo do modelo



Fonte: Autora (2025)

3.3.1 Concrete Damaged Plasticity Model

Como mencionado anteriormente, o modelo de plastificação e dano adotado foi o *Concrete Damaged Plasticity Model*, pois encontra-se implementado no Abaqus e é muito aceito pela literatura. Como entrada, são necessárias as curvas de tensão por deformação inelástica e dano por deformação inelástica do material analisado, além dos parâmetros para os cálculos e convergência do modelo informados na tabela 2. Para esse modelo, faz-se testes com diferentes valores possíveis para cada um dos parâmetros, segundo a tabela 2, adotando o conjunto que gerou melhor adequação e convergência do problema. A tabela 8 apresenta os parâmetros adotados no modelo.

Tabela 8 – Parâmetros do CDP

ψ	K	ε	$fb0/fc0$	μ
35°	0,667	0,1	1,16	0,001

Fonte: Produzida pela autora

As expressões fornecidas em Equação 2.17 e 2.18 indicam o cálculo dos dados necessários para o funcionamento do modelo, a deformação inelástica e o dano. Entretanto é necessário ter conhecimento das relações de tensão-deformação do material para obtê-los. Para os materiais estudados, estão disponíveis as curvas experimentais de tensão-deformação em compressão para o concreto leve, enquanto para o TRC tem-se apenas a curva para tração.

Desse modo, utilizaram-se essas relações para obter as entradas do CDP para a compressão para o concreto leve. Porém, para a tração do TRC optou-se por utilizar o cálculo do dano proposto pelo modelo de Birtel e Mark (2006), como mostra a expressão na equação 3.1. Percebe-se que é necessário obter a deformação plástica para o cálculo do dano por esse modelo, de modo que os autores propõem sua obtenção por meio da Equação 3.2. O parâmetro b pode apresentar valores entre 0 e 1, sendo adotado 0.4 para a tração do TRC. Assim, tem-se todos os dados de entrada necessários para a compressão do concreto leve e para a tração do TRC. Optou-se por utilizar essas relações para cálculo do dano com o objetivo de evitar problemas numéricos dados pela escassez de pontos na curva pós pico.

$$d=1 - \frac{\sigma E_c^{-1}}{\varepsilon^{pl} \left(\frac{1}{b} - 1\right) + \sigma E_c^{-1}} \quad (3.1)$$

$$\varepsilon^{pl} = b\varepsilon_t^{in} \quad (3.2)$$

Para a tração do concreto leve e a compressão do TRC, são necessários adotar modelos que estimam a curva a partir dos valores de resistência e módulo de elasticidade. Destarte, para a tração do concreto leve, utilizou-se o modelo de Hordijk (1992) para calcular a tensão de tração considerando a abertura de fissuras (w) segundo as equações 3.3 e 3.4, onde f_t é a resistência à tração do concreto e w_c é a abertura crítica de fissura. As constantes c_1 é igual a 3.0 e c_2 equivale a 6.93. Com esse modelo, a curva deixa de apresentar um rápido decaimento pós-ruptura, pela introdução de um decaimento artificial suave para garantir a convergência do modelo (TYSMANS et al., 2015).

$$\frac{\sigma_t}{f_t} = \left[1 + \left(c_1 \frac{w}{w_c} \right)^3 \right] e^{-c_2 \frac{w}{w_c}} - \frac{w}{w_c} (1 + c_1^3) e^{-c_2} \quad (3.3)$$

$$w_c = 5.14 \frac{G_F}{f_t} \quad (3.4)$$

A obtenção da energia de abertura de fissura G_f , utiliza-se a equação 3.5, indicada em Wang et al. (2020).

$$G_F = 0.073f_c^{0.18} \quad (3.5)$$

Então, para calcular a deformação inelástica e o dano para a tração, utiliza-se as relações propostas por Genikomsou e Polak (2015), que relaciona a abertura de fissura com o tamanho do elemento do modelo analisado (l_e).

$$\varepsilon_t^{in} = \frac{w}{l_e} \quad (3.6)$$

Em seguida, calcula-se o dano pelo modelo de Birtel e Mark (2006), (Equação 3.1 e 3.2), com prâmetro b adotado de 0.95. Assim, tem-se todos os parâmetros necessários para entrada relativa à tração do concreto leve.

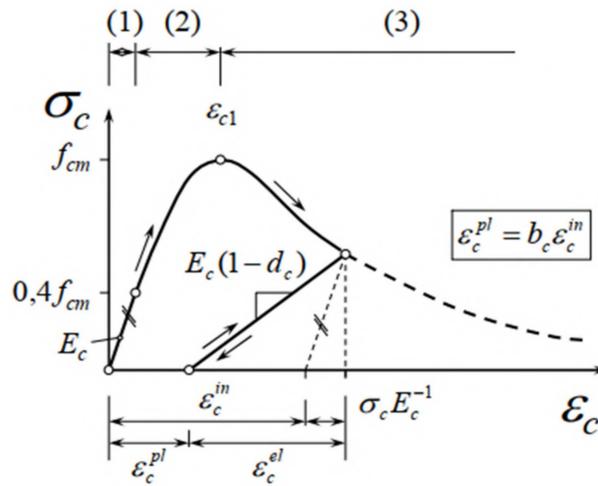
Para obter a curva de compressão do TRC, foram utilizadas as equações propostas por Birtel e Mark (2006), dadas pelas equações 3.7, 3.8 e 3.9, que são aplicadas segundo o gráfico da Figura 24, utilizando como valores de referência do modelo o módulo de elasticidade do TRC e a resistência máxima à compressão da argamassa. Para o parâmetro γ é empírico e assume o valor de 1200, enquanto b tem valor igual a 0.1.

$$\sigma_{(1)} = E_{ci} \cdot \varepsilon_c \quad (3.7)$$

$$\sigma_{(2)} = \frac{E_{ci} \frac{\varepsilon_c}{f_{cm}} - \left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{c1}} \right)^2}{1 + \left(E_{ci} \frac{\varepsilon_{c1}}{f_{cm}} - 2 \right) \frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{c1}}} \cdot f_{cm} \quad (3.8)$$

$$\sigma_{(3)} = \left(\frac{2 + \gamma_c f_{cm} \varepsilon_{c1}}{2 f_{cm}} - \gamma_c \varepsilon_c + \frac{\gamma_c \varepsilon_c^2}{2 \varepsilon_{c1}} \right)^{-1} \quad (3.9)$$

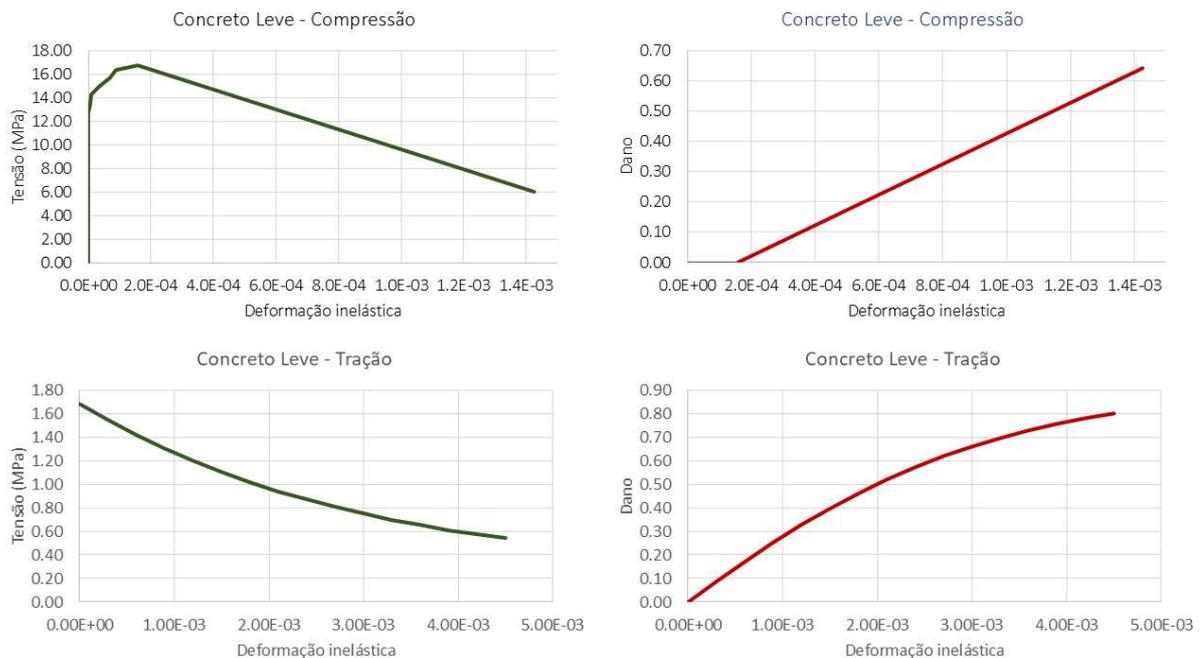
Figura 24 – Curva tensão-deformação para compressão no modelo de Birtel e Mark (2006)



Fonte: Birtel e Mark (2006)

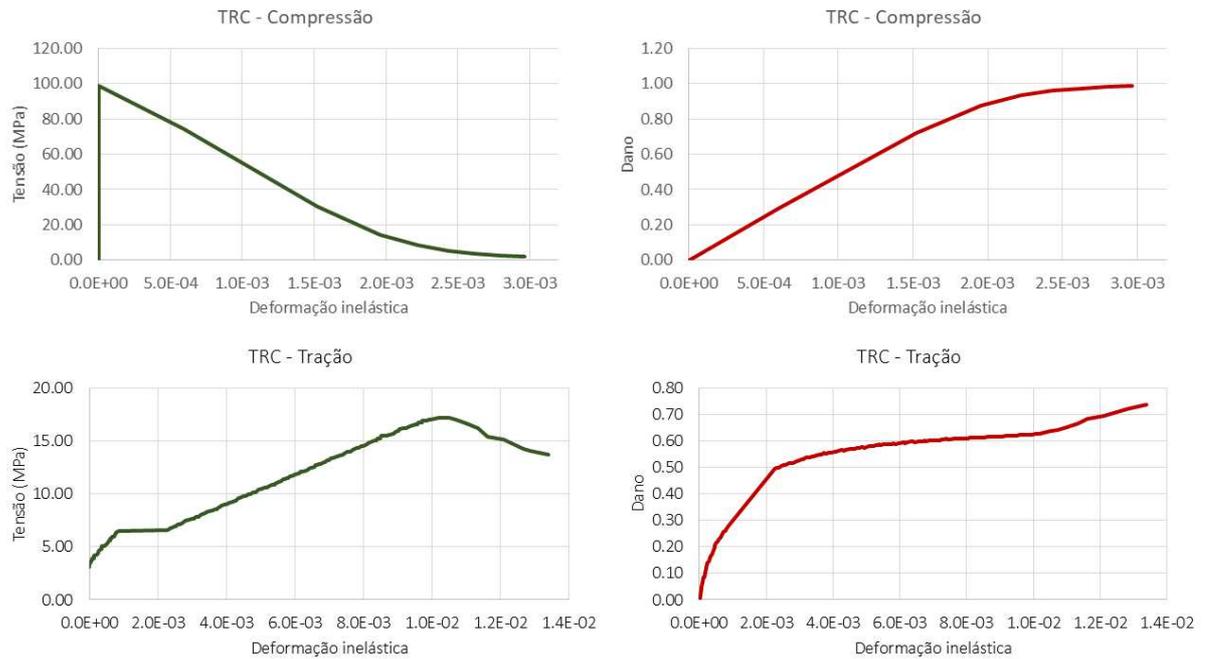
Em seguida, para calcular o dano a compressão do TRC, esse modelo propõe a mesma relação indicada para a tração (Equação 3.1), considerando o valor de módulo de elasticidade do TRC e a resistência à compressão da argamassa, que foi medida experimentalmente e tem o valor de 102 MPa. Os gráficos das Figuras 25 e 26 apresentam as curvas que são dadas como dado de entrada para o CDP no Abaqus para os dois materiais estudados no modelo em questão.

Figura 25 – Relações do CDP para o concreto



Fonte: Produzida pela autora

Figura 26 – Relações do CDP para o concreto reforçado com tecido



Fonte: Produzida pela autora

3.3.2 Parâmetros de contato

A literatura científica apresenta diversas pesquisas que buscam compreender as relações que estudam as interações interfaciais entre materiais, entre as quais Hassan et al. (2023), Chen et al. (2024), Zalhaf et al. (2024), Huang et al. (2025) e Wang et al. (2020). Baseado nesses estudos, optou-se pela utilização no modelo desenvolvido do contato *Surface-to-surface* com comportamento coesivo do tipo *Hard* e com atrito. A formulação desse comportamento está disponível na documentação do Abaqus e é discutida e empregada nos trabalhos citados anteriormente.

A relação do tipo *Hard*, que caracteriza o comportamento na direção normal, indica que só há transmissão de pressão se as superfícies estiverem em contato sem limite de valor para essa pressão e que a penetração entre as superfícies não é possível (Abaqus, 2011). A interação do tipo *Friction* representa o desenvolvimento de atrito entre as partes segundo a lei de Coulomb, onde deve-se fornecer o coeficiente de atrito característico entre os dois materiais (Abaqus, 2011). Assim, em caso de descolamento entre as partes, não ocorrerá penetração entre elas e serão desenvolvidas tensões cisalhantes devido ao atrito entre as superfícies.

A adoção do *Cohesive Behavior*, por sua vez, define o comportamento coesivo da interface baseando-se na lei da tração-separação, que assume comportamento elástico linear, seguido de desenvolvimento de dano na interface. Desse modo, pode-se dividir o comportamento em duas fases, sendo a primeira identificada pela área verde da Figura 27

e a segunda identificada pela área azul. Para a fase elástica, trata-se de uma definição em termos de uma matriz elástica constitutiva que relaciona tensões e deformações normais, como mostrado em 3.10, onde t_n, t_s e t_t representam respectivamente as tensões normal e as de cisalhamento nas duas direções, e os correspondentes deslocamentos relativos δ_n, δ_s e δ_t , que são relacionados pela rigidez K em cada direção (CHEN et al., 2024).

$$\begin{Bmatrix} t_n \\ t_s \\ t_t \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{nn} & 0 & 0 \\ 0 & K_{ss} & 0 \\ 0 & 0 & K_{tt} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \delta_n \\ \delta_s \\ \delta_t \end{Bmatrix} \quad (3.10)$$

Adota-se a versão desacoplada para a matriz tração-separação, pois considera-se que a força normal de separação não gera forças coesivas de cisalhamento nas outras direções, assim como forças de cisalhamento não geram forças coesivas na direção normal.

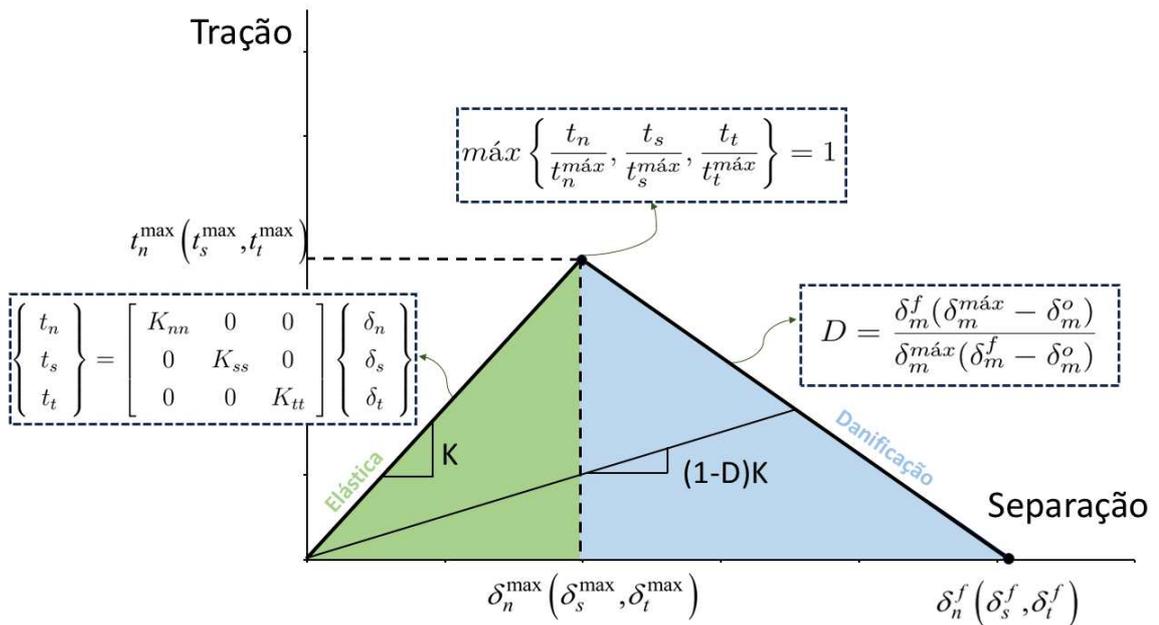
A lei de dano estabelecida para a interface é o critério da tensão máxima ($t^{máx}$), em que se estabelece a relação 3.11 para definir se a camada interfacial começou a sofrer danificação a partir dos valores de tensão em cada direção sofridas (WANG et al., 2020).

$$máx \left\{ \frac{t_n}{t_n^{máx}}, \frac{t_s}{t_s^{máx}}, \frac{t_t}{t_t^{máx}} \right\} = 1 \quad (3.11)$$

Em seguida, define-se a evolução do dano D como linear seguindo a equação 3.12, onde δ_m^o é a separação efetiva no ponto de início do dano e δ_m^f é a separação efetiva na falha.

$$D = \frac{\delta_m^f (\delta_m^{máx} - \delta_m^o)}{\delta_m^{máx} (\delta_m^f - \delta_m^o)} \quad (3.12)$$

O trabalho de Wang et al. (2020) apresenta um resumo do que foi apresentado, que ajuda a entender o modelo. Para melhor representar o que foi proposto por esse trabalho, elaborou-se a imagem 27, adaptada às escolhas feitas para o modelo apresentado.

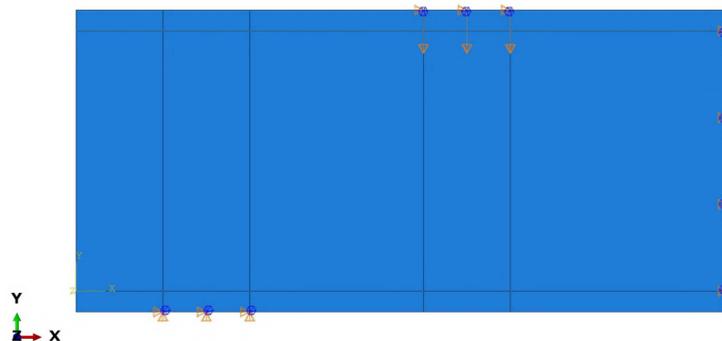
Figura 27 – Comportamento da interface segundo o modelo *Cohesive Behavior*

Fonte: Adaptado de Wang et al. (2020)

Para o problema analisado, os parâmetros da interface entre o concreto leve e o TRC são desconhecidos. Dessa forma, para o êxito dos objetivos enumerados, é necessário realizar uma análise paramétrica a fim de obter os valores da matriz de rigidez, das tensões de tração máxima, da separação na falha e do coeficiente de atrito. Os valores iniciais utilizados foram baseados nos valores encontrados na literatura.

Foi desenvolvido um modelo 2D, similar ao modelo 3D, para representar um ensaio de flexão à quatro pontos no painel sanduíche, como mostra a Figura 28. A adoção do modelo 2D foi possível, pois esses testes eram realizados para a temperatura ambiente, assim a simplificação dessa escolha implica em economia computacional.

Figura 28 – Representação esquemática do modelo 2D



Fonte: Autora (2025)

Análise paramétrica constituiu em comparar os resultados de tais modelos com os resultados do ensaio realizado em laboratório. O conjunto de parâmetros de partida baseou-se nos estudos de Wang et al. (2025), que simula painéis compostos de TRC e concreto convencional em flexão com comportamento coesivo com rigidez K no valor de $1,82 \cdot 10^9$ Pa/m para cada direção e componentes do vetor de tensão máxima de $3,24 \cdot 10^6$ Pa. Esses valores foram calculados a partir da curva ligação-deslizamento. Tem-se ainda como referência o trabalho de Huang et al. (2025), que adota um valor de $3,2 \cdot 10^8$ Pa/m para as componentes da rigidez para painéis compostos de TRC e enchimento de espuma. A partir desses valores, deu-se início aos teste com diferentes conjunto de parâmetros, para obter a curva numérica que melhor representa-se o problema montado experimentalmente.

Para cada conjunto de parâmetros testado, fez-se a comparação com a curva de força aplicada pela prensa no experimento pela deflexão medida. Os parâmetros adotados foram os que geraram uma curva numérica com menor erro relativo entre os pontos. Esse erro foi calculado por um algoritmo desenvolvido em *Python* que, para a mesmas deflexões, interpola as respectivas forças experimentais e numéricas. Destaca-se que para essa comparação, considera-se a as forças experimentais médias. Em seguida, esses parâmetros foram introduzidos no modelo 3D e foram feitas as adaptações necessárias para a convergência nesse modelo. Destarte, o modelo tridimensional desenvolvido para o presente trabalho apresenta um contato do tipo *Surface-to-surface* com interação do tipo *Hard* e do *Friction*, com coeficiente de atrito de 0,8 e com parâmetros do comportamento coesivo dados pela tabela 9. O coeficiente de atrito, segundo o manual do programa, pode apresentar valores entre 0 e 1, sendo o valor ótimo para o problema identificado como 0,8.

Tabela 9 – Parâmetros do *Cohesive Behavior*

K_n	K_s	K_t	t_n	t_s	t_t
$1 \cdot 10^7$ Pa/m	$1,2 \cdot 10^8$ Pa/m	$1,2 \cdot 10^8$ Pa/m	$2,5 \cdot 10^5$ Pa	$2,5 \cdot 10^5$ Pa	$2,5 \cdot 10^5$ Pa

Fonte: Produzida pela autora

No total, considerando modelos 2D e 3D, foram testados cerca de 500 conjuntos de parâmetros, considerando as variações do *Cohesive Behavior* e CDP.

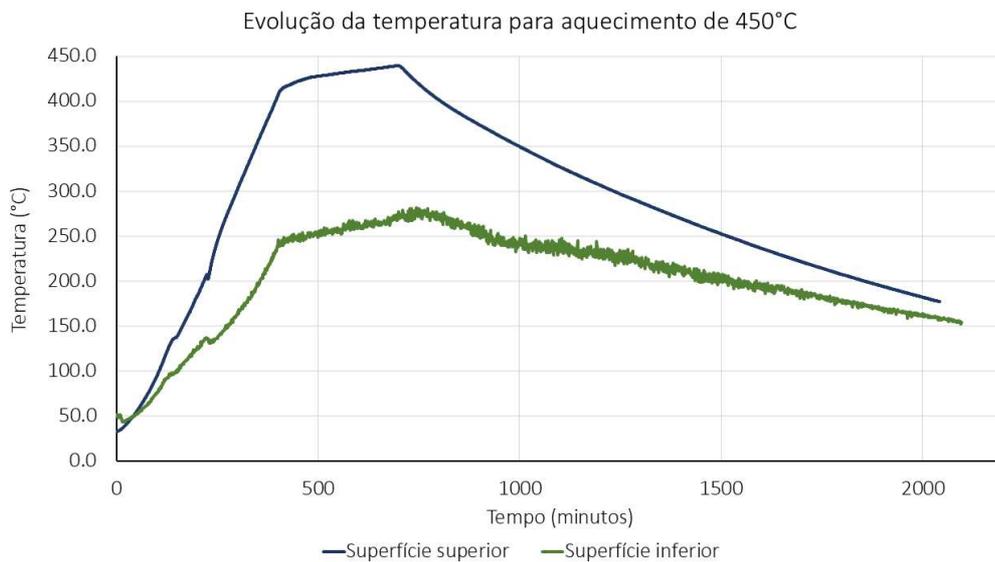
3.4 DADOS EXPERIMENTAIS

Os resultados obtidos nos trabalhos laboratoriais, realizados na L2MGC - Laboratoire de Mécanique et Matériaux du Génie Civil da Paris-Cergy Université, podem ser divididos em resultados que serviram como dados de entrada do modelo e outros que foram utilizados posteriormente como dados para sua validação, pela possibilidade de comparação do resultado experimental com o numérico submetidos as mesmas condições de contorno.

Os dados das medição de temperaturas nos ensaios de aquecimento nas faces dos painéis sanduíche até as temperaturas de 150°, 300° e 450°C são utilizados como entradas para o modelo. Esse ensaio consiste em aquecimento a uma taxa fixa de 0,5°C/minuto até a temperatura desejada, seguido de um período de estabilização de cerca de 3h e seguida por um resfriamento dos painéis.

Para os ensaios de 150° e 300°C tem-se a temperatura da face superior, enquanto para os que atingem 450°C, tem-se a temperatura da face superior e inferior. A partir da análise dos resultados para a última temperatura, conclui-se que ocorre um grande gradiente de temperatura ao longo da lateral do corpo, uma vez que a face inferior não fica em contato direto com a convecção do forno. Essa diferença é observada pelo gráfico da Figura 29.

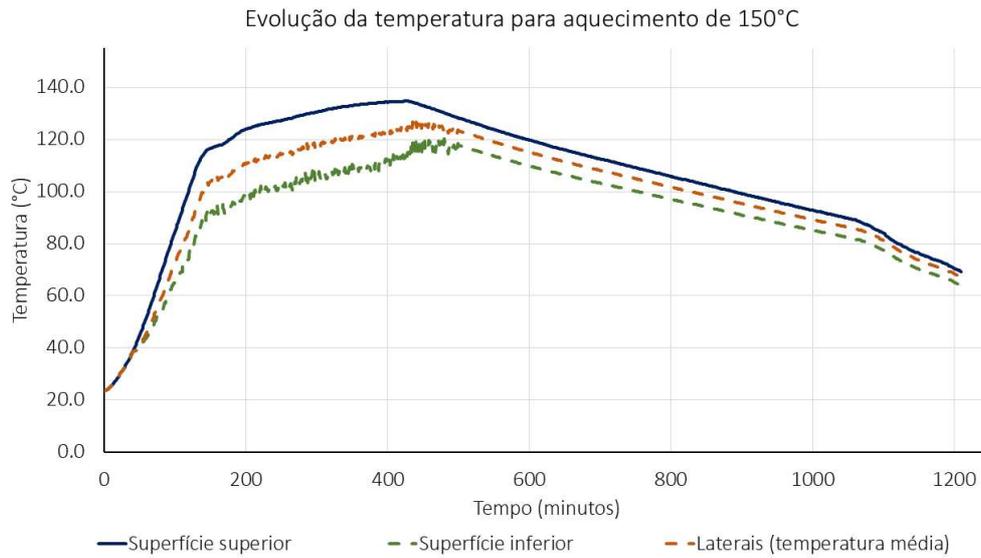
Figura 29 – Temperatura por tempo para ensaio de 450°C



Fonte: Dados do laboratório L2MGC - Gráfico Autora (2025)

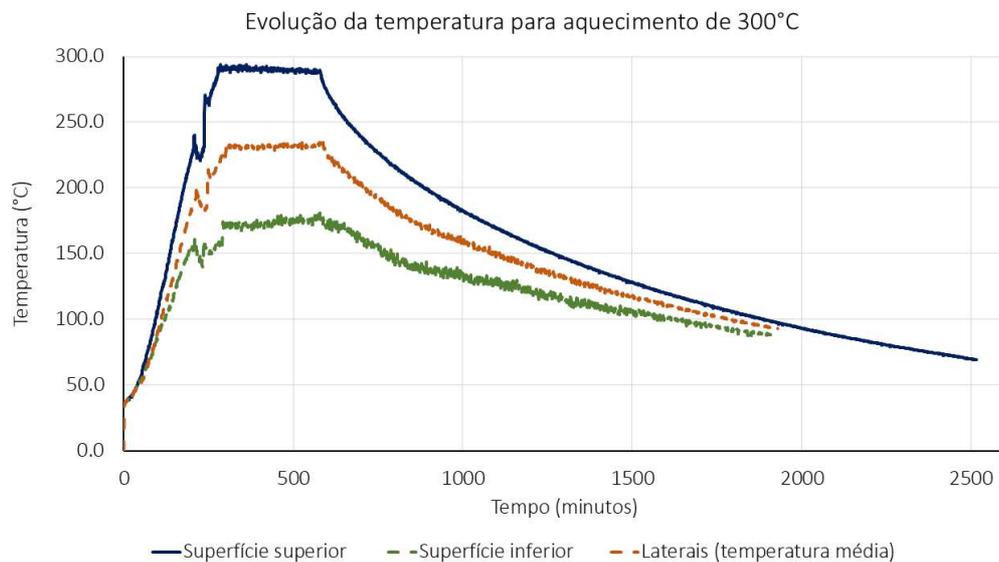
Portanto, para melhor representar o fenômeno de aquecimento do corpo ocorrido no interior do forno, uma correlação entre os valores medidos na face superior e na face inferior do painel no ensaio de 450°C é feita e aplicada nas demais temperaturas. Para representar o gradiente existente nas as faces laterais, utiliza-se a temperatura média entre as superiores e inferiores. As Figuras 30 e 31 apresentam as temperaturas medidas na superfície superior ao longo do tempo para os ensaios de 150° e 300°C, em linha contínua, e as temperaturas obtidas pelos cálculos anteriormente explicados, em linhas tracejadas.

Figura 30 – Temperatura por tempo para ensaio de 150°C



Fonte: Dados do laboratório L2MGC - Gráfico Autora (2025)

Figura 31 – Temperatura por tempo para ensaio de 300°C



Fonte: Dados do laboratório L2MGC - Gráfico Autora (2025)

Foram medidas também as temperaturas ao longo do aquecimento no meio (375x75x75mm) do comprimento do painel. Esse conjunto de dados são utilizados para validação do campo de temperaturas obtidos pelo modelo térmico, pois são extraídos do modelo as curvas de temperatura para esses pontos e faz-se a comparação das temperaturas experimentais e numéricas em cada passo de tempo do aquecimento e resfriamento.

Ademais, como já mencionado anteriormente, foram efetuados ensaios de flexão a

quatro pontos dos painéis em temperatura ambiente e após a submissão às cargas térmicas. Para esses ensaios mediu-se a força aplicada pela prensa e a deflexão no ponto ao meio de face inferior, que representa o local de maior deflexão. Desenvolveu-se um modelo para representar essa configuração de ensaio a fim de comparar os resultados experimentais com o numérico. Então, esses dados são utilizados na etapa de validação das propriedades atribuídas para a camada interfacial entre os dois materiais constituintes do painel com a evolução da temperatura.

4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Serão apresentados nessa parte do documento os resultados obtidos no desenvolvimento do trabalho para o modelo térmico e termomecânico. As simulações foram realizadas seguindo a metodologia e as considerações discutidas detalhadamente ao longo das seções anteriores.

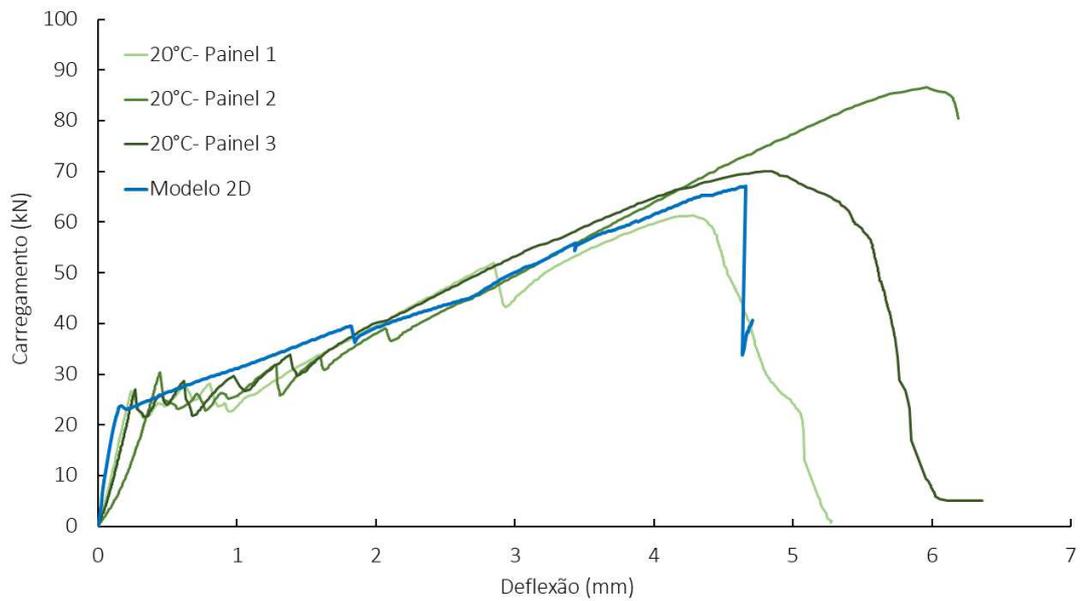
4.1 ANÁLISE MECÂNICA EM TEMPERATURA AMBIENTE

Inicialmente, foi feita a análise paramétrica para buscar o conjunto de parâmetros da interface que melhor representavam o problema estudado, a partir dos dados do ensaio do painel submetido à flexão por quatro pontos na temperatura ambiente (TA). Os dados experimentais para a flexão do painel indicam, assim como para o TRC, três fases distintas. A primeira relativa ao comportamento elástico do sistema, a segunda de fissuração do TRC e a terceira de aumento da capacidade de carga, mesmo com o início da danificação dada à fissuração do concreto leve até a sua ruptura, como mostram as curvas em verde da Figura 32.

Para a realização dessa fase, é necessário modelar apenas o ensaio de flexão à temperatura ambiente, desconsiderando o modelo térmico e a primeira etapa da análise termomecânica. Ou seja, para obter os resultados em temperatura ambiente são realizadas apenas as análises relativas ao *step 5* indicado na Figura 23, onde o campo de tensão, deformação e dano é o inicial, isto é, nulo, pois não há carregamento pré-existente.

Os teste iniciais dos parâmetros no modelo 2D resultaram na curva mostrada também pela Figura 32, com erro médio é de 13% em relação a curva experimental média, segundo o método de análise baseado na interpolação apresentado na metodologia. Observa-se o valor do erro é maior em função da maior rigidez apresentada na primeira e segunda fase do desenvolvimento do carregamento, enquanto a terceira fase encontra-se dentro da faixa possível de valores para carregamento por deflexão nessas condições. Os valores dos parâmetros para esse modelo foram adotados para iniciar a segunda fase de teste no modelo 3D.

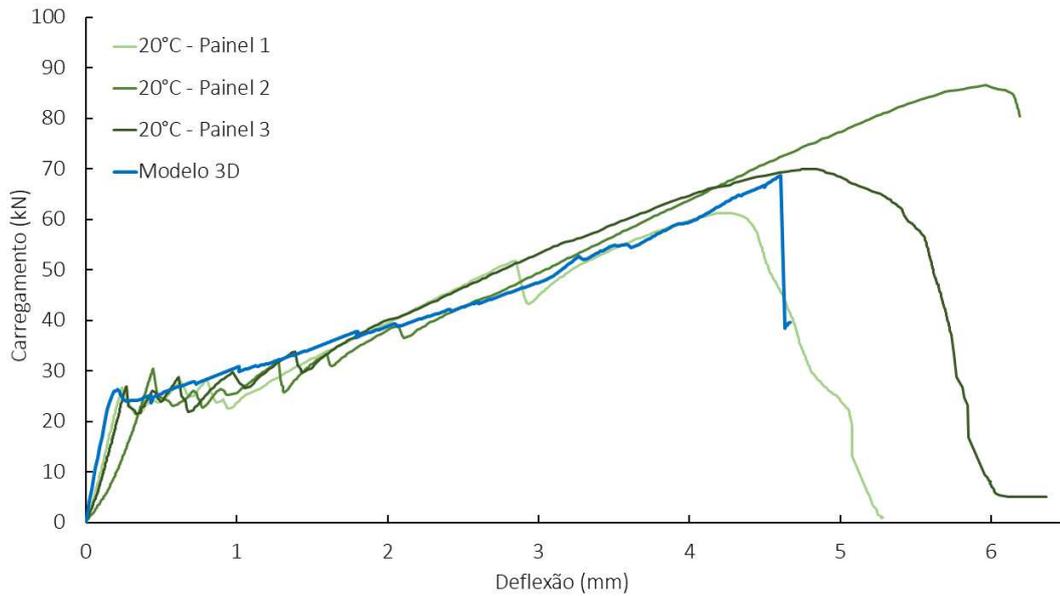
Figura 32 – Curvas de carregamento por deflexão experimentais e para o modelo 2D



Fonte: Autora (2025)

O gráfico da Figura 33 mostra as três curvas obtidas experimentalmente e a curva resultante para o modelo 3D que representa o ensaio de flexão em temperatura ambiente, com os parâmetros da interface apresentados na tabela 9. Observa-se que curva numérica apresenta concordância nas três fases do carregamento e com valor de resistência final, entre o valor máximo e mínimo obtido em laboratório. O valor final de resistência para o modelo do painel é de 68,8 MPa, enquanto para o painel 1 é 61,3 MPa, painel 2 é 86,7 MPa e painel 3 é 70,0 MPa. A tabela 10 mostra a diferença percentual entre as resistências obtidas por cada ensaio e o resultado do modelo, quando é analisado cada um dos resultados experimentais como referência. Assim, nota-se que a diferença entre os valores obtidos experimentalmente são maiores do que entre o resultado numérico e os experimentais, que são de 12%, 21% e 2% para o painel 1, 2 e 3, respectivamente.

Figura 33 – Curvas de carregamento por deflexão experimentais e numérica - TA



Fonte: Autora (2025)

Tabela 10 – Comparação das resistências experimentais e numérica - TA

	Resistência de referência		
	Painel 1	Painel 2	Painel 3
Painel 1	-	-29%	-12%
Painel 2	41%	-	24%
Painel 3	14%	-19%	-
Modelo	12%	-21%	-2%

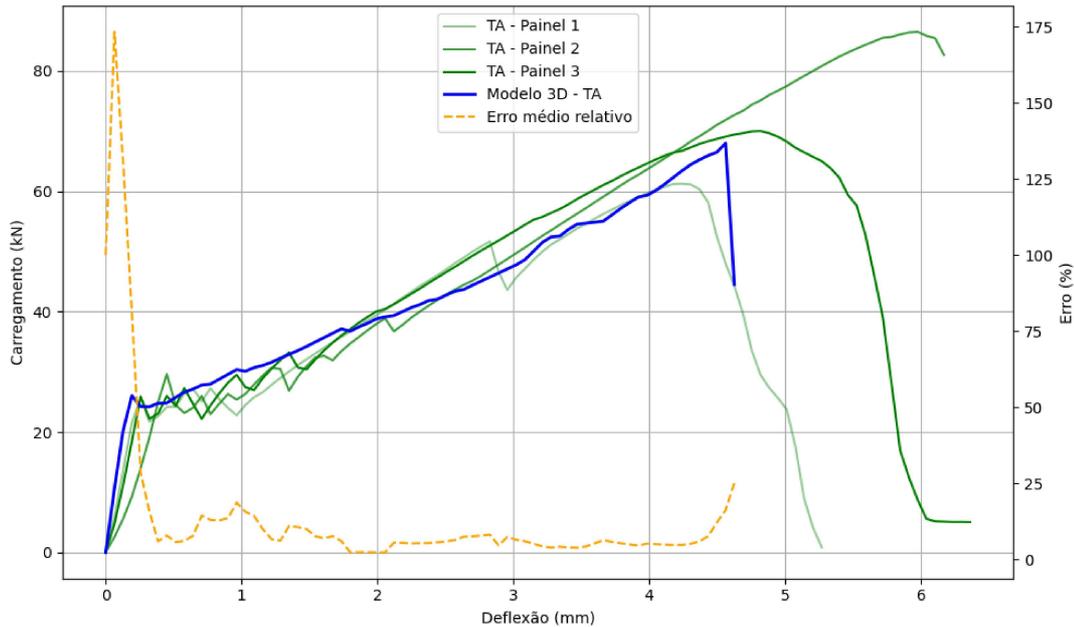
Fonte: Autora (2025)

Pode-se observar, que como esperado, o modelo não reproduz as oscilações que ocorrem quando a carga atinge valores entre 20 e 30 kN no ensaio experimental, uma vez que são provenientes da segunda fase do comportamento do TRC, relativo a fissuração da argamassa e o início da ativação das fibras, pois essas não são discretizadas no modelo apresentado. Ademais, o modelo não foi capaz de captar a perda da capacidade resistiva após o pico de maneira mais gradual, sendo representada por uma queda acentuada. Esse resultado indica a necessidade de estudar outros modelos de dano, que permitam a consideração de uma ruptura mais gradual, como a apresentada pelos ensaios.

O erro foi calculado, como mencionado anteriormente por um código em *Python* que permitia comparar as curvas por meio de interpolação linear entre os pontos existentes, sendo seu valor médio de 14% considerando as três curvas. A Figura 34, apresenta a evolução do erro entre a curva numérica e a curva média dos três ensaios, estando a

grande parte dos pontos com erro inferior a 10%. É possível observar que os erros mais significativos concentram-se na primeira fase do carregamento, dada uma maior rigidez dos modelos em comparação com os resultados experimentais. O mesmo é observado pelo estudo de Wang et al. (2025), que justifica essa diferença pela existência de um escorregamento entre o tecido e a argamassa, que a modelagem não foi capaz de representar.

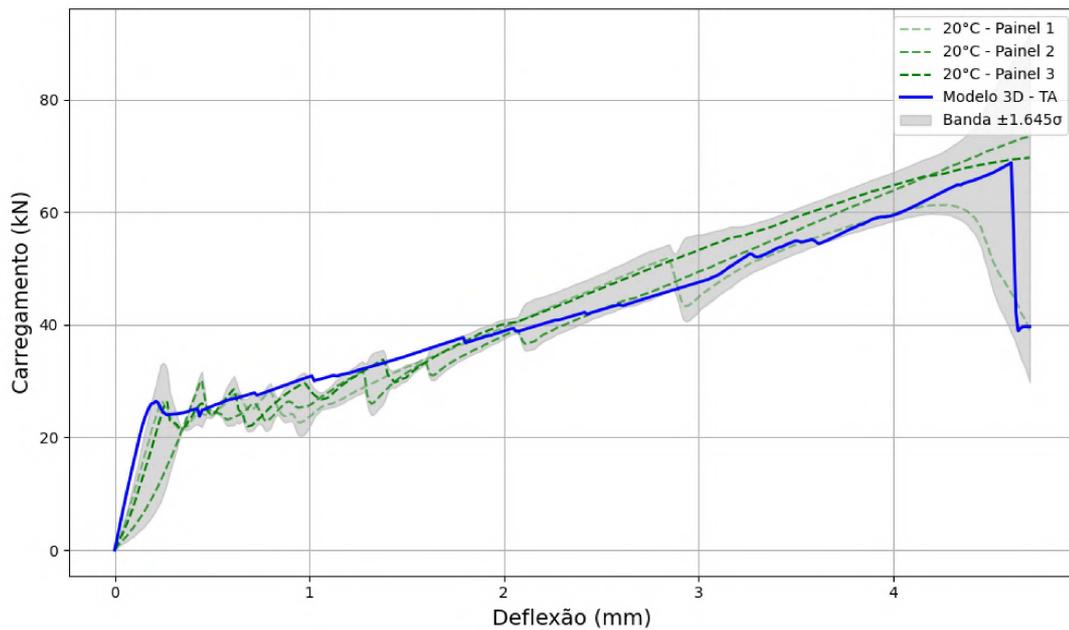
Figura 34 – Erro entre os ensaios de flexão experimentais e numéricas - TA



Fonte: Autora (2025)

Ademais, foi realizada a análise do Desvio Padrão das curvas experimentais, pois existe uma variabilidade considerável entre os três ensaios apresentados, assim busca-se compreender se a curva obtida numericamente encontra-se dentro dos limites possíveis de variabilidade dos dados. O gráfico da Figura 35 apresenta as curvas experimentais, a curva média e a curva numérica, além da região sombreada em cinza que representa o intervalo de confiança de dispersão possível dos dados considerando um nível de confiança de 95%, tendo que 80% dos pontos do modelo numérico estão nessa faixa.

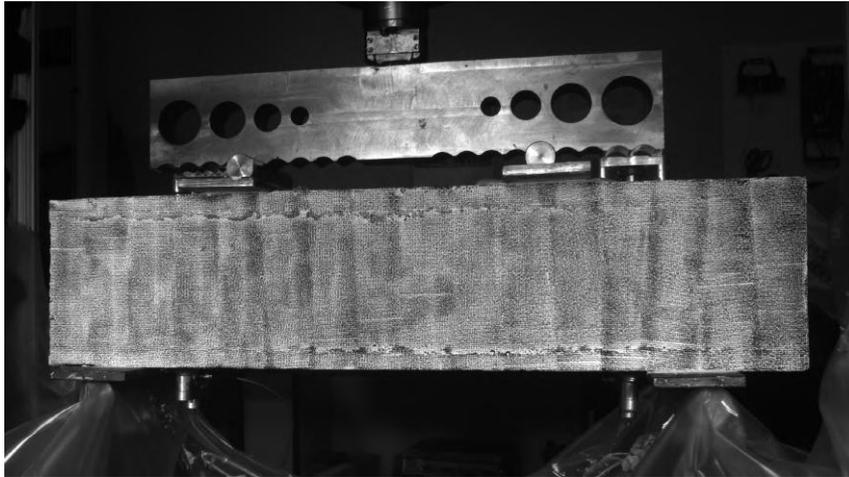
Figura 35 – Faixa de desvio padrão para flexão - TA



Fonte: Autora (2025)

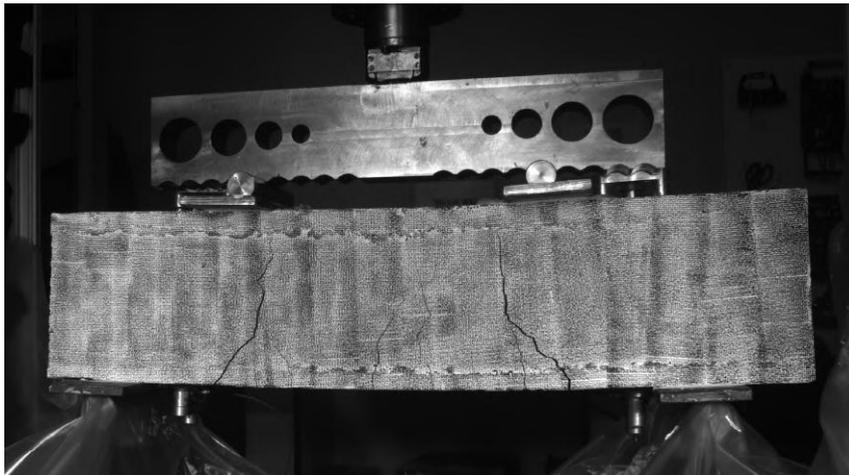
O padrão de fissuração e rompimento observado no ensaio, mostrado na sequência de fotos das Figuras 36, 37 e 38, e no modelo numérico, mostrado a sequência de imagens das Figura 39 e 40, é semelhante nos dois casos. Observa-se uma fissuração na região central do painel, onde ocorre flexão pura, caminhando em direção aos apoios. A ruptura é dada pelo atingimento da resistência de cisalhamento do concreto leve. Essa similaridade na localização do dano também corroboram com a validade do modelo apresentado. Ademais, a distribuição de tensões, o processo de danificação e localização da falha encontram-se coerentes com os resultados apresentados pelos estudos usados com referência no desenvolvimento da discussão teórica, como Huang et al. (2025), Ospitia et al. (2025) e Wang et al. (2025).

Figura 36 – Montagem do ensaio



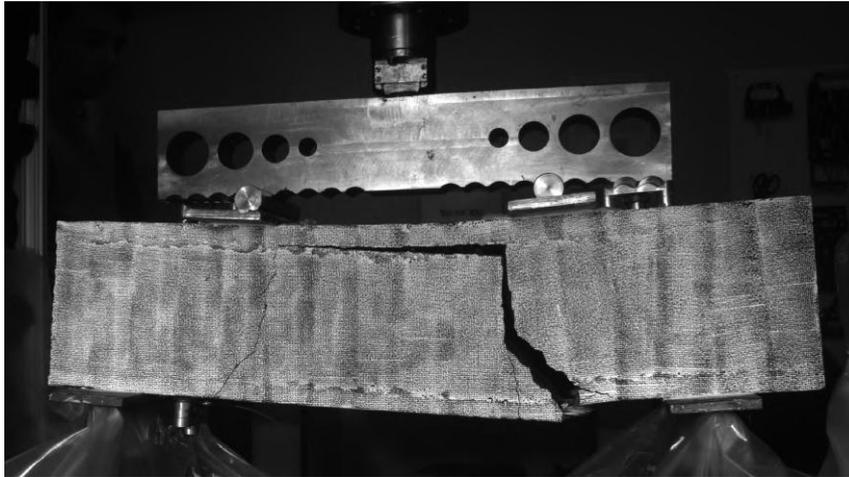
Fonte: Imagem disponibilizada por Matthieu Pettmann

Figura 37 – Paineis do durante o carregamento - TA



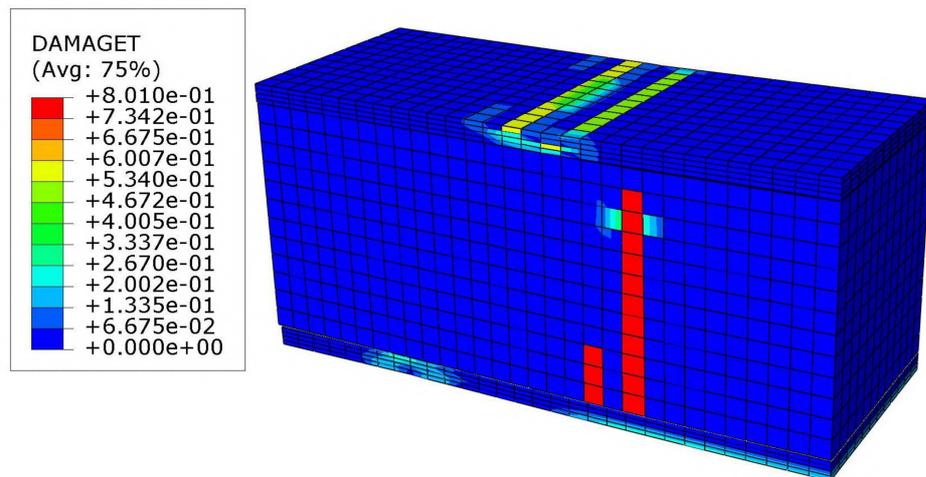
Fonte: Imagem disponibilizada por Matthieu Pettmann

Figura 38 – Painel após a ruptura - TA



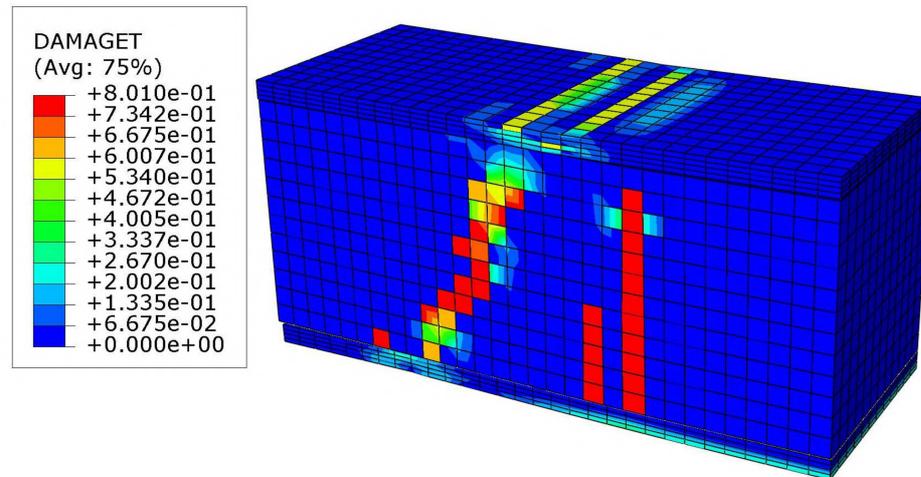
Fonte: Imagem disponibilizada por Matthieu Pettmann

Figura 39 – Modelo do durante o carregamento - TA



Fonte: Produzida pela autora

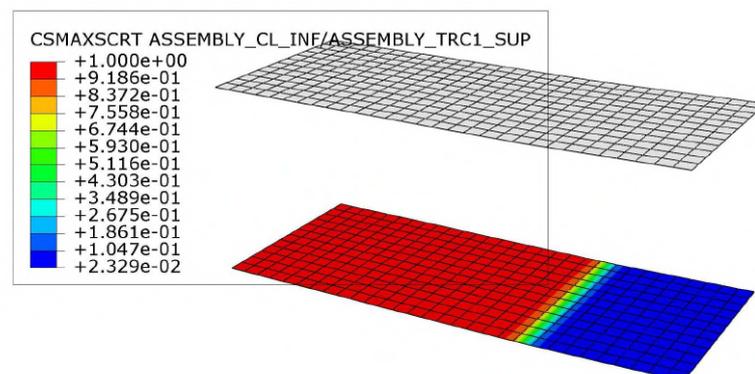
Figura 40 – Modelo após a ruptura - TA



Fonte: Produzida pela autora

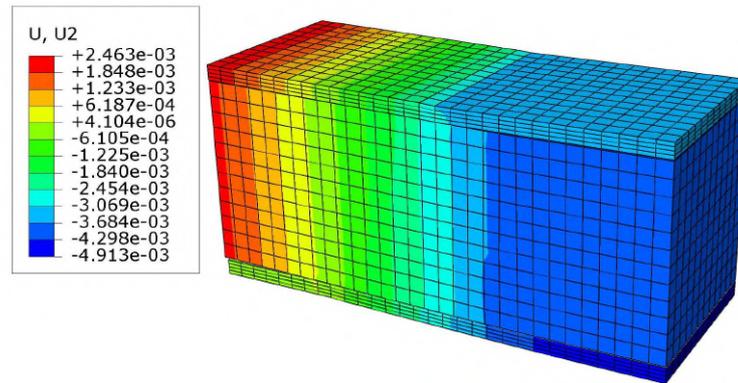
O modelo também representa o descolamento observado nos ensaios entre o TRC e o concreto leve, pelo o atingimento da resistência da interface durante o processo de carregamento do painel sanduíche. A Figura 41 e 43 apresentam os valores da variável de atingimento do critério de dano à tração da interface no momento da ruptura, enquanto 42 e 44 apresentam o valor da variável de dano da interface. Analisando esses resultados, observa-se que as superfícies sofrem danificação da borda para o centro, como esperado para esforços de flexão. O atingimento do critério de dano ocorre apenas na superfície inferior, indicando início do processo de danificação com a perda da rigidez da interface. Para a interface superior, o máximo atingido pela variável que representa o critério de dano é de 0.36, logo ainda não identifica-se o processo de degradação. Além disso, é possível observar essa tendência pelo análise do deslocamento das partes do painel na direção y, como mostra a Figura 45.

Figura 41 – Variável de critério de danificação da superfície inferior - TA



Fonte: Produzida pela autora

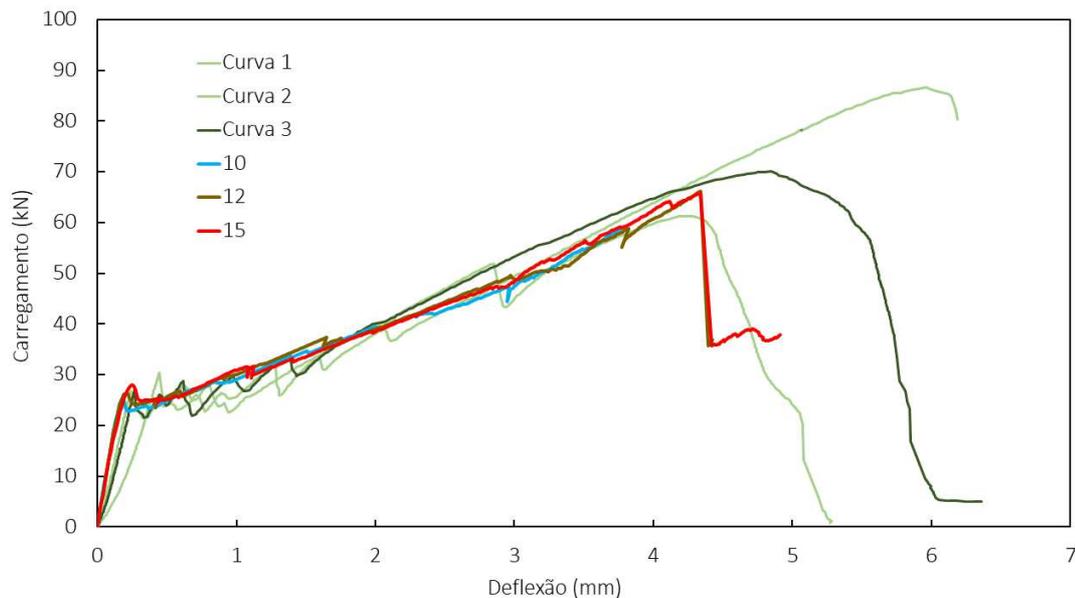
Figura 45 – Deslocamento na direção y - TA



Fonte: Produzida pela autora

Para a temperatura ambiente foram realizados testes com três diferentes malhas, com valor global do elemento de 10, 12 e 15 milímetros, com 15918, 8006 e 4870 elementos respectivamente. Os resultados para os três casos estão apresentados na Figura 46, onde é possível perceber uma convergência de malha para o problema. Todavia, o tempo de processamento é muito superior para malhas de 10 milímetros, com duração de 30 a 40 horas. Enquanto para malhas de tamanho 12 e 15 milímetros, o tempo de processamento fica em torno de 5 e 3 horas. Optou-se, assim, pela adoção da malha de 12 milímetros pela melhor discretização das fissuras no decorrer da simulação e representação de uma economia no tempo de processamento.

Figura 46 – Verificação de convergência de malha

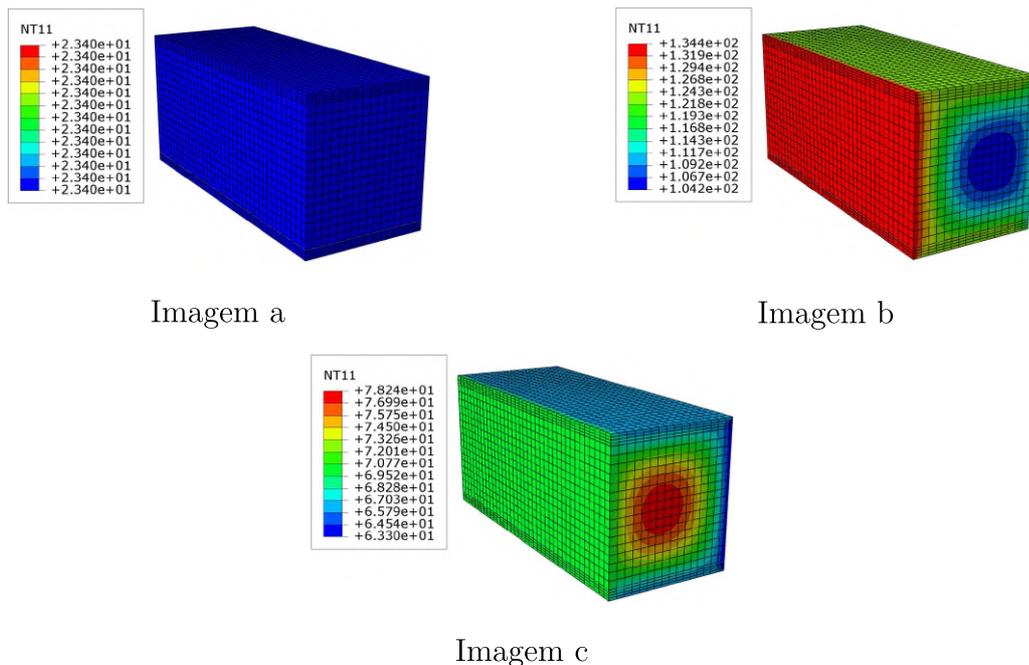


Fonte: Autora (2025)

4.2 ANÁLISE TÉRMICA

Para o modelo térmico são impostas as temperaturas faces do painel como discutido anteriormente e com os valores segundo os gráficos das nas Figuras 30 e 31, sendo essas as condições de contorno do problema. Como resultado do modelo experimental, tem-se o campo de temperatura para toda duração do carregamento, o que permite obter a variação de temperatura para cada ponto em função do tempo. A Figura 47 apresenta a distribuição da temperatura no painel no início do carregamento (Imagem a), no momento próximo a máxima temperatura atingida (Imagem b) e ao final do ensaio de 150°C (Imagem c), para ilustrar os resultados obtidos no modelo. Observa-se uma coerência dos resultados dos modelos térmicos e um comportamento próximo ao esperado, com o aquecimento acontecendo das faces externas para o interior do volume, enquanto para o resfriamento dos painéis, tem-se maiores temperatura no interior, sendo o calor dissipado pelas faces.

Figura 47 – Evolução do Campo de Temperaturas - 150°C



Fonte: Autora (2025)

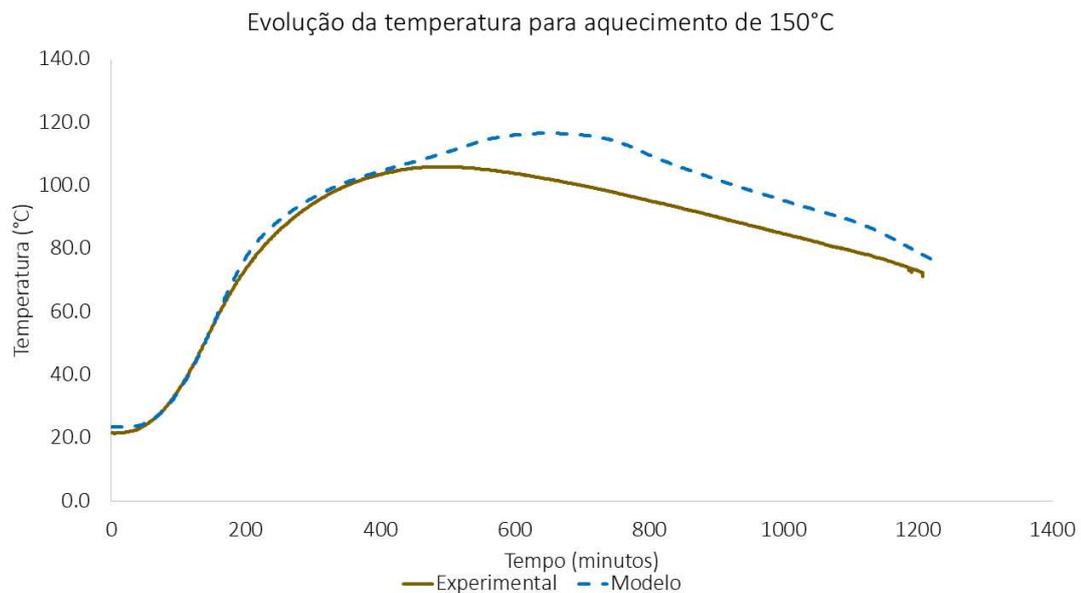
O trabalho experimental posicionou um medidor de temperatura no ponto central do painel, dessa forma é possível fazer uma comparação com os valores obtidos para o modelo numérico no mesmo ponto. Os gráficos das Figuras 48 e 50 apresentam as curva experimentais (marrom contínua) e a curva extraída dos modelo (azul tracejada) para ensaio de 150°C e 300°, respectivamente.

É possível observar que para o aquecimento de 150°C, o modelo consegue representar com muita precisão a evolução de temperatura do corpo, com valores de erro de 0 a 5%, entretanto para as temperaturas após o pico ocorre uma maior diferença entre as

temperaturas experimentais e numéricos no meio do corpo, com o erro chegando a próximo de 17%. Esses erros percentuais foram obtidos a partir de um código desenvolvido em *Python*, que possibilita analisar o erro em cada ponto, como mostra o gráfico da Figura 49, e também o erro médio da duas curvas, que para o modelo de 150°C é de 8,4%.

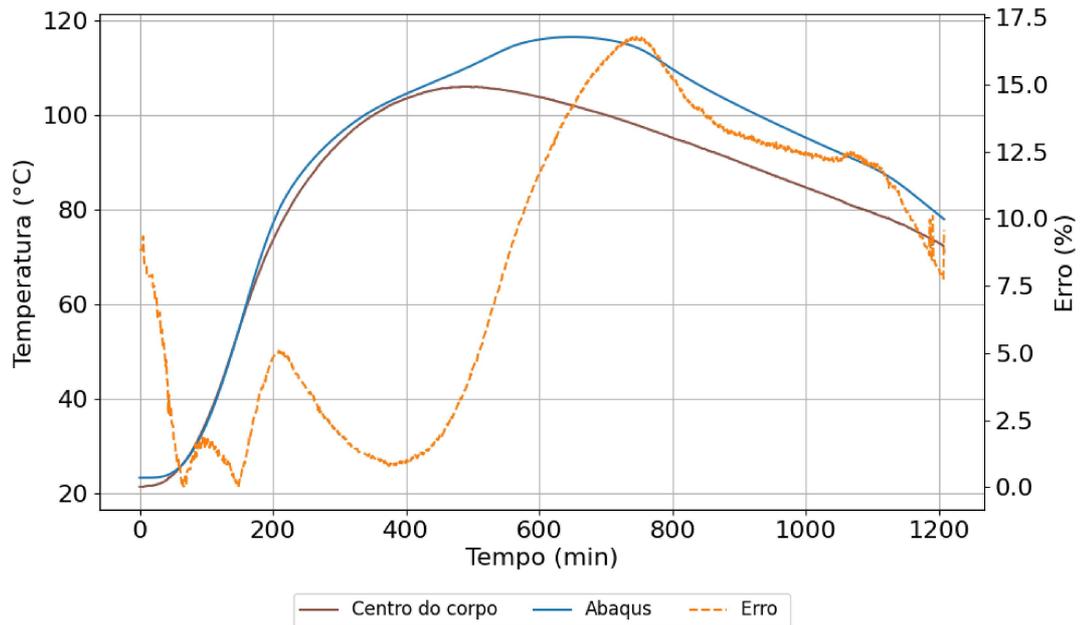
Entende-se que essa diferença do resfriamento se dá pelo armazenamento de calor no corpo, uma vez que o calor específico é bem maior para essas temperaturas, que contrasta com os valores mais baixos para as temperaturas vizinhas, o que ainda é agravado pelo baixo valor de condutividade térmica, fazendo com que essa energia demore para ser dissipada. Dessa forma, espera-se que essas diferenças após o atingimento da temperatura de vaporização da água possam ser extintas com a adoção de uma análise termo-hidromecânica, uma vez que possibilitaria a elaboração de um modelo que representaria as complexidades dos fenômenos hídricos. Assim, não seria necessário fazer a compensação desses mecanismos da água por meio da modificação das propriedades térmicas do concreto, como foi feito para a análise termomecânica.

Figura 48 – Temperatura do ponto central por tempo para ensaio de 150°C



Fonte: Autora (2025)

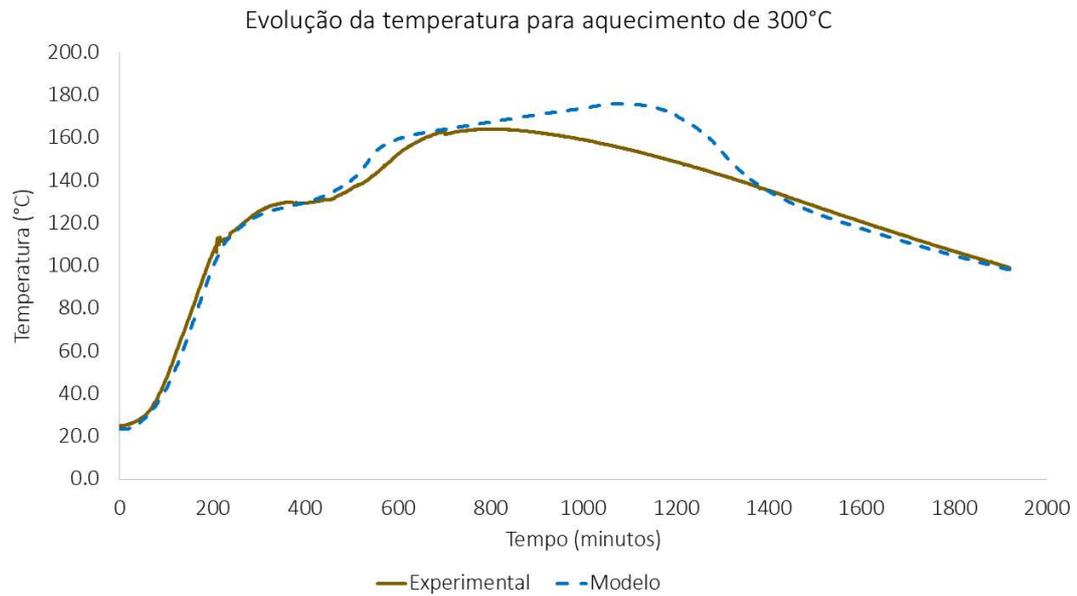
Figura 49 – Erro entre as temperaturas experimentais e numéricas de 150°C



Fonte: Autora (2025)

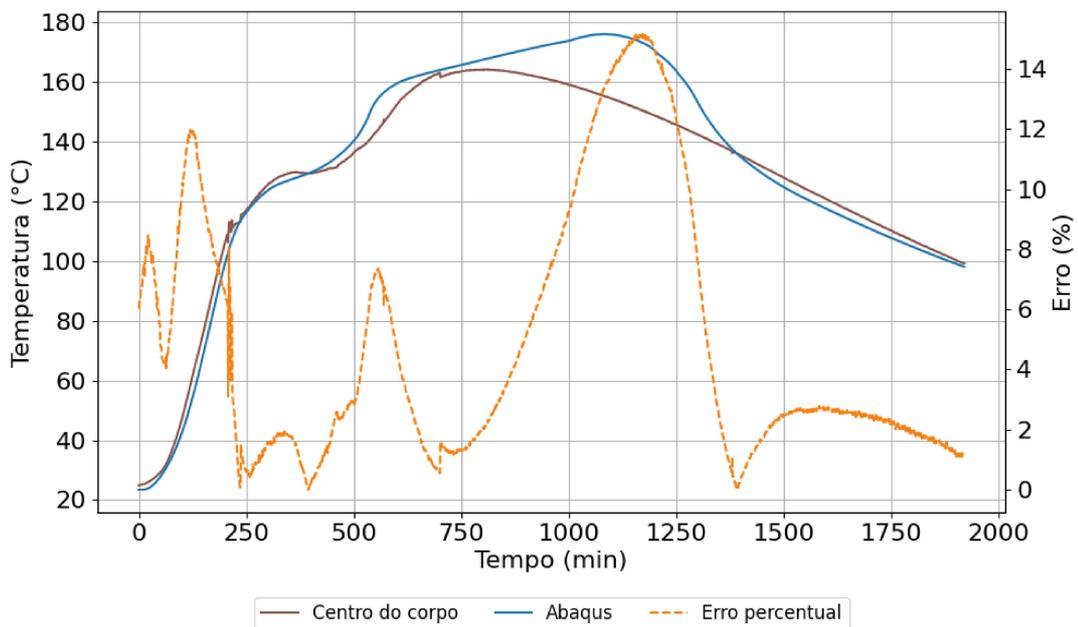
Para ensaio com aquecimento até que a superfície atinja 300°C, observa-se que na curva experimental há um patamar próximo a 130°C, o que é explicado pelo processo de evaporação da água. Com o aumento do calor específico para essas temperaturas, o modelo numérico foi capaz de representar esse patamar, sendo as duas curvas de temperatura muito próximas durante todo o aquecimento. Para o resfriamento, entretanto, as curvas são coincidentes apenas ao final, o que é explicado pelo mesmo processo de armazenamento de calor discutido para a curva de 150°C. Assim, para o modelo que representa o aquecimento até 300°C, obtém-se um erro médio de 4,9% entre os valores experimentais e numéricos.

Figura 50 – Temperatura do ponto central por tempo para ensaio de 300°C



Fonte: Autora (2025)

Figura 51 – Erro entre as temperaturas experimentais e numéricas de 300°C



Fonte: Autora (2025)

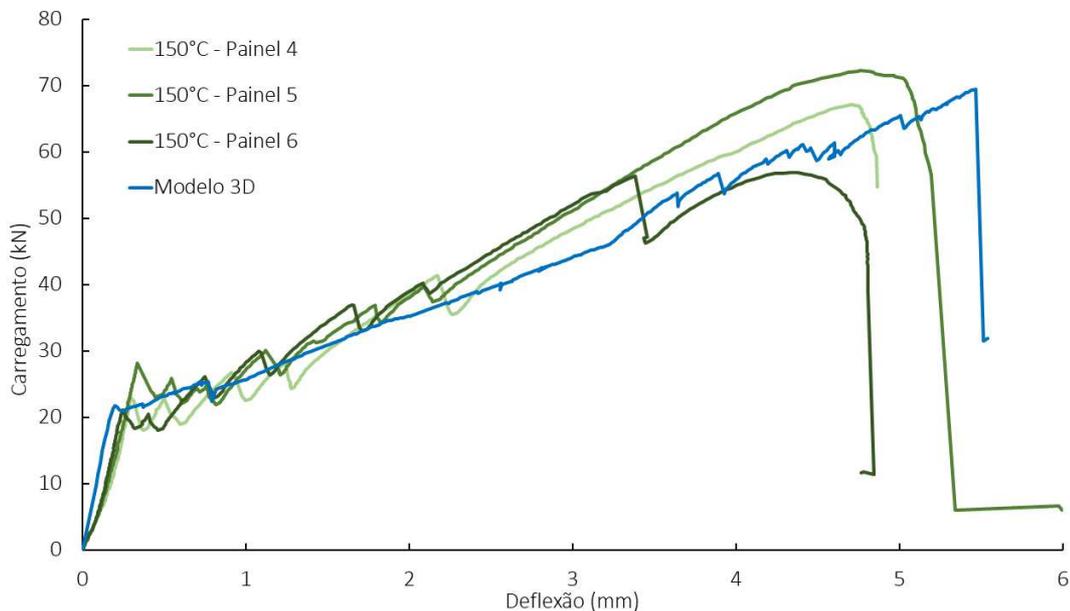
4.3 ANÁLISE TERMOMECÂNICA PARA 150° E 300°C

Após os ensaios térmicos, os painéis sanduíche foram submetidos a carregamentos em testes de flexão a quatro pontos. Assim, fez-se a modelagem representativa de tal

processo, considerando as deformações e tensões residuais do carregamento térmico, segundo as condições apresentadas na metodologia do trabalho. Para a análise do ensaio de 150°C, tem-se a mesma malha utilizada anteriormente com processamento de 19 horas, enquanto para o ensaio de 300°C, foi utilizada malha com tamanho global de 15 milímetros com duração de 6 horas. E utilização de uma malha de 15 milímetros para o modelo de 300°C é justificado, uma vez que o processamento falhou para malhas mais refinadas e, como mostrado no teste de malha, não representa uma grande perda de precisão.

O gráfico da Figura 52 apresenta as curvas de três ensaios de 150°C e a curva extraída para o modelo 3D. É possível destacar a concordância da curva do modelo com as demais, estando ela entre os valores experimentais encontrados. O valor final de resistência para o modelo do painel é de 69,5 MPa, enquanto para o painel 4 é 67,2 MPa, painel 5 é 72,4 MPa e painel 6 é 56,9 MPa. A tabela 11 mostra a diferença percentual entre as resistências obtidas por cada ensaio e o resultado do modelo, quando analisa-se cada um dos resultados experimentais como referência. Assim, nota-se que as diferenças entre os valores obtidos experimentalmente são maiores do que entre o resultado numérico e os experimentais, que são de 3%, 4% e 22% para o painel 1, 2 e 3, respectivamente.

Figura 52 – Curvas de carregamento por deflexão experimentais e numérica - 150°C



Fonte: Autora (2025)

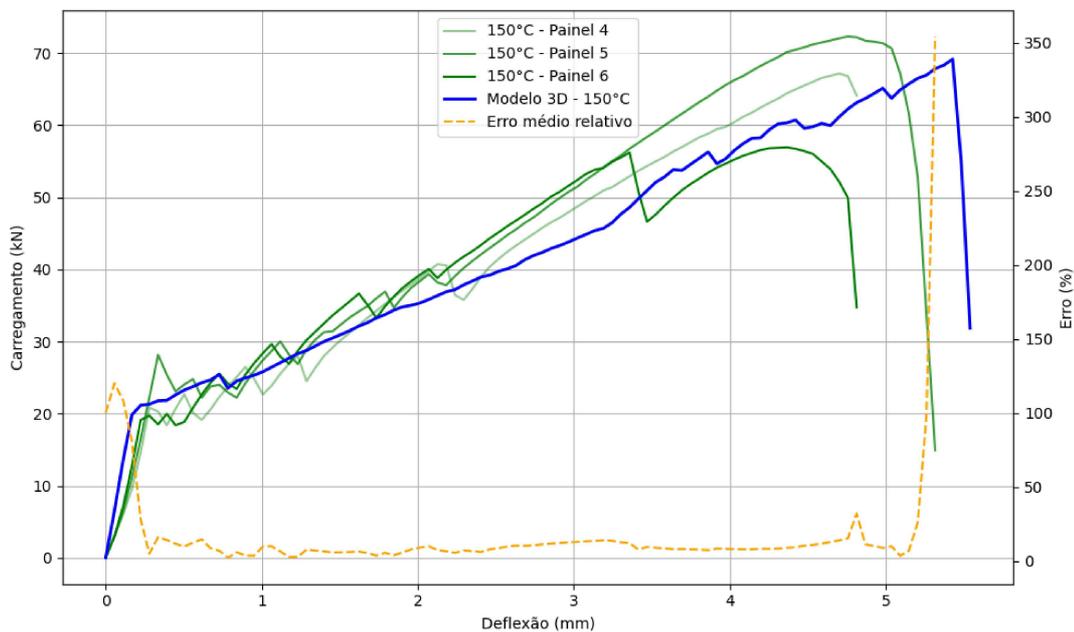
Tabela 11 – Comparação das resistências experimentais e numérica - 150°C

	Resistência de referência		
	Painel 4	Painel 5	Painel 6
Painel 4	-	-7%	18%
Painel 5	8%	-	27%
Painel 6	-15%	-21%	-
Modelo	3%	4%	-22%

Fonte: Autora (2025)

O erro entre os resultados experimentais e numérico são apresentados pela Figura 53, sendo o valor médio igual a 18%. Destaca-se o erro mais evidente na fase inicial do carregamento, da mesma forma que ocorre na temperatura ambiente. O valor de pico também apresenta-se deslocado para a direita, isso significa que o modelo permite maior deslocamento que os painéis ensaiados, o que pode ser justificado pela grande diminuição do módulo de elasticidade do TRC após submissão à altas temperaturas.

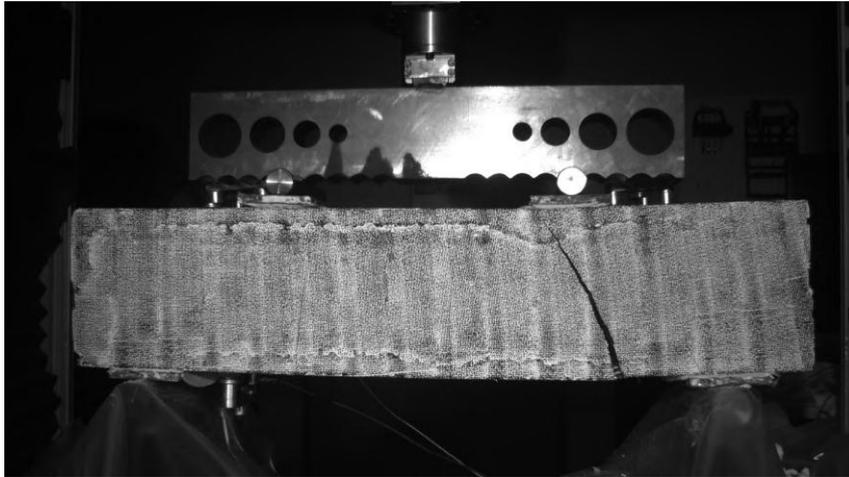
Figura 53 – Erro entre as temperaturas experimentais e numérica - 150°C



Fonte: Autora (2025)

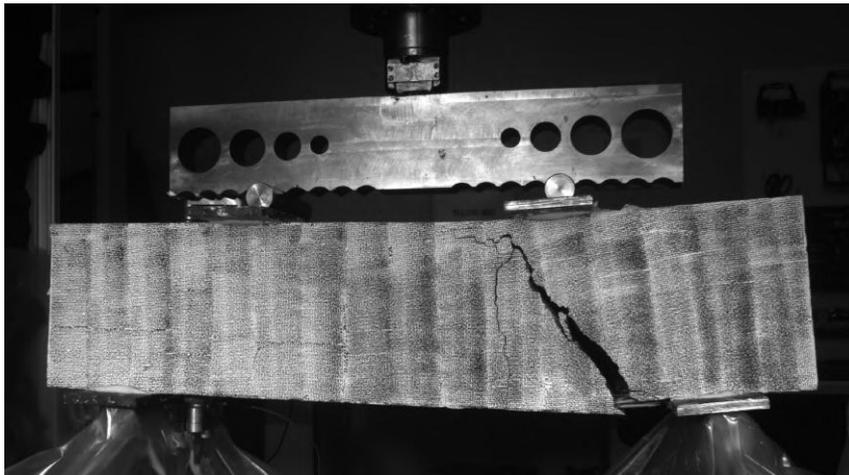
O padrão de danificação apresentado como resultado do modelo de 150°C, mostrado nas Figuras 56 e 57, é semelhante ao que ocorreu no ensaio para essa temperatura, como mostram as Figuras 54 e 55. Analisando a Figura 54 é possível observar as fissuras que ocorrem no meio do vão, enquanto o painel da Figura 55 apresenta uma fissura vertical, assim como o resultado do modelo apresentado na Figura 57.

Figura 54 – Painel do durante o carregamento - 150°C



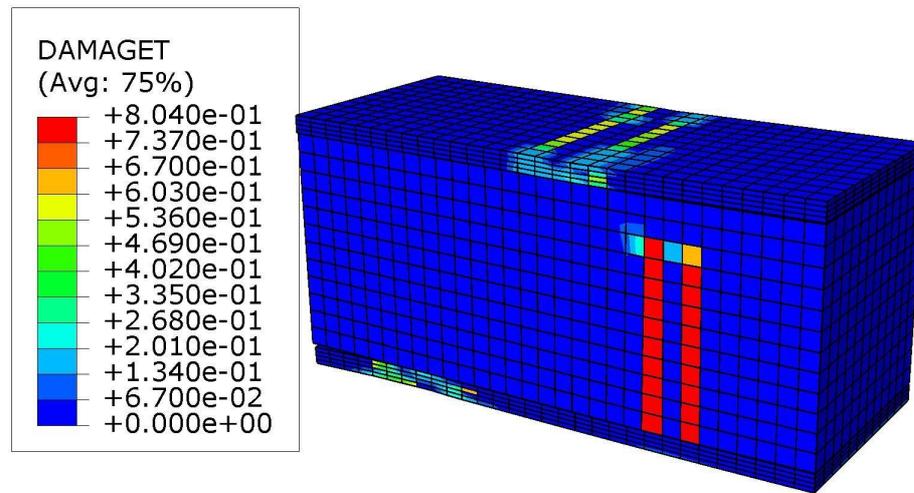
Fonte: Imagem disponibilizada por Matthieu Pettmann

Figura 55 – Painel após a ruptura - 150°C



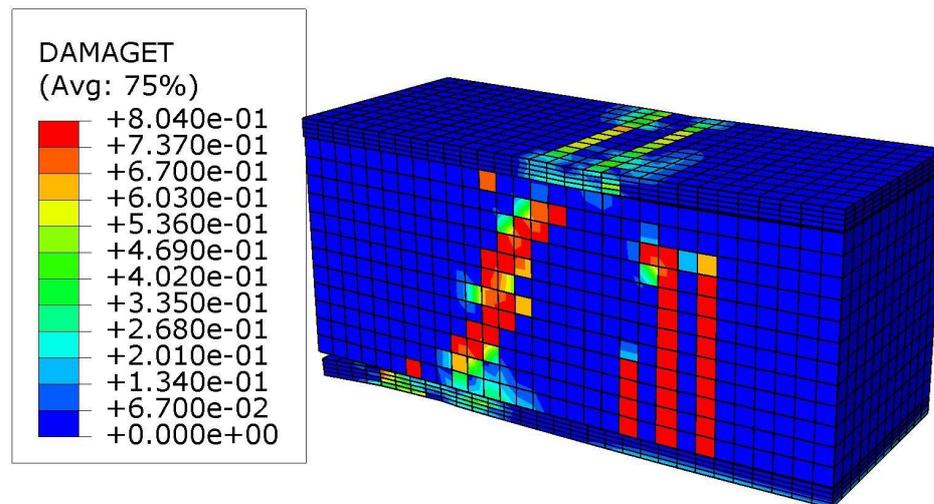
Fonte: Imagem disponibilizada por Matthieu Pettmann

Figura 56 – Modelo do durante o carregamento - 150°C



Fonte: Produzida pela autora

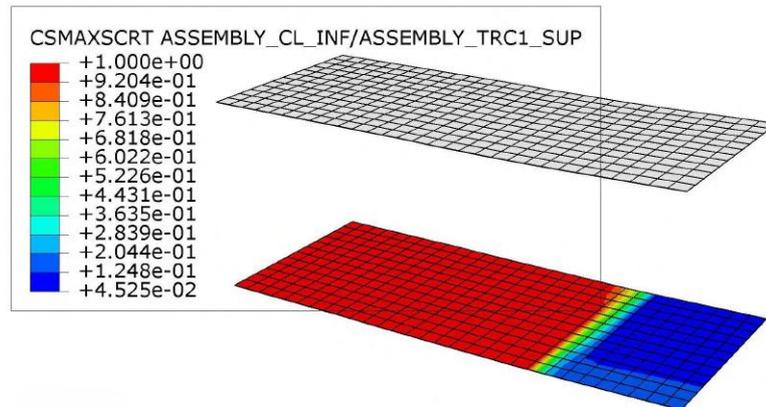
Figura 57 – Modelo após a ruptura - 150°C



Fonte: Produzida pela autora

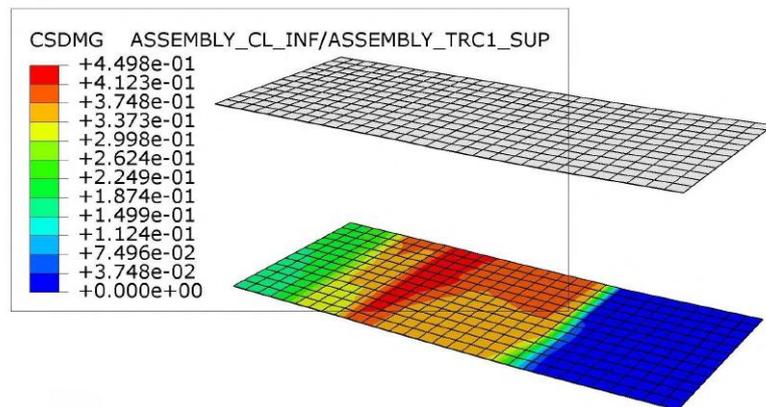
Quanto ao processo de danificação da interface, do mesmo modo que apresentado para a temperatura ambiente, tem-se que ele ocorre das extremidades para o meio da peça, como esperado dado os esforços solicitantes. Entretanto, a simetria em relação ao eixo longitudinal do painel deixa de existir em função dos deslocamentos e tensões residuais da análise térmica. Ademais, percebe-se que após a submissão a 150°C, a danificação da interface é maior do que na temperatura ambiente, o que significa que, mesmo sem alterar as propriedades da interface, os fenômenos sofridos pelo material influenciam na resistência da interface.

Figura 58 – Variável de critério de danificação da superfície inferior - 150°C



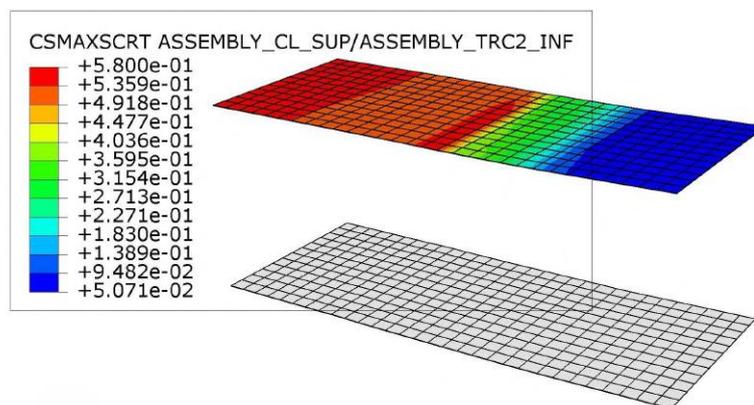
Fonte: Produzida pela autora

Figura 59 – Danificação da superfície inferior - 150°C



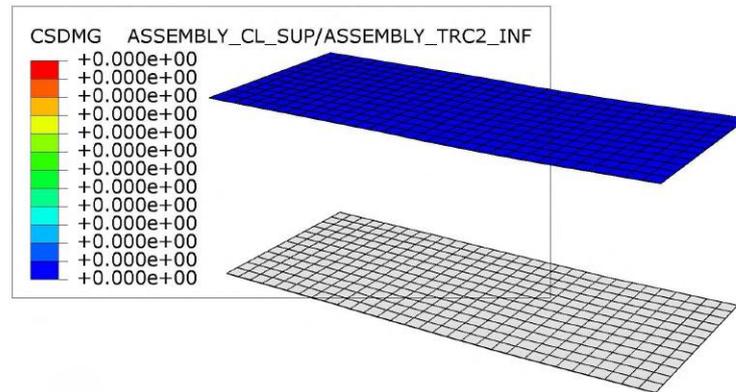
Fonte: Produzida pela autora

Figura 60 – Variável de critério de danificação da superfície superior - 150°C



Fonte: Produzida pela autora

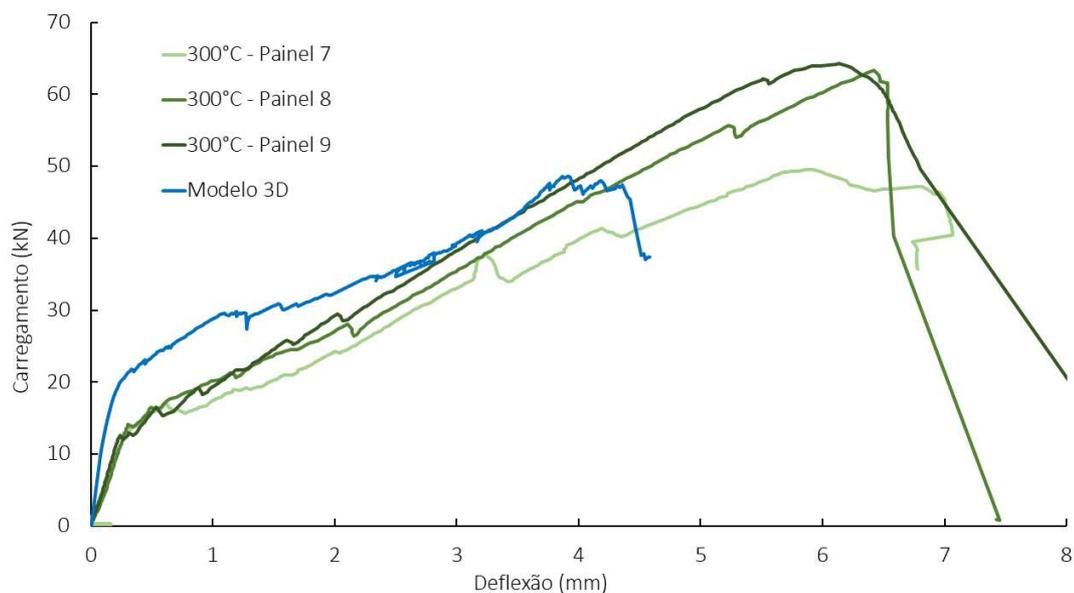
Figura 61 – Danificação da superfície superior - 150°C



Fonte: Produzida pela autora

O gráfico da Figura 62 apresenta as curvas de três ensaios de 300°C e a curva extraída do modelo 3D. É possível destacar a concordância da curva do modelo com as demais, estando ela entre os valores experimentais encontrados. O valor final de resistência para o modelo do painel é de 48,6 MPa, enquanto para a o painel 7 é 49,6 MPa, painel 8 é 63,3 MPa e painel 9 é 64,3 MPa. A diferença, em porcentagem, entre a curva numérica e as curvas experimentais é de -2%, -23% e -24%, respectivamente. A tabela 11 mostra a diferença percentual entre as resistências obtidas por cada ensaio e o resultado do modelo, quando analisa-se cada uma dos resultados experimentais como referência. Assim, nota-se que a diferença de valores entre obtidos experimentalmente são compatíveis aos valores encontrados no modelo.

Figura 62 – Curvas de carregamento por deflexão experimentais e numérica - 300°C



Fonte: Autora (2025)

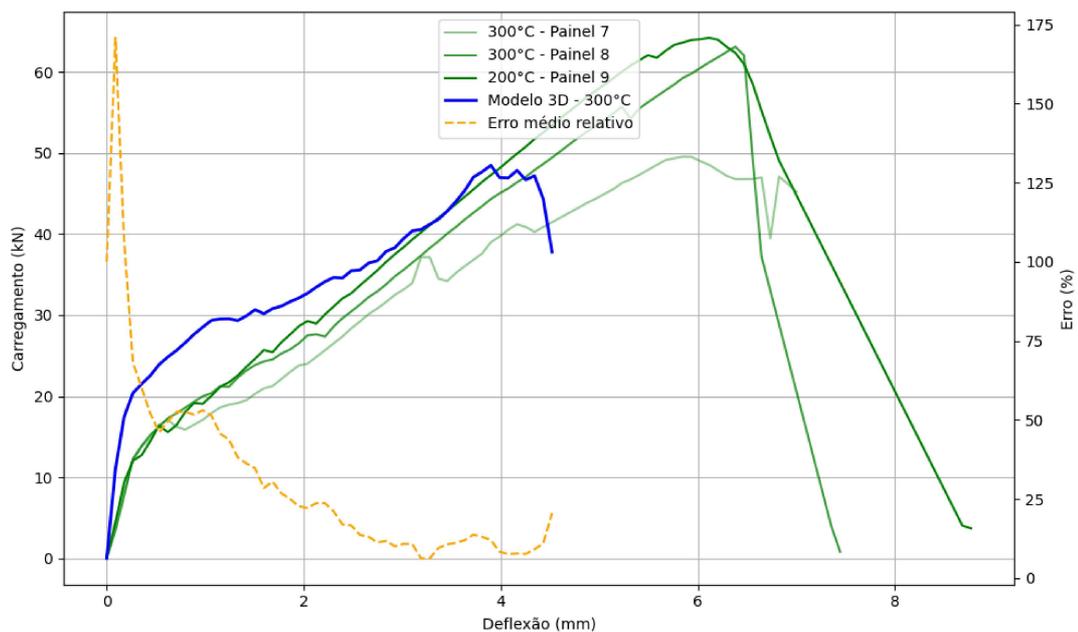
Tabela 12 – Comparação das resistências experimentais e numérica - 300°C

	Resistência de referência		
	Painel 7	Painel 8	Painel 9
Painel 7	-	-22%	-23%
Painel 8	28%	-	-1%
Painel 9	30%	2%	-
Modelo	-2%	-23%	-24%

Fonte: Autora (2025)

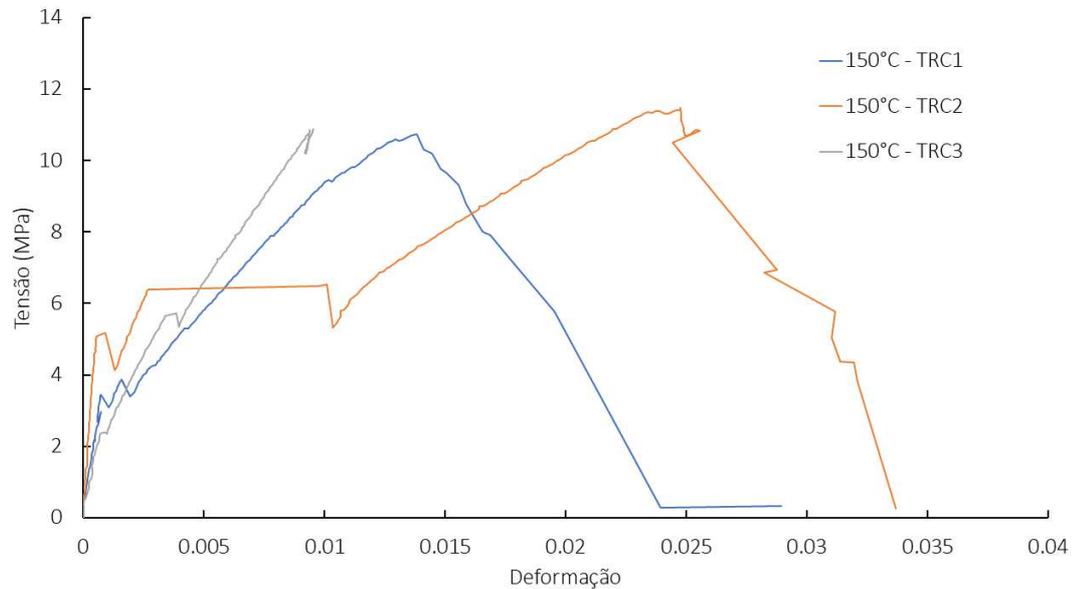
O erro entre os resultados experimentais e numérico são apresentados pela Figura 63, sendo o valor médio igual a 31%. Esse foi o modelo menos representativo do problema estudado, sendo evidente a maior rigidez no início e a menor capacidade de se deformar e suportar cargas até a ruptura. Essas diferenças podem ser entendidas, uma vez que não se considera a variação das propriedades da interface com o aumento da temperatura. Ademais, observa-se uma grande variabilidade dos resultados experimentais relativos a obtenção do módulo de elasticidade do TRC, como mostram os gráficos das Figuras 64 e 65, sendo indicado um tratamento estatístico mais acurado. Entretanto, para esse estado do modelo, foi utilizada o valor médio de E, o que pode estar causando aumento de rigidez no modelo.

Figura 63 – Erro entre as temperaturas experimentais e numérica - 300°C



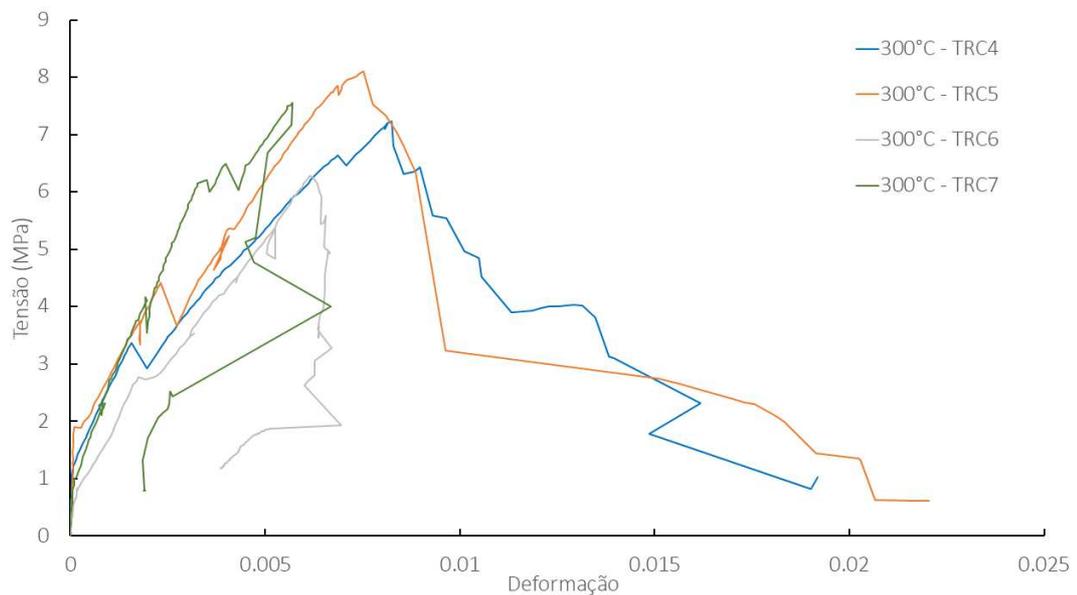
Fonte: Autora (2025)

Figura 64 – Módulo de Elasticidade do TRC - 150°C



Fonte: Dados do laboratório L2MGC - Gráfico Autora (2025)

Figura 65 – Módulo de Elasticidade do TRC - 300°C

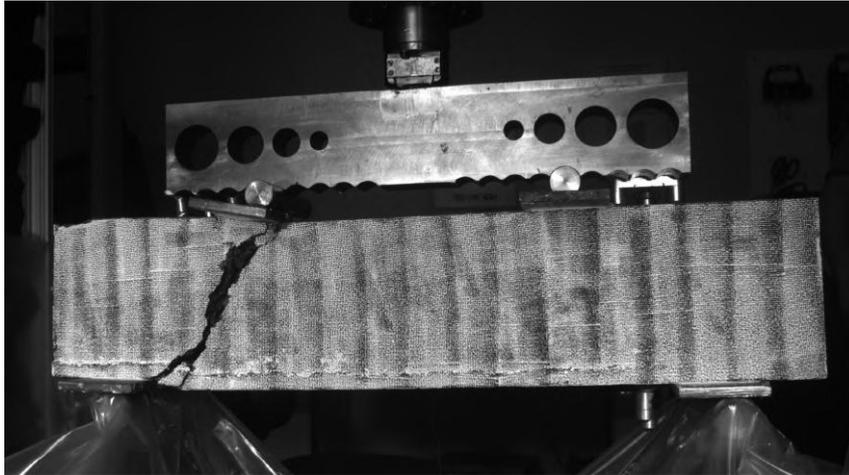


Fonte: Dados do laboratório L2MGC - Gráfico Autora (2025)

Todavia, mesmo diante de curvas mais distantes, ocorre uma compatibilidades do padrão de danificação entre o experimental, dado por 66 e 67, e numérico, representado por Figura 68 e 69. Da mesma forma que nas demais temperaturas apresentadas, o rompimento ocorre pelo cisalhamento da peça. Observando a Figura 67, é possível observar um descolamento do TRC e do concreto leve. Por fim, assim como para as demais

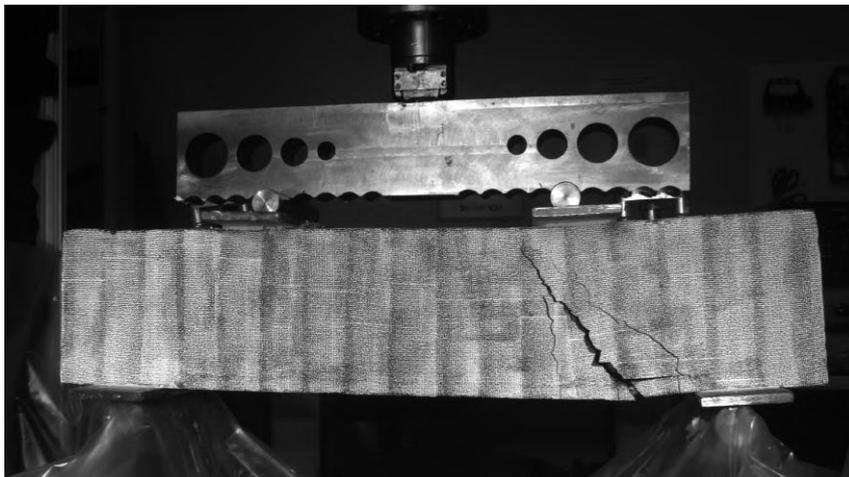
temperaturas, tem-se o processo de danificação iniciando das extremidades em direção ao centro do painel e, como para o modelo de 150°C, há também assimetria da danificação em função das temperaturas atingidas que geram tensões e deformações residuais. Entretanto, a variável de dano apresenta valores menores do que os valores atingidos para 150°C, sendo incoerente com o esperado.

Figura 66 – Painel do durante o carregamento - 300°C



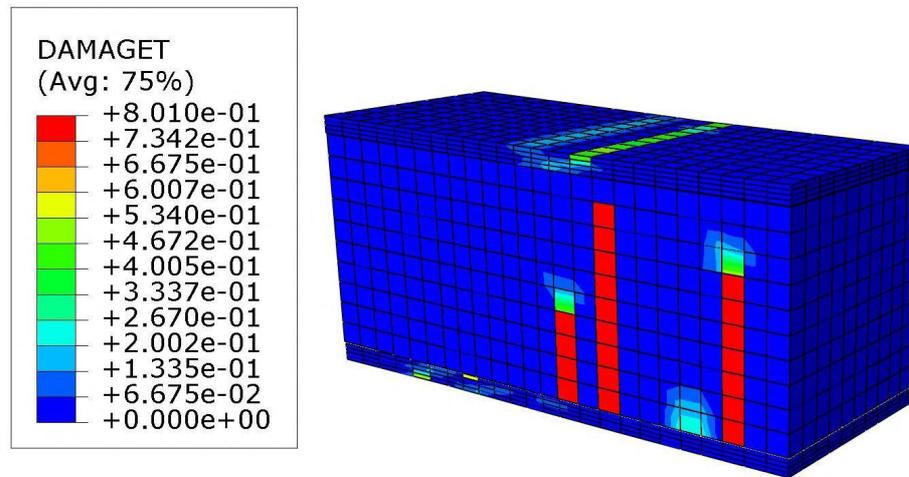
Fonte: Imagem disponibilizada por Matthieu Pettmann

Figura 67 – Painel após a ruptura - 300°C



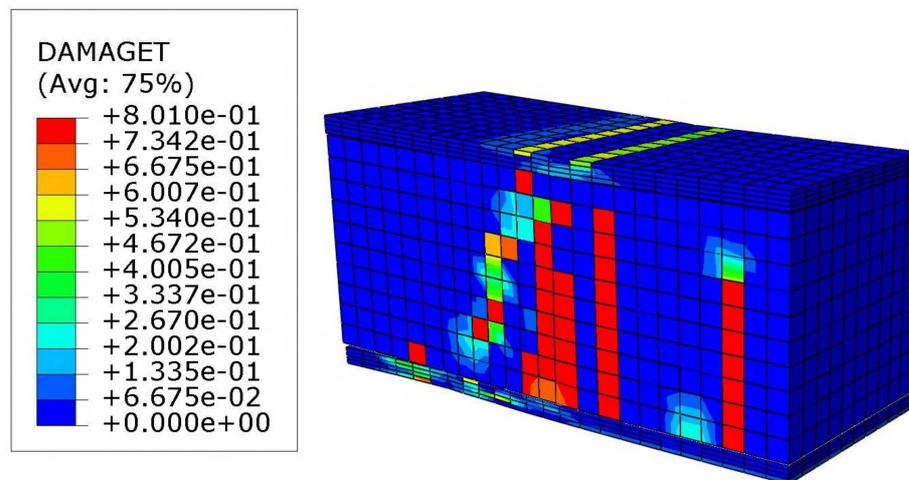
Fonte: Imagem disponibilizada por Matthieu Pettmann

Figura 68 – Modelo do durante o carregamento - TA



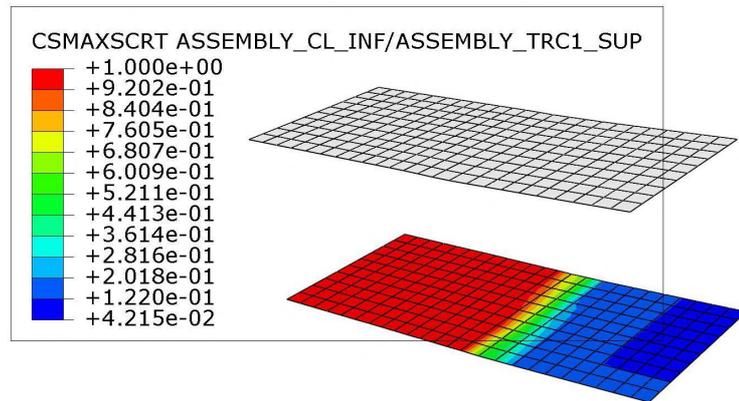
Fonte: Produzida pela autora

Figura 69 – Modelo após a ruptura - TA



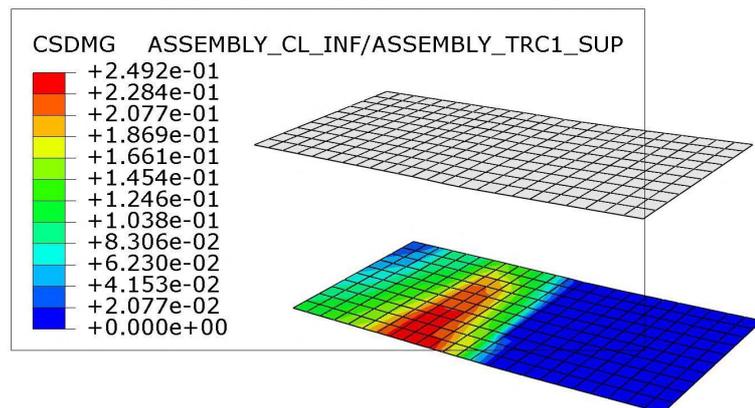
Fonte: Produzida pela autora

Figura 70 – Variável de critério de danificação da superfície inferior - TA



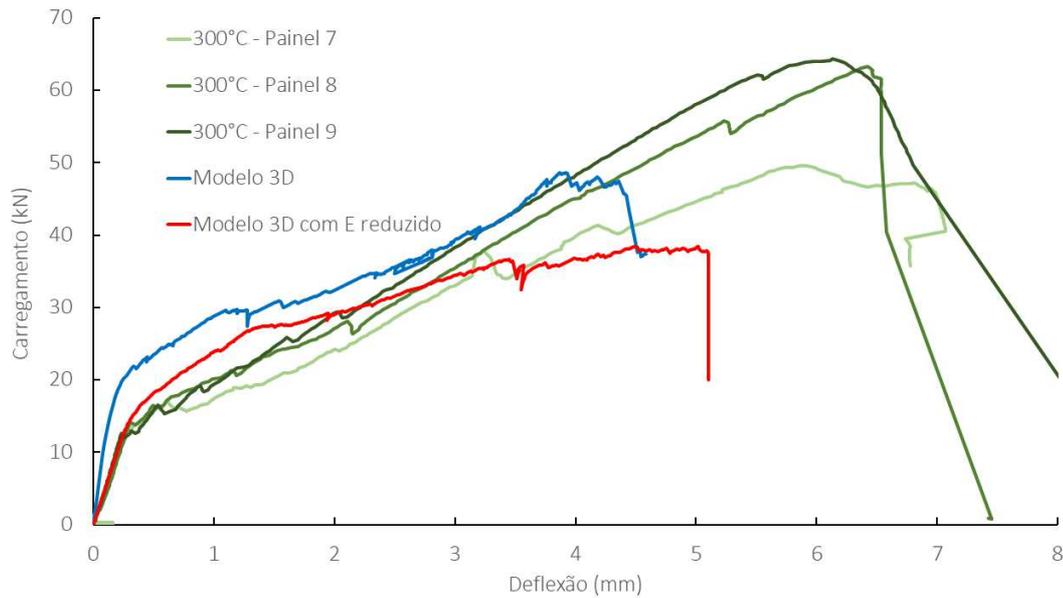
Fonte: Produzida pela autora

Figura 71 – Danificação da superfície inferior - TA



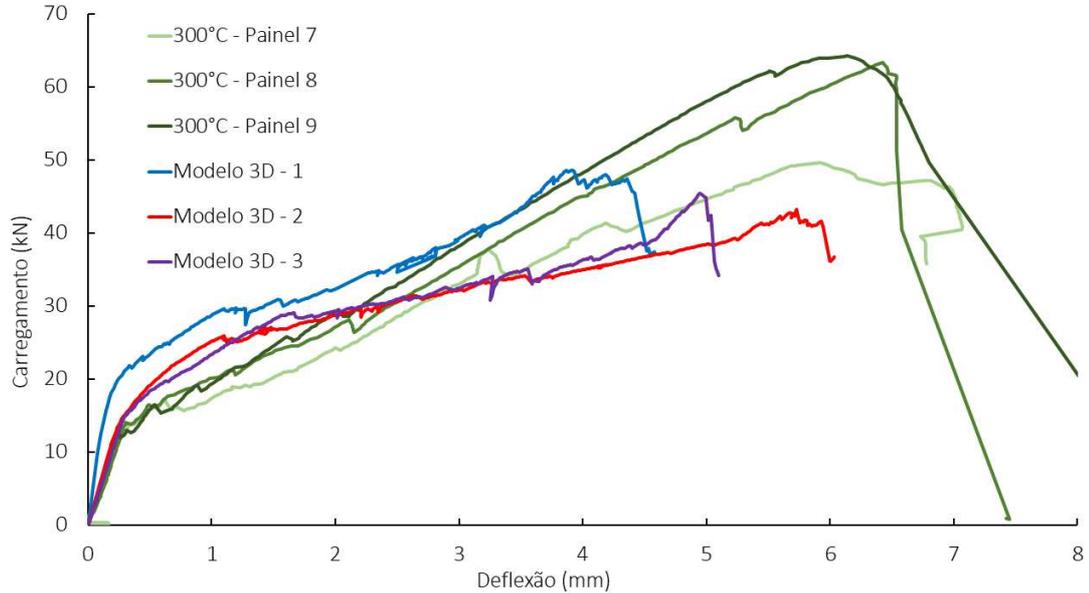
Fonte: Produzida pela autora

Figura 74 – Curvas de carregamento por deflexão experimentais e numérica - 300°C



Fonte: Produzida pela autora

Figura 75 – Curvas de carregamento por deflexão experimentais e numérica - 300°C

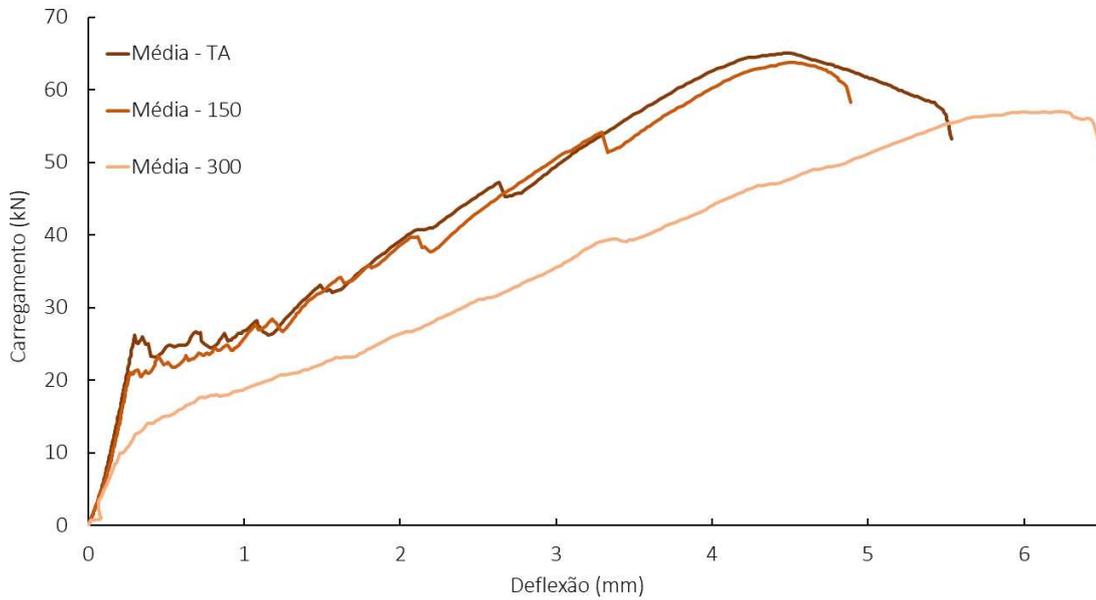


Fonte: Produzida pela autora

Finalmente tem-se o gráfico da Figura xx com as curvas médias dos três ensaios, que pode ser comparado com o gráfico da Figura xx que apresenta as curvas dos modelos para as três temperaturas. É possível observar para os ensaios experimentais que com o aumento de temperatura atingida pelo painel, há uma diminuição da rigidez e da capacidade de resistir as cargas mecânicas, sendo ainda mais acentuada para 300°C. Essa tendência é

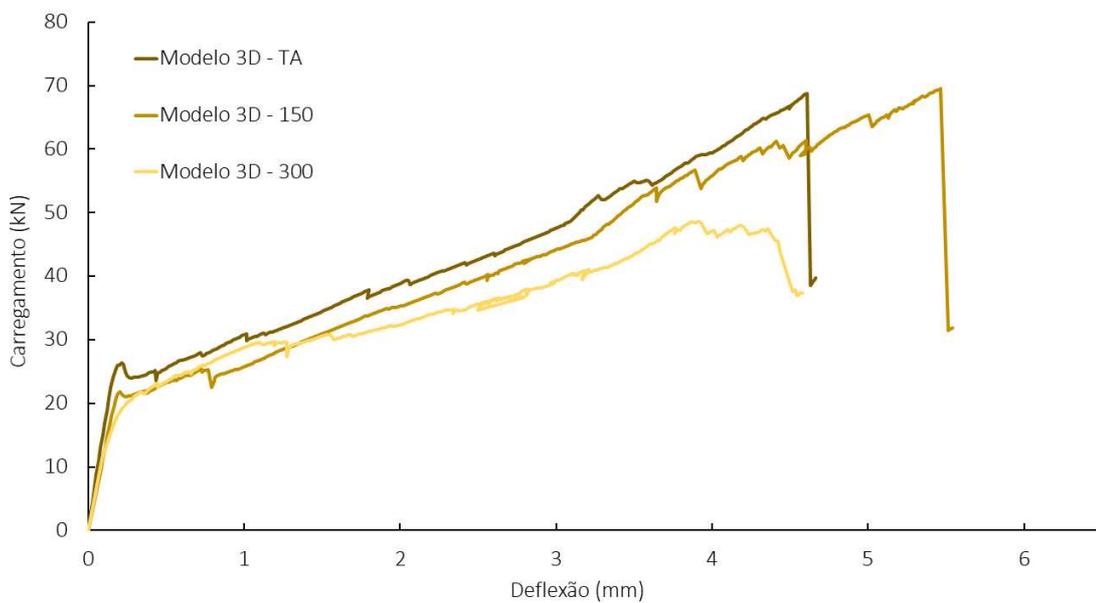
seguida para os modelos que representam a temperatura ambiente e 150°C, entretanto o painel de 300°C foge mais uma vez do comportamento esperado.

Figura 76 – Curvas experimentais de carregamento por deflexão



Fonte: Produzida pela autora

Figura 77 – Curvas numéricas de carregamento por deflexão



Fonte: Produzida pela autora

5 CONSIDERAÇÕES FINAIS

O presente trabalho consistiu em uma proposta de modelo computacional para representar os mecanismos ocorridos no processo de submissão de painéis sanduíche de concreto leve e concreto reforçado a temperaturas de 150° e 300°C. As propriedades, leis constitutivas e modelos de danos adotados basearam-se em estudos similares disponíveis na literatura do momento de elaboração da pesquisa.

Os modelos desenvolvidos permitiram obter uma previsão satisfatória dos valores de resistência do painéis a flexão em temperatura ambiente e após a submissão a temperaturas elevadas, que variaram entre 2% e 24 % em relação às resistências obtidas em laboratório. A partir da análise das curvas de carregamento por deflexão e da evolução do processo de danificação, observou-se que o comportamento do painel do modelo também é bastante similar ao que foi observado nos testes executados.

É possível concluir que o modelo proposto cumpre os objetivos iniciais por contribuir com o desenvolvimento das ferramentas computacionais para representação de problemas térmicos em painéis sanduíches, sendo possível observar os movimentos relativos das peças. O processo de danificação também é representado, o que permite investigar o impacto das propriedades dos dois materiais e da interface no mecanismos de dano do painel. Ademais, o modelo gerado não se limita aos materiais estudados nesse problema, podendo ser adaptado para outras composições.

Todavia, a proposta de modelagem não foi capaz de representar fielmente o processo de resfriamento do corpo, armazenando energia e, dessa forma, resultando em um processo mais lento de diminuição de temperatura. Para as análises termomecânicas, o modelo representou de maneira insatisfatória o comportamento do painel após o atingimento da resistência máxima, apresentando uma ruptura muito brusca, diferente dos resultados experimentais. O modelo relativo ao ensaio de 300°C, apesar de reproduzir o padrão de dano, tem uma curva pouco representativa do comportamento real do painel nessa temperatura.

Por tratar-se de um estudo inicial sobre um problema complexo e, que para possibilitar sua modelagem, foi necessário realizar simplificações, como a opção por consideração do TRC como material isotrópico, consideração de modelo termomecânico e pela consideração da matriz de rigidez da interface desacoplada, alguns pontos devem ser reavaliados e aprimorados em trabalhos futuros para obtenção de resultados que representam ainda melhor os mecanismos envolvidos no problema. Indica-se a necessidade de investigar a utilização de outro modelo de dano para representação do comportamento do TRC, uma vez que a curva de tensão-deformação desse material para a tração apresenta um comportamento muito atípico em relação aos demais concretos. Além disso, deve-se avaliar outras estratégias de modelagem da interface, como a utilização de elementos

coesivos disponíveis no programa Abaqus. Outra limitação a ser superada é adoção de uma análise termo-hidro-mecânica, que possibilita aprimorar os resultados obtidos no problema térmico. Ademais, o desenvolvimento de modelos com a discretização das fibras também podem suprir limitações apresentadas nesse trabalho, como a diferença de valores de rigidez na fase inicial. Por fim, indica-se ainda a implementação de conectores para verificar as modificações na distribuições de tensões e no processo de danificação do painel.

Finalmente, entende-se que esse pesquisa contribuiu com novas informações sobre o comportamento de painéis sanduíche a partir de uma análise computacional, uma vez que os resultados obtidos demonstram que o modelo é qualificado para estudar o comportamento observado em laboratório para o sistema sanduíche.

REFERÊNCIAS

- Abaqus 6.11 Documentation. Disponível em: <<http://abaqusdocs.eait.uq.edu.au/v6.11/index.html>>. Acesso em: 10 out. 2024.
- AFROUGHSABET, V.; OZBAKKALOGLU, T. Mechanical and durability properties of high-strength concrete containing steel and polypropylene fibers. *Construction and building materials*, v. 94, p. 73–82, 2015.
- AKISANYA, A. R.; FLECK, N. A. Brittle fracture of adhesive joints. *International journal of fracture*, v. 58, n. 2, p. 93–114, 1992.
- ALHARTHAI, M. et al. Evaluating deterioration of the properties of lightweight foamed concrete at elevated temperatures. *Journal of building engineering*, v. 84, n. 108515, p. 108515, 2024.
- AL-SIBAHY, A.; EDWARDS, R. Thermal behaviour of novel lightweight concrete at ambient and elevated temperatures: Experimental, modelling and parametric studies. *Construction and building materials*, v. 31, p. 174–187, 2012.
- ASSIS, L. S. et al. Influência da temperatura no comportamento mecânico de uma viga de concreto armado. *The Journal of Engineering and Exact Sciences*, v. 9, n. 1, p. 15215–01a, 2023.
- ASSIS, L. S. et al. Numerical analysis of mechanical damage on concrete under high temperatures. *Revista IBRACON de Estruturas e Materiais*, v. 15, n. 1, 2022.
- AYED, R. et al. Recycling textile waste to enhance building thermal insulation and reduce carbon emissions: Experimentation and model-based dynamic assessment. *Buildings*, v. 13
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. NBR 5739:2018: Concreto para fins estruturais - Classificação pela massa específica, por grupos de resistência e consistência. Rio de Janeiro, 2015.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. NBR 15200:2024: Projeto de estruturas de concreto em situação de incêndio. Rio de Janeiro, 2024.
- AWANI, O.; EL-MAADDAWY, T.; ISMAIL, N. Fabric-reinforced cementitious matrix: A promising strengthening technique for concrete structures. *Construction and building materials*, v. 132, p. 94–111, 2017.
- AYED, R. et al. Recycling textile waste to enhance building thermal insulation and reduce carbon emissions: Experimentation and model-based dynamic assessment. *Buildings*, v. 13, n. 2, p. 535, 2023.
- BIRTEL, V.; MARK, P. (2006). Parameterised finite element modelling of RC beam shear failure. In *ABAQUS users' conference* (pp.95-108).
- BISHNOI, U.; DANIE ROY, A. B.; KWATRA, N. Out of plane performance of novel concrete sandwich panel using different geosynthetics. *Construction and building materials*, v. 300, n. 124186, p. 124186, 2021.

- CENGEL, Y. A.; GHAJAR, A. J. Heat and mass transfer: Fundamentals and applications. 5. ed. New York, NY: McGraw-Hill Professional, 2014.
- CHEN, Z. et al. Push-off test on concrete-concrete interface with different types of concrete after elevated temperatures. *Construction and building materials*, v. 377, n. 131157, p. 131157, 2023.
- CHEN, F. et al. Study on the bond-slip numerical simulation in the analysis of reinforced concrete wall-beam-slab joint under cyclic loading. *Construction and building materials*, v. 449, n. 138266, p. 138266, 2024.
- CHI, J. M. et al. Effect of aggregate properties on the strength and stiffness of lightweight concrete. *Cement e concrete composites*, v. 25, n. 2, p. 197–205, 2003.
- COLOMBO, I. G.; COLOMBO, M.; DI PRISCO, M. Bending behaviour of Textile Reinforced Concrete sandwich beams. *Construction and building materials*, v. 95, p. 675–685, 2015.
- DAL-SASSO, M. F. et al. Numerical evaluation of aggregate size influence on concrete mechanical damage under high temperatures. *Revista IBRACON de Estruturas e Materiais*, v. 16, n. 6, p. e16605, 2023.
- DANESHVAR, D.; BEHNOOD, A.; ROBISSON, A. Interfacial bond in concrete-to-concrete composites: A review. *Construction and building materials*, v. 359, n. 129195, p. 129195, 2022.
- DAO, S.-D. Research on the estimation of the flexural capacity of EPS lightweight concrete panels. *Engineering technology e Applied science research*, v. 14, n. 6, p. 18889–18895, 2024.
- DASKIRAN, M. M.; DASKIRAN, E. G.; GENCOGLU, M. Mechanical and durability performance of textile reinforced cementitious composite panels. *Construction and building materials*, v. 264, n. 120224, p. 120224, 2020.
- DJAMAI, Z. I. et al. Textile reinforced concrete multiscale mechanical modelling: Application to TRC sandwich panels. *Finite elements in analysis and design: the international journal of applied finite elements and computer aided engineering*, v. 135, p. 22–35, 2017.
- DJAMAI, Z. I. et al. Analytical modeling of textile reinforced concrete (TRC) sandwich panels: Consideration of nonlinear behavior and failure modes. *Mechanics of advanced materials and structures*, v. 29, n. 1, p. 33–52, 2022.
- DOUK, N. et al. Numerical study of thermomechanical behaviour of reinforced concrete beams with and without textile reinforced concrete (TRC) strengthening: Effects of TRC thickness and thermal loading rate. *Engineering structures*, v. 231, n. 111737, p. 111737, 2021.
- DU, Y. et al. Flexural behavior of basalt textile-reinforced concrete. *Construction and building materials*, v. 183, p. 7–21, 2018.
- ELANGO, K. S. et al. Properties of light weight concrete – A state of the art review. *Materials today: proceedings*, v. 46, p. 4059–4062, 2021.

- Eurocode 1: Actions on structures – Part 1-2: General actions – Actions on structures exposed to fire. EN 1991-1-2. Bruxelas: Comité Europeu de Normalização, 2002.
- Eurocode 2: Design of concrete structures - Part 1-2: General rules - Structural fire design. EN 1992-1-2. Bruxelas: Comité Europeu de Normalização, 2008.
- Eurocode 4: Design of composite steel and concrete structures – Part 1-2: General rules – Structural fire design. EN 1994-1-2. Bruxelas: Comité Europeu de Normalização, 2005.
- GAO, Z.; WANG, L.; ZHANG, H. Simulation of thermal expansion mismatch at high temperature. *Underground space*, v. 8, p. 210–228, 2023.
- GENIKOMSOU, A. S.; POLAK, M. A. Finite element analysis of punching shear of concrete slabs using damaged plasticity model in ABAQUS. *Engineering structures*, v. 98, p. 38–48, 2015.
- GOPINATH, S.; KUMAR, A.; ERAGAM, L. Thermal properties of multiple-wythe masonry overlaid with textile reinforced concrete sandwich panels. *Sadhana*, v. 48, n. 2, 2023.
- HAQUE, M. N.; AL-KHAIAT, H.; KAYALI, O. Strength and durability of lightweight concrete. *Cement e concrete composites*, v. 26, n. 4, p. 307–314, 2004.
- HASAN, M.; QASEM, M.; MUHAMAD, R. Finite element modeling of precast reinforced concrete wall with dual boundary elements under lateral load. *Materials today: proceedings*, 2023.
- HIBBELER, R. *Mechanics of materials*. 11. ed. [s.l.] Pearson, 2022.
- HORDIJK, D. Tensile and tensile fatigue behaviour of concrete; experiments, modelling and analyses. *Heron*, 37, p. 3–79, 1992.
- HUANG, J.-Q. et al. Out-of-plane shear performance of textile reinforced concrete sandwich panel: Numerical analysis and parametric study. *Structures*, v. 71, n. 108080, p. 108080, 2025.
- IMMANUEL, S.; KALIYAMOORTHY, B. Investigating the effect of textile layers on the flexural response of Textile Reinforced Concrete (TRC) panels. *Structures*, v. 71, n. 108112, p. 108112, 2025.
- INCROPERA, Frank P.; DEWITT, David P.; BERGMAN, Theodore L.; LAVINE, Adrienne S. *Fundamentos de transferência de calor e de massa*. 6. ed. Rio de Janeiro: LTC, 2013.
- KAPSALIS, P. et al. Tensile performance of textile-reinforced concrete after fire exposure: Experimental investigation and analytical approach. *Journal of composites for construction*, v. 26, n. 1, 2022.
- KAREM, S. T. A. A.; AL-ASADI, A. K. Impact of various types of fibres on the Mechanical properties of lightweight concrete. *Civil and environmental engineering*, v. 20, n. 2, p. 1255–1266, 2024.
- KULAS, C. H. *Zum Tragverhalten getränkter textiler Bewehrungselemente für Betonbauteile*. Tese (Doutorado) — Lehrstuhl und Institut für Massivbau RWTH Aachen, 2013.

- LO, T. Y.; CUI, H. Z. Effect of porous lightweight aggregate on strength of concrete. *Materials letters*, v. 58, n. 6, p. 916–919, 2004.
- LOSCH, E. D.; HYNES, P. W. PCI committee on precast sandwich wall panels. Disponível em: <www.pci.org/PCI>. Acesso em: 15 jan. 2025.
- MURALEEDHARAN, M.; NADIR, Y. A review on the various factors influencing the structural behaviour of TRC sandwich elements. *Materials today: proceedings*, 2023.
- MUSA, A. E. S. et al. Experimental investigation of the flexural and axial load behaviors of concrete sandwich panels. *Structures*, v. 79, n. 109349, p. 109349, 2025.
- NEWMAN, J.; OWENS, P. Properties of lightweight concrete. *Adv. Concr. Technol*, v. 3, p. 1–29, 2003.
- NGUYEN, L. H. et al. Influence of the volume fraction and the nature of fine lightweight aggregates on the thermal and mechanical properties of structural concrete. *Construction and building materials*, v. 51, p. 121–132, 2014.
- NGUYEN, T. H. et al. Experimental study of the effect of simultaneous mechanical and high-temperature loadings on the behaviour of textile-reinforced concrete (TRC). *Construction and building materials*, v. 125, p. 253–270, 2016.
- OESTREICH, C. R. Análise experimental de vigas em concreto armado reforçadas à flexão com concreto têxtil de fibra de vidro álcali-resistente. 2022
- OSPITIA, N. et al. Fracture monitoring of textile reinforced cementitious sandwich panels using non-contact millimeter wave spectrometry. *Construction and building materials*, v. 417, n. 135223, p. 135223, 2024.
- PELED, A.; BENTUR, A.; MOBASHER, B. *Textile reinforced concrete*. London, England: CRC Press, 2019.
- PELED, A.; MOBASHER, B. Pultruded Fabric-Cement Composites. *ACI materials journal*, v. 102, n. 1, 2005.
- PETTMANN, M. et al. A comprehensive study of damage mechanisms in very lightweight aggregates concretes submitted to high temperatures. *Construction and building materials*, v. 404, n. 133251, p. 133251, 2023.
- PRIYANGA, R.; MUTHADHI, A. B. Bending analysis of textile reinforced concrete sandwich panels: Experimental and numerical evaluation. *Construction and building materials*, v. 439, n. 137213, p. 137213, 2024.
- PROMIS, G.; GABOR, A.; HAMELIN, P. Analytical modeling of the bending behavior of textile reinforced mineral matrix composite beams. *Composite structures*, v. 93, n. 2, p. 792–801, 2011.
- RAWAT, P. et al. A state-of-the-art review on mechanical performance characterization and modelling of high-performance textile reinforced concretes. *Construction and building materials*, v. 347, n. 128521, p. 128521, 2022.
- REAL, S. et al. Thermal conductivity of structural lightweight aggregate concrete. *Magazine of concrete research*, v. 68, n. 15, p. 798–808, 2016.

RIZZO, Joici. Comportamento mecânico do concreto têxtil submetido ao esforço de tração: um estudo experimental. 2023. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) - Faculdade de Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2023.

ROUFAEL, Georges. Stabilité des bétons de granulats légers à haute température: Approches expérimentale et numérique. Tese de Doutorado. Génie civil. CY Cergy Paris Université, 2020.

ROUFAEL, G. et al. Influence of lightweight aggregates on the physical and mechanical residual properties of concrete subjected to high temperatures. *Construction and building materials*, v. 268, n. 121221, p. 121221, 2021.

SADD H. M. *Elasticity: Theory, Applications, and Numerics*; 3^a ed. Academic Press, 2014.

SANTOS, Sérgio Botassi dos. Fenômeno térmico do concreto: análise técnica e simulações de concretagem. 1. ed. Rio de Janeiro: Interciência, 2022. E-book.

SHAMS, A.; HORSTMANN, M.; HEGGER, J. Experimental investigations on Textile-Reinforced Concrete (TRC) sandwich sections. *Composite structures*, v. 118, p. 643–653, 2014.

TANHADOUST, A. et al. Predicting stress-strain behavior of normal weight and lightweight aggregate concrete exposed to high temperature using LSTM recurrent neural network. *Construction and building materials*, v. 362, n. 129703, p. 129703, 2023.

TAWIL, H. et al. Mechanical and thermal properties of composite precast concrete sandwich panels: A review. *Buildings*, v. 12, n. 9, p. 1429, 2022.

TLAIJI, T. et al. Physical, chemical and thermomechanical characterisation of glass textile-reinforced concretes (TRC): Effect of elevated temperature and of cementitious matrix nature on properties of TRC. *Materials today. Communications*, v. 25, n. 101580, p. 101580, 2020.

TYSMANS, T. et al. Finite element modelling of the biaxial behaviour of high-performance fibre-reinforced cement composites (HPFRCC) using Concrete Damaged Plasticity. *Finite elements in analysis and design: the international journal of applied finite elements and computer aided engineering*, v. 100, p. 47–53, 2015.

UGURAL, A. C. *Mecânica dos Materiais*. 1a edição. Rio de Janeiro: LTC, 2009.

VATIN, N.; KORNIYENKO, S. Energy performance of buildings made of textile-reinforced concrete (TRC) sandwich panels. *Magazine of Civil Engineering*, , 2022.

WANG, H. et al. Multiscale quantification of thermal expansion of concrete and thermal stresses of concrete structures. In: *Computational Modelling of Concrete Structures*. London: CRC Press, 2018. p. 257–264.

WANG, X. et al. Bond behavior and shear transfer of steel section-concrete interface with studs: Testing and modeling. *Construction and building materials*, v. 264, n. 120251, p. 120251, 2020.

WANG, C. et al. Flexural behavior of composite beams with textile reinforced concrete (TRC) permanent formwork considering interface characteristics. *Journal of building engineering*, v. 99, n. 111602, p. 111602, 2025.

WIJESINGHE, K. A. P. et al. Thermal and acoustic performance in textile fibre-reinforced concrete: An analytical review. *Construction and building materials*, v. 412, n. 134879, p. 134879, 2024.

WU, C.; PAN, Y.; YAN, L. Mechanical properties and durability of textile reinforced concrete (TRC)—A review. *Polymers*, v. 15, n. 18, p. 3826, 2023.

YAN, C.; YANG, Y.; WANG, G. A new 2D continuous-discontinuous heat conduction model for modeling heat transfer and thermal cracking in quasi-brittle materials. *Computers and geotechnics*, v. 137, n. 104231, p. 104231, 2021.

YUAN, W. et al. Effect of temperature on the tensile properties of fabric-reinforced cementitious matrix composites. *Construction and building materials*, v. 447, n. 137724, p. 137724, 2024.

ZALHAF, N. M.; FAYED, S.; ZAKARIA, M. H. Interfacial shear behavior of composite concrete substrate to high-performance concrete overly after exposure to elevated temperature. *International journal of concrete structures and materials*, v. 18, n. 1, 2024.

ZARGARAN, M. et al. Minimum reinforcement ratio in TRC panels for deflection hardening flexural performance. *Construction and building materials*, v. 137, p. 459–469, 2017.

ZHU, D. et al. Effects of short fiber and pre-tension on the tensile behavior of basalt textile reinforced concrete. *Cement e concrete composites*, v. 96, p. 33–45, 2019.