

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

Iury Carvalho Fagundes

**Contribuições para a Modelagem Termomecânica do Concreto de Ultra-Alto
Desempenho Reforçado com Fibras de Aço Submetido a Elevadas
Temperaturas**

Juiz de Fora

2026

Iury Carvalho Fagundes

**Contribuições para a Modelagem Termomecânica do Concreto de Ultra-Alto
Desempenho Reforçado com Fibras de Aço Submetido a Elevadas
Temperaturas**

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.

Data da aprovação: 08/07/2026

Orientadora: Profa. D.Sc. Michèle Cristina Resende Farage

Coorientador: Prof. D.Sc. George Oliveira Ainsworth Junior

Coorientadora: Profa. D.Sc. Paula de Oliveira Ribeiro

Juiz de Fora

2026

Ficha catalográfica elaborada através do programa de geração automática da Biblioteca Universitária da UFJF, com os dados fornecidos pelo(a) autor(a)

Fagundes, Iury Carvalho.

Contribuições para a modelagem termomecânica do Concreto de Ultra-Alto Desempenho Reforçado com Fibras de Aço submetido a elevadas temperaturas / Iury Carvalho Fagundes. -- 2026.

143 p. : il.

Orientadora: Michèle Cristina Resende Farage

Coorientadores: George Oliveira Ainsworth Junior, Paula de Oliveira Ribeiro

Dissertação (mestrado acadêmico) - Universidade Federal de Juiz de Fora, Faculdade de Engenharia. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, 2026.

1. UHPFRC. 2. Fibras de aço. 3. Elementos finitos. 4. Homogeneização térmica. 5. Concrete Damaged Plasticity. I. Farage, Michèle Cristina Resende, orient. II. Ainsworth Junior, George Oliveira, coorient. III. Ribeiro, Paula de Oliveira, coorient. IV. Título.

Iury Carvalho Fagundes

Título: "Contribuições para a Modelagem Termomecânica do Concreto de Ultra-Alto Desempenho Reforçado com Fibras de Aço Submetido a Elevadas Temperaturas"

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 08/07/2026

BANCA EXAMINADORA

Profa. Dra. Michèle Cristina Resende Farage - Orientadora e Presidente da Banca
Universidade Federal de Juiz de Fora

Profa. Dra. Paula de Oliveira Ribeiro - Coorientadora
Universidade Federal de Juiz de Fora

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

Prof. Dr. Pablo Augusto Krahll - Membro titular externo
Universidade Presbiteriana Mackenzie

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

Juiz de Fora, 08/07/2026.



Documento assinado eletronicamente por **George Oliveira Ainsworth Junior, Professor(a)**, em 09/07/2026, às 14:34, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no § 3º do art. 4º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Michele Cristina Resende Farage, Professor(a)**, em 09/07/2026, às 19:02, 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 10/07/2026, às 09:30, 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 11/07/2026, às 10:29, 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 **3074175** e o código CRC **5E4C3AEA**.

Dedico este trabalho a todos que, de alguma forma, plantaram conhecimento, confiança e esperança ao longo da minha trajetória. Que este trabalho seja um reflexo da generosidade que encontrei em cada um de vocês.

AGRADECIMENTOS

Primeiramente, agradeço à minha equipe de orientação por todos os ensinamentos, conselhos e oportunidades que levarei para toda a vida.

À professora Michèle, minha orientadora desde 2020, por ter me acolhido como orientando e me apresentado um universo de conhecimentos que eu sequer imaginava ser possível explorar. Sua confiança, dedicação e incentivo foram fundamentais para minha formação acadêmica e pessoal. Mesmo no fatídico período em que o processo de aprendizagem acontecia longe das salas de aula e a ciência precisava ser construída à distância, sua orientação atenta e sua constante disponibilidade tornaram possível o desenvolvimento dos primeiros projetos de pesquisa dos quais tive o privilégio de fazer parte. Esses trabalhos não apenas despertaram em mim a paixão pela pesquisa científica, como também constituíram o ponto de partida para a construção da trajetória que culmina no trabalho hoje apresentado.

Ao professor George, minha sincera gratidão por todo o suporte, incentivo e entusiasmo compartilhados ao longo dessa trajetória. Sua confiança diante de cada novo desafio e sua capacidade de enxergar oportunidades onde antes existiam apenas interrogações foram grandes motivações para que eu me aventurasse por caminhos cada vez mais complexos da modelagem computacional e da programação. Desde a graduação, estive presente fomentando meus trabalhos, contribuindo ativamente para o desenvolvimento dos códigos, compartilhando seu conhecimento com generosidade e, muitas vezes, disponibilizando a infraestrutura computacional necessária para que as simulações pudessem ser realizadas. Sua disposição em ajudar e seu constante incentivo foram fundamentais para transformar ideias em resultados e dificuldades em oportunidades de aprendizado.

À professora Paula, expresso minha profunda gratidão por ter abraçado este trabalho e contribuído de forma tão significativa para sua construção. Sua chegada à equipe de orientação trouxe um novo olhar para a pesquisa, enriquecendo-a com sua vasta experiência e conhecimento, especialmente na área do Concreto de Ultra-Alto Desempenho e das boas práticas de modelagem numérica no Abaqus. Tenho o orgulho de dizer que cursei todas as disciplinas por ela ministradas e, em cada uma delas, pude aprender muito mais do que conteúdos técnicos. Agradeço também pelo

carinho, pela atenção e pelo acolhimento que sempre demonstrou, inclusive nos momentos que extrapolaram a sala de aula e o ambiente de pesquisa. Sua presença nos congressos, acompanhando minhas apresentações com genuíno interesse e incentivo, sempre transmitiu confiança e tranquilidade em momentos de grande responsabilidade. Sua dedicação aos alunos e sua generosidade em compartilhar conhecimento certamente deixaram uma marca permanente na minha formação acadêmica e pessoal.

A vocês três dedico cada palavra desta dissertação, pois sem seus ensinamentos, incentivo e confiança este trabalho simplesmente não existiria.

À minha amiga e colega de pesquisa Laura, agradeço pelo companheirismo construído dentro e fora da academia, pelos inúmeros momentos compartilhando ideias, dúvidas, projetos, realizações, inseguranças e convicções. Sua amizade tornou essa caminhada muito mais leve e significativa. Minha eterna companheira de congressos e de pesquisa.

Aos meus melhores amigos, Natália e Denys, por cultivarem uma amizade que resiste ao tempo e à distância. Obrigado pelo carinho, pelo companheirismo e por serem porto seguro nos momentos difíceis, tornando a vida sempre mais leve.

Ao grupo PET Engenharia Civil da Universidade Federal de Juiz de Fora, por desempenhar um papel essencial na minha formação profissional e humana. A todos os colegas petianos com quem tive a oportunidade de conviver, agradeço pelas incontáveis lições de vida, de trabalho em equipe, de liderança, de responsabilidade e pela busca constante pela excelência.

À professora Júlia, minha eterna tutora, por todo o carinho, acolhimento e ensinamentos ao longo dessa trajetória. Sua capacidade de motivar e incentivar, mesmo diante das dificuldades, sempre foi uma inspiração.

À minha família, por todo o amor, apoio e pelos valores que moldaram quem sou hoje. Em especial, à minha mãe, por sua luta incansável, por todos os sacrifícios realizados e por nunca medir esforços para que eu pudesse chegar até aqui. Esta conquista também é sua.

A todos os professores da Faculdade de Engenharia da Universidade Federal de Juiz de Fora, pela nobre missão de ensinar e pelo compromisso diário com a formação de profissionais e cidadãos.

À EMPAV, por ter me proporcionado oportunidades de crescimento profissional e pessoal, abrindo as portas para um mundo de experiências e aprendizados. Em especial, ao meu chefe Guilherme, pelo acolhimento, pela confiança e por representar, para mim, um exemplo de postura, ética e profissionalismo.

Ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal de Juiz de Fora (PEC/UFJF), à Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES) e à Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de Minas Gerais (FAPEMIG), pelo apoio institucional e pelo fomento que possibilitaram o desenvolvimento das pesquisas realizadas ao longo da minha trajetória acadêmica, desde a graduação até o presente trabalho.

Por fim, agradeço a todos que, de alguma forma, contribuíram para esta caminhada e para a concretização deste sonho. Cada gesto de apoio, incentivo e confiança foi indispensável para que eu chegasse até aqui.

RESUMO

O Concreto de Ultra-Alto Desempenho Reforçado com Fibras de Aço (UHPFRC) apresenta elevado potencial para aplicações estruturais devido à sua alta resistência mecânica, durabilidade e capacidade de manter desempenho pós-fissuração. Entretanto, sua modelagem numérica ainda enfrenta desafios relacionados ao elevado custo computacional da representação explícita das fibras e à reprodução do comportamento residual após exposição a altas temperaturas. Nesse contexto, este trabalho tem como objetivo desenvolver e validar uma metodologia numérica para análise térmica e mecânica do UHPFRC por meio do Método dos Elementos Finitos, investigando técnicas de homogeneização térmica e estratégias para representar a degradação mecânica induzida pelo aquecimento. Para isso, foram implementados modelos tridimensionais no software Abaqus com geração automatizada da distribuição espacial das fibras por *scripts* em Python, considerando diferentes frações volumétricas e coeficientes médios de orientação. A análise térmica comparou um modelo bifásico, com representação explícita das fibras, a diferentes modelos homogêneos obtidos por técnicas de homogeneização. A resposta mecânica foi simulada utilizando o modelo Concrete Damaged Plasticity para o concreto e um modelo elastoplástico equivalente para o arrancamento das fibras, incorporando ainda a degradação das propriedades mecânicas em função da temperatura. Os resultados mostraram que a combinação do modelo de Maxwell para a condutividade térmica com a regra de mistura ponderada pela densidade para o calor específico reproduziu satisfatoriamente o comportamento do modelo bifásico, reduzindo significativamente o custo computacional. O modelo mecânico também apresentou boa concordância com resultados experimentais, representando adequadamente as curvas tensão-deformação e a perda de resistência residual após aquecimento. Conclui-se que a metodologia proposta constitui uma ferramenta eficiente para a análise termomecânica do UHPFRC e pode contribuir para o desenvolvimento de modelos computacionais mais precisos e economicamente viáveis para aplicações estruturais submetidas a elevadas temperaturas.

Palavras-chave: UHPFRC; fibras de aço; elementos finitos; homogeneização térmica; Concrete Damaged Plasticity; altas temperaturas.

ABSTRACT

Ultra-High Performance Fiber-Reinforced Concrete (UHPFRC) has emerged as a promising structural material due to its high mechanical strength, durability, and ability to maintain post-cracking performance. However, its numerical modeling still faces challenges related to the high computational cost of explicitly representing steel fibers and accurately reproducing the residual behavior after exposure to elevated temperatures. In this context, this study aims to develop and validate a numerical methodology for the thermal and mechanical analysis of UHPFRC using the Finite Element Method, investigating thermal homogenization techniques and strategies to represent temperature-induced mechanical degradation. Three-dimensional models were implemented in Abaqus, with the spatial distribution of steel fibers automatically generated through Python *scripts*, considering different fiber volume fractions and average orientation coefficients. The thermal analysis compared a biphasic model with explicit fiber representation to several homogeneous models based on different homogenization techniques. The mechanical response was simulated using the Concrete Damaged Plasticity model for concrete and an equivalent elastoplastic pullout model for steel fibers, while also incorporating temperature-dependent degradation of the mechanical properties. The results showed that combining Maxwell's model for thermal conductivity with the density-weighted rule of mixtures for specific heat accurately reproduced the behavior of the biphasic model while significantly reducing computational cost. The mechanical model also showed good agreement with experimental results, successfully reproducing the stress–strain response and the residual strength degradation after thermal exposure. It is concluded that the proposed methodology provides an efficient tool for the thermomechanical analysis of UHPFRC and can contribute to the development of more accurate and computationally efficient numerical models for structural applications subjected to elevated temperatures.

Keywords: UHPFRC; steel fibers; finite element method; thermal homogenization; Concrete Damaged Plasticity; elevated temperatures.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – MuCEM em Marseille, França	14
Figura 2 – Viaduto em UHPFRC em Bourg-lès-Valence, França.....	15
Figura 3 – Esquema microestrutural da ZTI em concreto convencional.....	20
Figura 4 – Empacotamento granular da matriz do UHPFRC.....	22
Figura 5 – Curvas esquemáticas tensão–deformação sob compressão uniaxial para UHPC e UHPFRC	27
Figura 6 – Comportamento do UHPFRC à tração.....	29
Figura 7 – Seções transversais de elementos estruturais com mesma capacidade portante: UHPFRC, aço, concreto protendido e armado	30
Figura 8 – Tipologias de fibras de aço empregadas em compósitos.....	31
Figura 9 – Orientação das fibras pelo fluxo do lançamento	33
Figura 10 – Procedimento de determinação da orientação das fibras por análise de imagem	33
Figura 11 – Efeito pino e fragmentação local no arrancamento da fibra	35
Figura 12 – Curvas de arrancamento para diferentes frações de sílica ativa.....	36
Figura 13 – Curva força de arrancamento-deslizamento e processo de arrancamento da fibra lisa e alinhada em matriz de UHPFRC	37
Figura 14 – Diferentes configurações de distribuição das fibras no plano de corte: (a) dispersão homogênea e (b) dispersão polarizada.....	38
Figura 15 – Micrografias da matriz UHPC a 25°C, 400°C e 800°C	40
Figura 16 – Imagens de microscópio eletrônico de varredura da matriz UHPC a 25°C, 400°C e 800°C	41
Figura 17 – Microestrutura das fibras de aço em diferentes temperaturas	41
Figura 18 – Gráfico Condutividade térmica versus volume de fibra	43
Figura 19 – Gráfico Calor específico versus volume de fibras	43
Figura 20 – Microfissuração influenciada pelas fibras de aço a 400°C e a 800°C.....	44
Figura 21 – Evolução esquemática da microestrutura da pasta cimentícia com o aumento da temperatura	46
Figura 22 – Resistência residual à compressão em função da temperatura para UHPFRC	46

Figura 23 – Curvas carga–deflexão em flexão do UHPFRC antes e após exposição térmica	48
Figura 24 – Mecanismos de ocorrência do <i>spalling</i> : (a) Pressão de vapor; (b) Dilatação térmica	49
Figura 25 – Canais formados por fibras de polipropileno fundidas.....	50
Figura 26 – Curvas de condutividade térmica, calor específico e densidade por temperatura	54
Figura 27 – Curvas tensão-deformação para o estado uniaxial (a) na compressão e (b) na tração	57
Figura 28 – Configuração do corpo de prova <i>Dogbone</i>	69
Figura 29 – Esquema de orientação das fibras	70
Figura 30 – Organização das fibras por coeficiente médio de orientação	71
Figura 31 – Combinações de abordagens de homogeneização térmica e nomenclatura de identificação das simulações	75
Figura 32 – Temperatura ao longo do tempo para diferentes malhas	77
Figura 33 – Temperatura no ponto central em função do tamanho de elemento	77
Figura 34 – Condições de contorno para tração direta	78
Figura 35 – Curvas tensão-deformação das fibras para diferentes orientações	81
Figura 36 – Convergência da malha para o modelo mecânico	82
Figura 37 – Influência do ângulo de dilatação na resposta do material.....	84
Figura 38 – Influência da relação f_{b0}/f_{c0} na resposta do material.....	84
Figura 39 – Aproximação triangular da curva tensão–abertura de fissura	86
Figura 40 – Curvas tensão-deformação para diferentes temperaturas	88
Figura 41 – Curvas tensão-deformação para diferentes orientações	89
Figura 42 - Campo de temperaturas do concreto no modelo bifásico ($v_f = 1.25\%$ e $\eta = 0.5$).....	90
Figura 43 - Campo de temperaturas das fibras no modelo bifásico ($v_f = 1.25\%$ e $\eta = 0.5$)	91
Figura 44 – Fluxo de calor ao longo da altura z para $\eta = 0$	93
Figura 45 – Fluxo de calor ao longo da altura z para $\eta = 0.50$	94
Figura 46 – Fluxo de calor ao longo da altura z para $\eta = 0.79$	95
Figura 47 – Fluxo de calor ao longo da altura z para $\eta = 1.00$	96
Figura 48 – Fluxo de calor ao longo da largura x para $\eta = 0.00$	97

Figura 49 – Fluxo de calor ao longo da largura x para $\eta = 0.50$	98
Figura 50 – Fluxo de calor ao longo da largura x para $\eta = 0.79$	99
Figura 51 – Fluxo de calor ao longo da largura x para $\eta = 1.00$	100
Figura 52 – Fluxo de calor no centro do corpo de prova ao longo do tempo t para $\eta = 0.00$	101
Figura 53 – Fluxo de calor no centro do corpo de prova ao longo do tempo t para $\eta = 0.50$	102
Figura 54 – Fluxo de calor no centro do corpo de prova ao longo do tempo t para $\eta = 0.79$	103
Figura 55 – Fluxo de calor no centro do corpo de prova ao longo do tempo t para $\eta = 1.00$	104
Figura 56 – Temperatura no centro do corpo de prova ao longo do tempo t para $\eta = 0.00$	106
Figura 57 – Temperatura no centro do corpo de prova ao longo do tempo t para $\eta = 0.50$	107
Figura 58 – Temperatura no centro do corpo de prova ao longo do tempo t para $\eta = 0.79$	108
Figura 59 – Temperatura no centro do corpo de prova ao longo do tempo t para $\eta = 1.00$	109
Figura 60 – Temperatura ao longo da altura z para $\eta = 0.00$	110
Figura 61 – Temperatura ao longo da altura z para $\eta = 0.50$	111
Figura 62 – Temperatura ao longo da altura z para $\eta = 0.79$	112
Figura 63 – Temperatura ao longo da altura z para $\eta = 1.00$	113
Figura 64 – Temperatura ao longo da largura x para $\eta = 0.00$	114
Figura 65 – Temperatura ao longo da largura x para $\eta = 0.50$	115
Figura 66 – Temperatura ao longo da largura x para $\eta = 0.79$	116
Figura 67 – Temperatura ao longo da largura x para $\eta = 1.00$	117
Figura 68 – Temperatura Máxima no Centro vs. Volume de Fibras	118
Figura 69 – Validação das misturas de UHPFRC para V_f de 1% e 2% sob diferentes orientações.....	121
Figura 70 – Comparação do mapa de deformações plásticas: (a) $V_f = 1$ com $\eta\theta = 0.73$ e (b) $V_f = 2$ com $\eta\theta = 0.739$	122

Figura 71 – Influência da temperatura na resposta mecânica das misturas simuladas	123
Figura 72 – Evolução da tensão residual relativa com a temperatura: Simulação vs. Literatura	124

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Quadro comparativo com as normas internacionais e a NBR 17246	26
Tabela 2 – Propriedades mecânicas típicas do UHPFRC	29
Tabela 3 – Estudo de convergência de malha	76
Tabela 4 – Parâmetros elásticos do UHPC	79
Tabela 5 – Parâmetros do modelo de arrancamento das fibras	80
Tabela 6 – Resultados experimentais de arrancamento das fibras em diferentes temperaturas	87
Tabela 7 – Diferença percentual entre as temperaturas máximas obtidas pelo modelo MHCDKM e pelos modelos bifásicos de referência	119

SUMÁRIO

1	Introdução	13
1.1	Contextualização e Problemática	13
1.2	Justificativa e Relevância.....	16
1.3	Objetivo Geral.....	17
1.4	Objetivos Específicos.....	17
1.5	Estrutura do Texto	17
2	Referencial Teórico.....	19
2.1	O UHPFRC	19
2.1.1	<i>Composição, Microestrutura e Produção.....</i>	<i>19</i>
2.1.2	<i>O Marco Normativo do UHPC no Brasil.....</i>	<i>23</i>
2.1.3	<i>Comportamento Mecânico à Temperatura Ambiente (Compressão, Tração e Strain-hardening).....</i>	<i>26</i>
2.1.4	<i>Influência da Orientação, Geometria e Distribuição das Fibras na Resposta Mecânica.....</i>	<i>30</i>
2.2	UHPFRC em Altas Temperaturas.....	38
2.2.1	<i>Transformações Físico-Químicas</i>	<i>38</i>
2.2.2	<i>Evolução das Propriedades Termofísicas.....</i>	<i>41</i>
2.2.3	<i>Resposta Mecânica Residual</i>	<i>44</i>
2.2.4	<i>O Fenômeno do Spalling (Destacamento Explosivo)</i>	<i>48</i>
2.3	Modelagem Computacional de Concretos	50
2.3.1	<i>Fundamentos do Método dos Elementos Finitos (MEF)</i>	<i>50</i>
2.3.2	<i>Modelagem de Transferência de Calor em Sólidos</i>	<i>52</i>
2.3.3	<i>O Modelo Concrete Damaged Plasticity (CDP)</i>	<i>54</i>
2.3.4	<i>Modelo mecânico para o concreto.....</i>	<i>58</i>
2.3.5	<i>Modelo mecânico para as fibras de aço</i>	<i>59</i>
2.3.6	<i>Abordagens de Acoplamento Termomecânico</i>	<i>63</i>
2.3.7	<i>Técnicas de Homogeneização para Compósitos.....</i>	<i>65</i>
3	Metodologia.....	68
3.1	Plataforma de Simulação.....	68
3.2	Modelo Térmico	68

3.2.1	<i>Geometria, Malha e Condições de Contorno</i>	68
3.2.2	<i>Propriedades Termofísicas</i>	72
3.2.3	<i>Abordagem de Homogeneização Térmica</i>	74
3.2.4	<i>Estudo de Convergência de Malha</i>	75
3.3	<i>Modelo Mecânico</i>	78
3.3.1	<i>Geometria, Malha e Condições de Contorno</i>	78
3.3.2	<i>Modelagem mecânica do concreto</i>	79
3.3.3	<i>Modelo Elastoplástico das Fibras Discretas</i>	79
3.3.4	<i>Estudo de Convergência de Malha</i>	81
3.3.5	<i>Calibração do Modelo Mecânico</i>	82
3.3.6	<i>Definição das Propriedades Mecânicas (dependentes da temperatura)</i>	85
4	Resultados e Discussões	90
4.1	<i>Simulações Térmicas e Homogeneização</i>	90
4.1.1	<i>Análise do Fluxo de Calor</i>	91
4.1.2	<i>Distribuição do Campo de Temperaturas</i>	105
4.1.3	<i>Discussão e Definição do Modelo Termicamente Equivalente</i>	118
4.2	<i>Simulações Mecânicas</i>	120
4.2.1	<i>Validação do Modelo em Temperatura Ambiente</i>	120
4.2.2	<i>Padrões de Fissuração e Localização de Deformações</i>	121
4.2.3	<i>Comportamento sob Altas Temperaturas</i>	123
4.2.4	<i>Validação da Fração de Tensão Residual</i>	124
5	Considerações Finais	126
	Referências	130

1 INTRODUÇÃO

1.1 CONTEXTUALIZAÇÃO E PROBLEMÁTICA

O avanço da infraestrutura moderna tem exigido o desenvolvimento de materiais cimentícios que transcendam as limitações de resistência e durabilidade dos compósitos convencionais, abrindo uma ampla gama de estudos e avanços na área de tecnologia do concreto (Neville, 2016).

É nesse contexto que se insere o Concreto de Ultra-Alto Desempenho (UHPC – *Ultra-High Performance Concrete*), material cimentício avançado caracterizado por uma matriz extremamente densa, com resistência à compressão tipicamente superior a 150 MPa de acordo com as literaturas pioneiras, embora a ABNT NBR 17246:2025 estabeleça resistência característica mínima de 100 MPa para sua classificação, e uma microestrutura altamente refinada, que lhe confere propriedades de transporte significativamente reduzidas (Christ et al., 2019; ABNT, 2025). Quando associado à incorporação de fibras, passa a ser denominado UHPFRC (*Ultra-High Performance Fiber Reinforced Concrete*), apresentando desempenho mecânico superior, sobretudo no que se refere à tenacidade e à resistência pós-fissuração (Fehling et al., 2014).

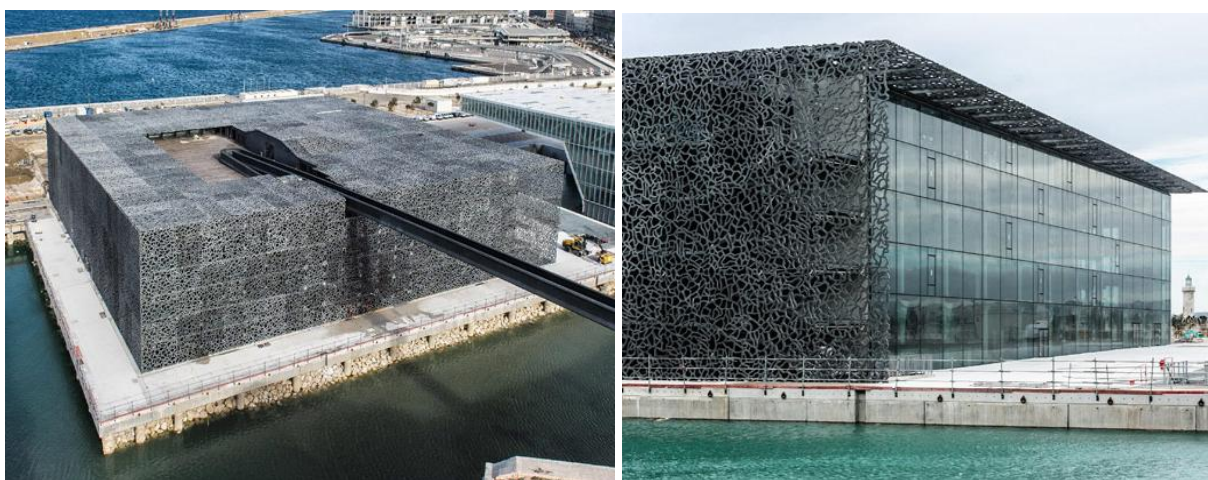
Em contraste com o concreto convencional, o UHPFRC tradicionalmente caracteriza-se pela ausência de agregados graúdos em sua composição, sendo constituído predominantemente por uma matriz cimentícia de elevada compacidade. Essa matriz é formada por Cimento Portland de alta reatividade, sílica ativa, responsável tanto pelo preenchimento de vazios quanto pela atividade pozolânica, e materiais finos, como pó de quartzo ou areias de granulometria reduzida, geralmente inferior a 600 µm (Neville, 2016). Adota-se, ainda, uma relação água/cimento extremamente baixa, tipicamente menor que 0.25, sendo necessária a utilização de aditivos superplastificantes para garantir níveis adequados de trabalhabilidade. A incorporação de fibras de aço de alta resistência complementa o compósito, promovendo ganhos expressivos de ductilidade, capacidade de absorção de energia e controle da propagação de fissuras.

Essas características constituem um dos principais fatores responsáveis pelo crescente destaque do UHPC nas últimas duas décadas, permitindo a concepção de estruturas mais esbeltas, leves e duráveis, encontrando aplicações críticas em túneis,

plataformas de petróleo *offshore*, grandes edifícios, pontes, elementos arquitetônicos, reparos e reabilitação, estruturas hidráulicas, entre outros (Azmee e Shafiq, 2018).

Um exemplo de grande relevância na aplicação do UHPC é o complexo arquitetônico MuCEM (*Museum of European and Mediterranean Civilizations*), localizado na da cidade de Marseille, na França (Designboom, 2013). A Figura 1 ilustra uma aplicação emblemática do UHPC na execução da envoltória arquitetônica do MuCEM.

Figura 1 – MuCEM em Marseille, França



Fonte: Designboom, (2013).

Além das aplicações arquitetônicas, o material também tem sido empregado em obras de infraestrutura de grande porte.

Outro grande feito da engenharia que ilustra o grande potencial do material são os viadutos OA4 e OA6 em Bourg-lès-Valence, no sudeste da França (Figura 2). Construídas em 2001, são as pontes rodoviárias em UHPFRC mais antigas do mundo e a escolha dessa alternativa refletiu na redução de 90% da armação em aço e em uma estrutura 66% mais leve em comparação com o concreto convencional (Azmee e Shafiq, 2018).

A estrutura foi tão bem-sucedida que, 12 anos após sua construção, testemunhos cilíndricos extraídos de uma transversina do viaduto apontaram resistência à compressão cerca de 20% maior que a registrada na idade de 28 dias, sendo observada também ausência de corrosão das fibras em todo o volume dos cilindros perfurados (Toutlemonde et al., 2013). Isso mostra a alta durabilidade potencial do material e a boa evolução das suas propriedades com o tempo.

No entanto, a mesma compacidade que garante a excelência do UHPFRC em condições normais de serviço torna-se o seu principal ponto de vulnerabilidade quando exposto a temperaturas elevadas, como em incêndios.

Figura 2 – Viaduto em UHPFRC em Bourg-lès-Valence, França



Fonte: Azmee e Shafiq, (2018).

Em contraste com o concreto convencional, cuja rede de poros interconectados favorece a dissipação do vapor de água durante o aquecimento, o UHPFRC apresenta permeabilidade extremamente reduzida em virtude de sua microestrutura densificada (Yang *et al.*, 2019).

Quando submetido a taxas elevadas de aquecimento, tanto a água livre quanto parte da água quimicamente combinada nos produtos de hidratação sofrem vaporização e, devido à baixa conectividade dos poros, há maior resistência à migração desse vapor para o exterior, promovendo o acúmulo de pressão nos vazios internos (Kodur, Banerji e Solhmirzaei, 2020).

Esse aumento da pressão de poro, associado às tensões térmicas geradas pelos gradientes de temperatura e pela incompatibilidade dos coeficientes de expansão térmica entre as fibras de aço e a matriz cimentícia, pode desencadear o fenômeno conhecido como deslocamento explosivo ou lascamento explosivo (*spalling*), que é caracterizado pela ejeção violenta de camadas superficiais do concreto (Yang *et al.*, 2019).

Nesse contexto, embora existam diversos estudos experimentais sobre o comportamento térmico e mecânico do UHPFRC, ainda permanecem limitações quanto à modelagem numérica integrada desses fenômenos. Em especial, observa-se uma lacuna na representação computacional simultânea da influência da distribuição das fibras, da homogeneização das propriedades térmicas e da degradação mecânica residual decorrente da exposição a elevadas temperaturas, aspectos que motivam o desenvolvimento da presente pesquisa.

1.2 JUSTIFICATIVA E RELEVÂNCIA

A investigação do comportamento do UHPFRC sob altas temperaturas por meio de ensaios experimentais apresenta desafios técnicos e financeiros significativos. A instrumentação de corpos de prova em fornos de alta temperatura é complexa, e a natureza explosiva do *spalling* torna o monitoramento interno da evolução de pressões e temperaturas uma tarefa de alto risco e custo elevado (Yang *et al.*, 2019).

Ainda, a variabilidade nos traços e a dificuldade de isolar os mecanismos de degradação térmica dificultam a generalização dos resultados obtidos em laboratório (Farhangi *et al.*, 2024). Nesse cenário, a modelagem computacional, especificamente o Método dos Elementos Finitos (MEF), consolida-se como uma alternativa indispensável para a compreensão fenomenológica e para o desenvolvimento de diretrizes de projeto mais seguras.

A literatura atual apresenta uma lacuna quanto à predição do comportamento mecânico residual à tração após exposição térmica, uma vez que a maioria das pesquisas foca primordialmente na resistência à compressão.

A transição do comportamento de encruamento por deformação (*strain-hardening*) para o de amolecimento (*strain-softening*) em tração é um fator crítico para a tenacidade do material, e sua representação numérica exige modelos constitutivos sofisticados que considerem o dano e a plasticidade de forma acoplada (Cuong-Le, Minh e Sang-To, 2021).

A relevância deste trabalho reside, portanto, na capacidade de fornecer um modelo computacional calibrado que integre a transferência de calor e a degradação mecânica, permitindo prever a integridade de elementos de UHPFRC sem a necessidade imediata de campanhas experimentais exaustivas.

Nesse contexto, esta pesquisa busca contribuir para o desenvolvimento de estratégias numéricas capazes de representar, de forma eficiente e confiável, o comportamento termomecânico do UHPFRC submetido a elevadas temperaturas, conciliando precisão física e viabilidade computacional.

1.3 OBJETIVO GERAL

O objetivo principal desta pesquisa é analisar o comportamento térmico e mecânico do UHPFRC quando submetido a cargas térmicas elevadas, investigando os mecanismos de transferência de calor, degradação estrutural e resposta mecânica residual por meio de simulações numéricas desenvolvidas no software Abaqus.

1.4 OBJETIVOS ESPECÍFICOS

Para a consecução do objetivo geral, estabelecem-se os seguintes objetivos específicos:

- Desenvolver um modelo numérico de condução de calor transiente capaz de determinar o campo de temperaturas em corpos de prova com diferentes teores de fibras de aço.
- Avaliar a precisão e a eficiência computacional de técnicas de homogeneização térmica em comparação com modelos de fibras discretas embebidas.
- Calibrar os parâmetros de plasticidade e dano do modelo *Concrete Damaged Plasticity* (CDP) especificamente para matrizes de UHPFRC, utilizando dados experimentais de tração e compressão da literatura.
- Simular o comportamento mecânico de corpos de prova sob tração uniaxial, considerando a influência da degradação térmica nas propriedades de rigidez e resistência residual.

1.5 ESTRUTURA DO TEXTO

Este trabalho está organizado em cinco capítulos. Após esta introdução, o segundo capítulo apresenta o referencial teórico, abordando a composição do UHPFRC, os mecanismos de degradação térmica e os fundamentos da modelagem por elementos finitos. O terceiro capítulo detalha a metodologia adotada, descrevendo a plataforma de simulação, as propriedades dos materiais e as etapas de acoplamento termomecânico. O quarto capítulo apresenta e discute os resultados obtidos nas

simulações térmicas e mecânicas preliminares. Por fim, o quinto capítulo sintetiza as conclusões do estudo e sugere diretrizes para trabalhos futuros.

2 REFERENCIAL TEÓRICO

2.1 O UHPFRC

2.1.1 Composição, Microestrutura e Produção

O desenvolvimento do UHPC está diretamente associado à aplicação simultânea de diversos conceitos avançados da ciência dos materiais cimentícios. Neville (2016) defende que a classe de concretos de alto desempenho não é necessariamente revolucionária, mas uma junção bem-sucedida e aperfeiçoada da técnica de vários concretos especiais desenvolvidos até então.

Diferente dos concretos convencionais, cuja formulação é orientada predominantemente por critérios empíricos, o UHPFRC é projetado a partir de abordagens micromecânicas e granulométricas que visam maximizar a compacidade e a homogeneidade da matriz (Tutikian, Isaia e Helene, 2011). Dessa forma, o foco recai sobre o aperfeiçoamento do controle microestrutural e na minimização de descontinuidades internas.

Um dos conceitos tradicionalmente empregados no desenvolvimento do UHPFRC consiste na redução significativa ou eliminação dos agregados graúdos, substituindo-os por partículas de menor dimensão, como areias quartzosas finas, pó de quartzo e *fillers* minerais (Christ *et al.*, 2019). Essa estratégia de refinamento granulométrico busca maximizar o empacotamento das partículas e reduzir descontinuidades microestruturais, contribuindo para a obtenção de uma matriz mais homogênea e densa. Entretanto, estudos recentes têm demonstrado que formulações contendo agregados graúdos também podem alcançar desempenho compatível com os requisitos do UHPC, desde que adequadamente dosadas e projetadas, evidenciando que sua ausência não constitui um requisito absoluto para a classificação desse material (Shah, Yuan e Photwichai, 2022).

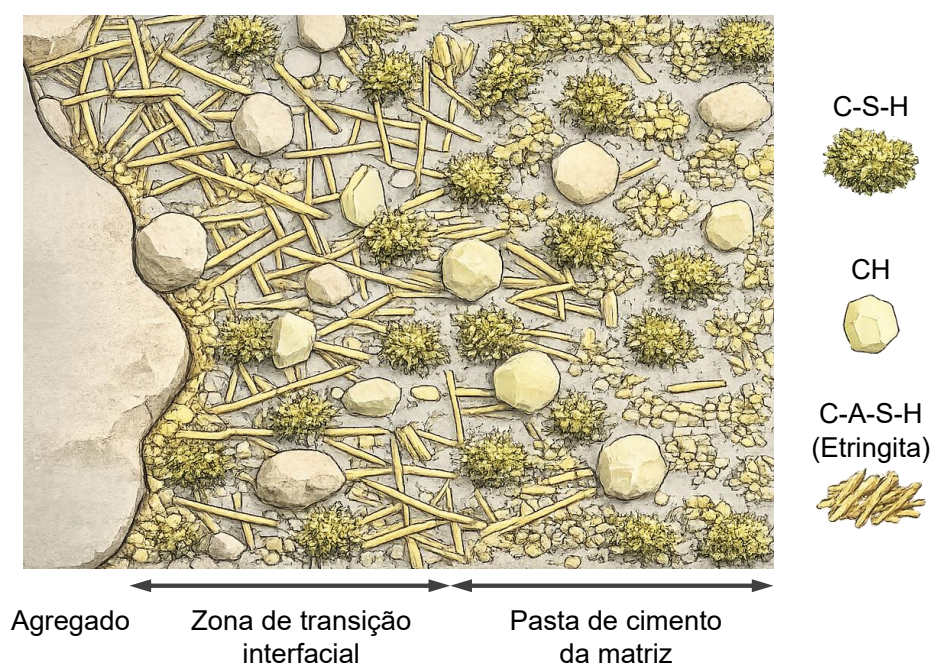
Nas formulações clássicas sem agregados graúdos, essa estratégia de refinamento granulométrico também contribui para minimizar a influência da Zona de Transição Interfacial (ZTI) que é tradicionalmente identificada como o "elo mais fraco" na microestrutura do concreto convencional (Mehta e Monteiro, 2006).

A ZTI, como ilustrado na Figura 3, é uma região de alta porosidade e menor concentração de produtos de hidratação que se forma ao redor dos agregados graúdos devido ao efeito de parede e à percolação de água, delimitando,

consequentemente, caminhos preferenciais de evolução de microfissuras (Mehta e Monteiro, 2006).

A resistência do concreto endurecido está diretamente associada à natureza, morfologia e distribuição desses produtos hidratados, dentre os quais se destacam o silicato de cálcio hidratado (C-S-H), o hidróxido de cálcio (CH, ou portlandita) e os compostos sulfoaluminatos, como a etringita (AFt) (Neville, 2016).

Figura 3 – Esquema microestrutural da ZTI em concreto convencional



Fonte: Adaptado de Mehta e Monteiro (2006).

No concreto convencional recém-lançado e compactado, formam-se películas de água ao redor dos agregados graúdos em decorrência do chamado efeito de parede, fenômeno que dificulta o empacotamento das partículas de cimento nas proximidades da superfície do agregado. Como consequência, estabelece-se localmente uma relação água/cimento mais elevada quando comparada à pasta em massa. Esse excesso de água favorece a precipitação de produtos de hidratação com morfologia mais cristalina e maior dimensão (Mehta e Monteiro, 2006).

Durante os estágios iniciais da hidratação, íons cálcio, aluminato, sulfato e hidroxila (provenientes da dissolução dos silicatos e aluminatos do clínquer e do sulfato de cálcio) reagem formando etringita e hidróxido de cálcio. Devido à elevada disponibilidade de água na ZTI, esses compostos se desenvolvem sob a forma de

cristais relativamente grandes e bem definidos, resultando em uma estrutura mais porosa e menos densa que a matriz cimentícia adjacente (Mehta e Monteiro, 2006).

Com o avanço do processo de hidratação, produtos secundários passam a preencher parcialmente os vazios remanescentes. O C-S-H (fase pouco cristalina e principal responsável pela resistência do concreto) juntamente com uma segunda geração de cristais menores de etringita e hidróxido de cálcio, promove certo refinamento microestrutural da ZTI. Ainda assim, mesmo após esse preenchimento tardio, a zona interfacial permanece mais porosa e mecanicamente inferior à pasta cimentícia em massa (Mehta e Monteiro, 2006).

Nas matrizes do UHPFRC, a ausência de agregados graúdos, aliada à similaridade de dimensões entre as partículas e à baixíssima relação água/aglomerante, proporciona maior continuidade microestrutural, reduzindo significativamente os efeitos da ZTI e favorecendo uma transferência de tensões mais eficiente (Silva *et al.*, 2022).

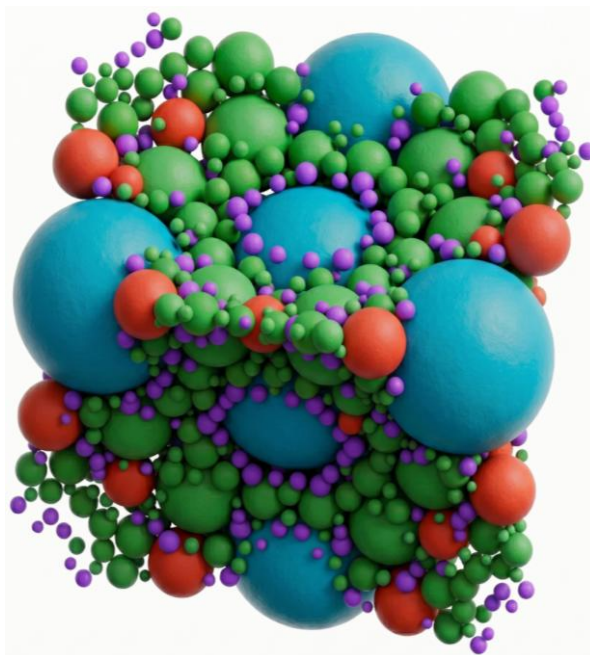
Tal configuração retarda a nucleação de microfissuras sob carregamento. Consequentemente, há um considerável incremento da resistência mecânica e redução drástica da porosidade do material, tornando-o praticamente impermeável a agentes agressivos e aumentando sua durabilidade (Fehling *et al.*, 2014).

Outro pilar essencial na formulação do UHPFRC é a otimização do empacotamento granulométrico. A distribuição das partículas sólidas é cuidadosamente projetada para maximizar a densidade e minimizar o volume de vazios da matriz (Christ *et al.*, 2019).

Conforme ilustrado na Figura 4, a utilização de partículas com diferentes faixas granulométricas permite o preenchimento progressivo dos vazios existentes entre os constituintes de maior dimensão, promovendo uma matriz mais compacta e homogênea.

Esse arranjo multiescala permite uma melhor compactação da matriz. Partículas ultrafinas preenchem os vazios entre grãos de maior dimensão que por sua vez ocupam vazios deixados por agregados de ordem ainda maior. Como consequência, obtém-se uma microestrutura mais densa e homogênea, com menor volume de vazios e menor porosidade capilar (Tutikian, Isaia e Helene, 2011).

Figura 4 – Empacotamento granular da matriz do UHPFRC



Fonte: Fehling et al., 2014.

A sílica ativa, além de atuar fisicamente como *microfiller*, promove intensas reações pozolânicas com o hidróxido de cálcio liberado na hidratação do cimento Portland, devido à sua elevada área específica. O consumo da portlandita e a consequente formação adicional de silicato de cálcio hidratado (C-S-H) resultam em uma matriz mais densa, com rede porosa refinada e maior estabilidade química (Neville, 2016).

Entretanto, a redução extrema da relação água/aglomerante e a elevada concentração de partículas finas impõem desafios significativos à trabalhabilidade da mistura. Para viabilizar o lançamento e a moldagem do material, torna-se indispensável o uso de superplastificantes avançados, geralmente à base de policarboxilatos (Fehling *et al.*, 2014).

Esses aditivos atuam promovendo a dispersão dos grãos cimentícios por meio de mecanismos combinados de repulsão eletrostática e impedimento estérico. Suas macromoléculas adsorvem-se à superfície das partículas, introduzindo cargas elétricas e criando barreiras físicas que evitam a floculação, permitindo melhor distribuição da água e elevada mobilidade da mistura sem necessidade de incremento no teor hídrico (Morin *et al.*, 2001).

Além dos efeitos reológicos, esses aditivos influenciam a cinética de hidratação e a estruturação inicial da pasta. A adsorção do superplastificante na superfície dos

grãos pode retardar as reações iniciais do cimento, prolongando o período de dormência e alterando o desenvolvimento do calor de hidratação (Habel *et al.*, 2006).

Paralelamente, a melhor dispersão das partículas afeta os mecanismos de acomodação granular, a evolução da rigidez inicial e os processos de retração autógena. Dessa forma, no UHPFRC, o superplastificante desempenha papel multifuncional, atuando não apenas como redutor de água, mas como agente determinante na formação da microestrutura e no desempenho mecânico do material endurecido (Morin *et al.*, 2001).

Do ponto de vista microestrutural, o resultado combinado dessas estratégias é a formação de uma matriz com porosidade total extremamente reduzida, cujos poros se encontram predominantemente na escala nanométrica, contribuindo para uma baixíssima permeabilidade (Azme e Shafiq, 2018).

A obtenção do UHPFRC também requer controle rigoroso das etapas de mistura, moldagem e cura. A elevada concentração de finos e fibras exige sequências específicas de mistura para garantir dispersão homogênea e evitar aglomerações (Silva *et al.*, 2022). Em muitos casos, sobretudo na produção de elementos pré-moldados, emprega-se cura térmica ou cura a vapor, com temperaturas que podem chegar a 90 °C. Esse tratamento acelera as reações de hidratação, promove maior formação de C-S-H e contribui para a redução adicional da porosidade residual (Fehling *et al.*, 2014).

A combinação entre formulação granulométrica otimizada, elevada reatividade química, controle da relação água/aglomerante e processos de cura resulta em um material de microestrutura altamente densa (Christ *et al.*, 2019). Essa base microestrutural constitui o alicerce do elevado desempenho do UHPFRC, influenciando diretamente suas propriedades mecânicas, térmicas e de durabilidade, aspectos que serão aprofundados nas seções subsequentes.

2.1.2 O Marco Normativo do UHPC no Brasil

No cenário brasileiro até então a aplicação do UHPC esteve limitada pela ausência de um arcabouço normativo nacional específico, o que levava à adoção de diretrizes internacionais ou à adaptação de normas destinadas a concretos convencionais e de alta resistência (Tutikian, Isaia e Helene, 2011).

Consequentemente, as práticas de dosagem, caracterização e controle tecnológico frequentemente se baseavam em referências estrangeiras, como as normas americanas e francesas, recomendações técnicas internacionais, ou ainda em abordagens nacionais voltadas ao concreto de desempenho ordinário, que, embora relevantes, não contemplavam de forma completa as particularidades do material (Christ, Tutikian e Helene, 2022).

Esse cenário foi significativamente alterado com a publicação da série ABNT NBR 17246:2025 – Concreto de Ultra-Alto Desempenho, que estabelece diretrizes específicas para classificação, produção, controle e ensaio desse material no contexto brasileiro (ABNT, 2025). A norma representa um marco importante ao consolidar critérios técnicos compatíveis com a realidade nacional, incluindo aspectos relacionados aos materiais disponíveis, processos construtivos e exigências de desempenho.

De acordo com a NBR 17246, o UHPC deve apresentar resistência característica à compressão mínima de 100 MPa e resistência característica à tração no limite elástico superior a 6 MPa, evidenciando não apenas elevada capacidade resistente, mas também desempenho significativo em tração, especialmente quando associado ao uso de fibras (ABNT, 2025).

A normativa é estruturada em quatro partes complementares, abrangendo desde a definição de requisitos até os métodos de ensaio. A Parte 1 trata da classificação, requisitos e especificações do material, incluindo propriedades mecânicas, reológicas e de durabilidade. A Parte 2 aborda os procedimentos de validação de dosagem e produção, com ênfase no empacotamento de partículas, incorporação de fibras e controle da reologia. A Parte 3 estabelece diretrizes para controle de qualidade, incluindo critérios de amostragem, rastreabilidade e aceitação. Por fim, a Parte 4 define os métodos de ensaio aplicáveis, contemplando ensaios mecânicos e de durabilidade (ABNT, 2025).

A norma também amplia o conjunto de propriedades avaliadas para o material, incluindo, além da resistência à compressão, parâmetros como resistência à tração no limite elástico, consistência da mistura, densidade aparente, teor de ar incorporado, retração, índice de vazios, carga elétrica passante e permeabilidade a gases. Essa abordagem reflete uma visão mais abrangente do desempenho do material,

considerando aspectos relacionados à durabilidade e ao comportamento em serviço (ABNT, 2025).

Outro aspecto relevante da norma diz respeito à consideração explícita do comportamento pós-fissuração, associado à presença de fibras, incluindo parâmetros como endurecimento pós-fissuração e tenacidade. Adicionalmente, são contempladas questões relacionadas à trabalhabilidade e reologia, fundamentais em misturas com baixa relação água/aglomerante e elevado teor de finos, bem como aspectos de durabilidade, como resistência à penetração de agentes agressivos e desempenho sob condições ambientais severas (ABNT, 2025).

Embora inspirada em referências internacionais, como recomendações do ACI 239, guias da AFGC (França), diretrizes do FHWA (Estados Unidos) e conceitos associados ao Eurocode, a ABNT NBR 17246:2025 foi desenvolvida considerando as particularidades do contexto brasileiro (Pastore, 2025).

Entre essas particularidades, destacam-se as características dos cimentos nacionais, a variabilidade dos agregados disponíveis e as limitações associadas à produção e fornecimento de fibras especiais, cuja disponibilidade ainda é restrita no mercado global. Além disso, a norma incorpora a experiência acumulada no uso de aditivos químicos de alto desempenho, amplamente empregados na indústria nacional (Pastore, 2025). A Tabela 1 apresenta a comparação entre as definições trazidas pela norma brasileira frente às internacionais.

A introdução desse arcabouço normativo tende a impulsionar a utilização do UHPC no país, especialmente em aplicações estruturais e em elementos pré-fabricados, ao proporcionar maior segurança técnica para projetistas, construtores e fabricantes (Pastore, 2025). A padronização de critérios de desempenho e controle contribui para a redução de incertezas no projeto e execução, além de favorecer a difusão de soluções inovadoras baseadas no uso desse material.

Tabela 1 – Quadro comparativo com as normas internacionais e a NBR 17246

Elemento	Aspectos e propriedades			
	Brasil – NBR 17246	ACI 239 (USA / NA)	AFGC / NF P 18-470, 18-710 (França)	FHWA (EUA, guidelines)
1 – Classificação, requisitos, especificação	- Classes de fck (definidas, num. pendentes) - Trabalhabilidade/reologia - Durabilidade - Termos/Terminologia	UHPC: $f_{ck} \geq 150$ MPa + tenacidade e durabilidade	- NF P 18-470 define BFUP-S: $f_{ck} \geq 150$ MPa, $f_{ctk,el} \geq 6$ MPa, porosidade $\leq 9\%$, difusão $\leq 0,5 \times 10^{-12} m^2/s$	Pressupõe compressão ≥ 150 MPa + pós-fissuração; foco em durabilidade/conexões
2 – Validação de dosagem & produção	Procedimentos de traço, empacotamento, fibras, reologia	ACI 239R: proporções $w/b \sim 0.15 - 0.25$; foco em matriz densa e fibras	AFGC orienta verificação de empacotamento, densidade, dispersão de fibras e orientação	FHWA/HRT-12-065: guidelines para produção e qualidade de UHPC
3 – Controle da qualidade (CQ)	Inspeção de lote, rastreabilidade, planos, critérios	ACI 363R cobre CQ para concretos de alto desempenho, podendo ser adaptado para UHPC.	NF P 18-470 e 18-710 incluem CQ adaptado ao UHPFRC: fator de orientação, cobertura, etc.	FHWA estabelece planos de CQ para conexões pré-moldadas em UHPC
4 – Métodos de ensaio	Ensaio: compressão, tração/tenacidade (flexão/tração direta), permeabilidade, durabilidade	ACI 239R enumera elasticidade, tração, tenacidade, durabilidade, permeabilidade.	NF P 18-470 adapta métodos NF EN: incluindo teste de flexão pós-fissuração, porosidade, etc.	FHWA/HRT-06-103 e -115: testes detalhados de desempenho mecânico e durabilidade
Projeto estrutural	Atualmente orientado via NBR 16935 (fibras); ponte futura para UHPC	ACI 239C (ETR 2018) está formulando guia estrutural: seções, tensão pós-fissuração, fatores de fibra/orientação.	NF P 18-710 adapta Eurocode 2: inclui non-brittleness, cobertura, orientação + fator fibra, resistência ao fogo	FHWA/HRT-23-077 aborda guias estruturais para conexões e pontes

Fonte: Pastore (2025).

2.1.3 Comportamento Mecânico à Temperatura Ambiente (Compressão, Tração e *Strain-hardening*)

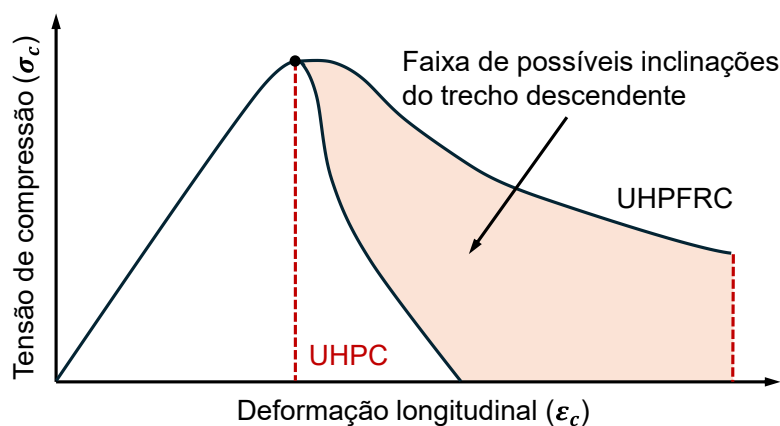
À temperatura ambiente, o UHPFRC apresenta propriedades mecânicas substancialmente superiores às dos concretos convencionais. Em termos de resistência à compressão uniaxial, valores superiores a 150 MPa são rotineiramente reportados, podendo ultrapassar 200 MPa quando submetidos a regimes de cura térmica controlada, os quais intensificam as reações de hidratação e promovem maior densificação microestrutural (Ullah *et al.*, 2022).

No caso do UHPC sem fibras, ensaios de compressão uniaxial indicam um comportamento predominantemente elástico linear até aproximadamente 70% a 80%

da resistência última (Oliveira, 2019). O módulo de elasticidade situa-se, em geral, entre 45 e 55 GPa, refletindo a elevada rigidez da matriz cimentícia densificada. Apesar da alta capacidade resistente, a ruptura ocorre de maneira abrupta e explosiva, evidenciando o caráter frágil do material (Fehling *et al.*, 2014).

Na Figura 5 é ilustrado esquematicamente a curva tensão-deformação típica do UHPC e do UHPFRC em compressão uniaxial, evidenciando o trecho reduzido pós-pico, o ganho dúctil com a incorporação de fibras e a baixa capacidade de deformação inelástica.

Figura 5 – Curvas esquemáticas tensão–deformação sob compressão uniaxial para UHPC e UHPFRC



Fonte: Adaptado de Oliveira (2019).

A deformação correspondente à tensão máxima de compressão situa-se usualmente entre 3,4‰ e 4,4‰ e o coeficiente de Poisson apresenta valores próximos aos do concreto convencional, em torno de 0,20 (Oliveira, 2019).

São frequentes relatos experimentais indicando que frações volumétricas de fibras de até 2% não promovam aumentos significativos na resistência à compressão ou no módulo de elasticidade. No entanto, o trecho descendente passa a apresentar maior ductilidade (Silva *et al.*, 2022).

No entanto, a característica mecânica mais distintiva do UHPFRC manifesta-se sob solicitações de tração. Enquanto o UHPC sem fibras apresenta comportamento tipicamente frágil, com ruptura imediata após a fissuração inicial, o UHPFRC pode desenvolver um regime de encruamento por deformação (*strain-hardening*), desde que haja volume, distribuição e orientação adequados de fibras, usualmente em frações entre 1% e 3% em volume da matriz (Sidodikromo, Chen e Habib, 2019).

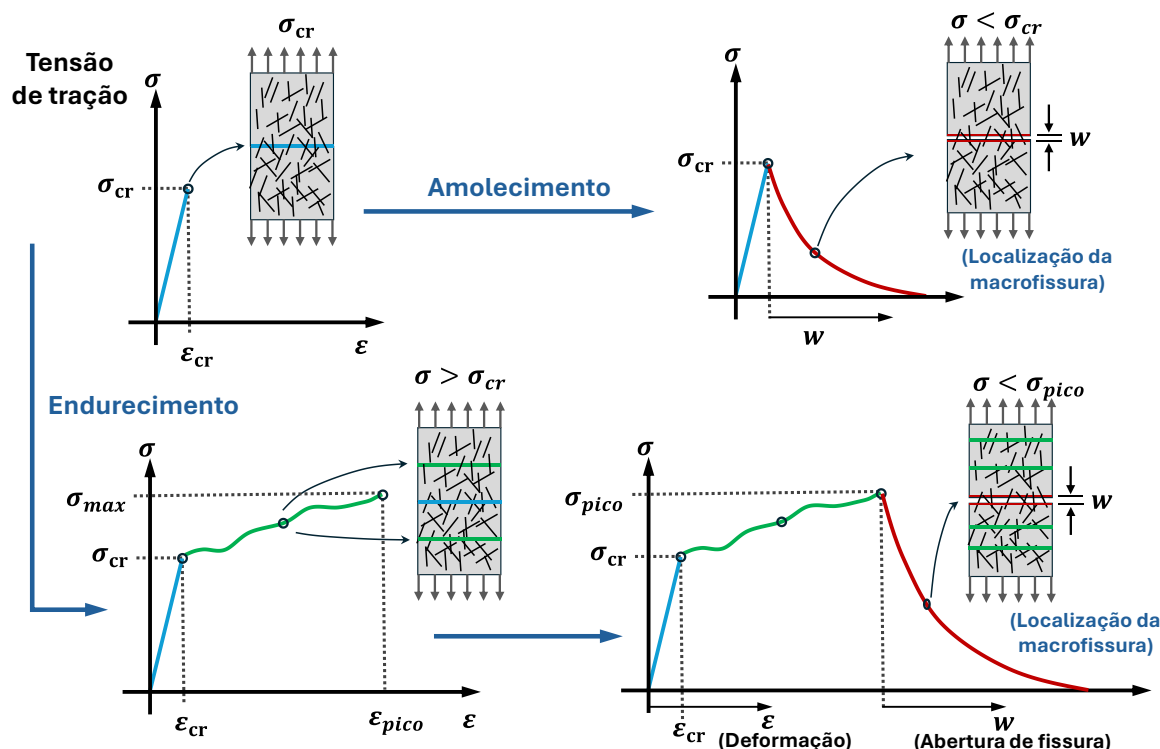
Nesse regime, após o surgimento da primeira fissura, o material continua suportando incrementos de tensão. Isso ocorre devido ao processo de microfissuração distribuída, no qual múltiplas fissuras de pequena abertura se desenvolvem ao longo da matriz, enquanto as fibras atuam como pontes de transferência de tensões (Fehling *et al.*, 2014).

Como ilustrado na Figura 6, o comportamento inicial é elástico linear até a tensão de primeira fissuração. A partir desse ponto, as fibras passam a ser progressivamente mobilizadas, redistribuindo as tensões de tração nas regiões adjacentes. Esse mecanismo promove aumento adicional de resistência até a formação de uma microfissura dominante. Após a localização dessa fissura principal, inicia-se o regime de amolecimento (*strain-softening*), caracterizado pela redução gradual da capacidade resistente à medida que ocorre o arrancamento progressivo das fibras (*pullout*) ou sua eventual ruptura (Ribeiro, 2023).

A resposta global depende fortemente da eficiência da interface fibra-matriz. Em situações nas quais a quantidade de fibras é insuficiente, sua orientação é desfavorável ou a aderência é limitada, o material pode não desenvolver o regime de endurecimento, apresentando um comportamento *strain-softening*.

A caracterização do ramo descendente associado à abertura de fissuras pode ser realizada por meio do conceito de energia de fratura, definida como a área sob a curva tensão-deslocamento longitudinal, descontada a parcela correspondente à região elástica. Para matrizes de UHPC, valores típicos situam-se entre 0,05 N/mm e 0,10 N/mm, podendo aumentar significativamente com a incorporação de fibras, em função do trabalho adicional necessário para o arrancamento ou ruptura do reforço (Fehling *et al.*, 2014).

Figura 6 – Comportamento do UHPFRC à tração



Fonte: Adaptado de Ribeiro (2023).

Em resumo, as propriedades mecânicas regularmente encontradas em exemplares de UHPFRC estão dispostas na Tabela 2.

Tabela 2 – Propriedades mecânicas típicas do UHPFRC

Propriedade	Descrição	Valores Típicos	Referência
Resistência à Compressão	Capacidade de carga uniaxial máxima	Superior a 150 MPa	Silva <i>et al.</i> (2022)
Resistência à Tração Direta	Pico de tensão antes da localização da fissura	Entre 7 e 15 MPa	Ullah <i>et al.</i> (2022)
Módulo de Elasticidade	Rigidez inicial do material	Entre 45 e 55 GPa	(Fehling <i>et al.</i> , 2014)

Fonte: Conforme indicação.

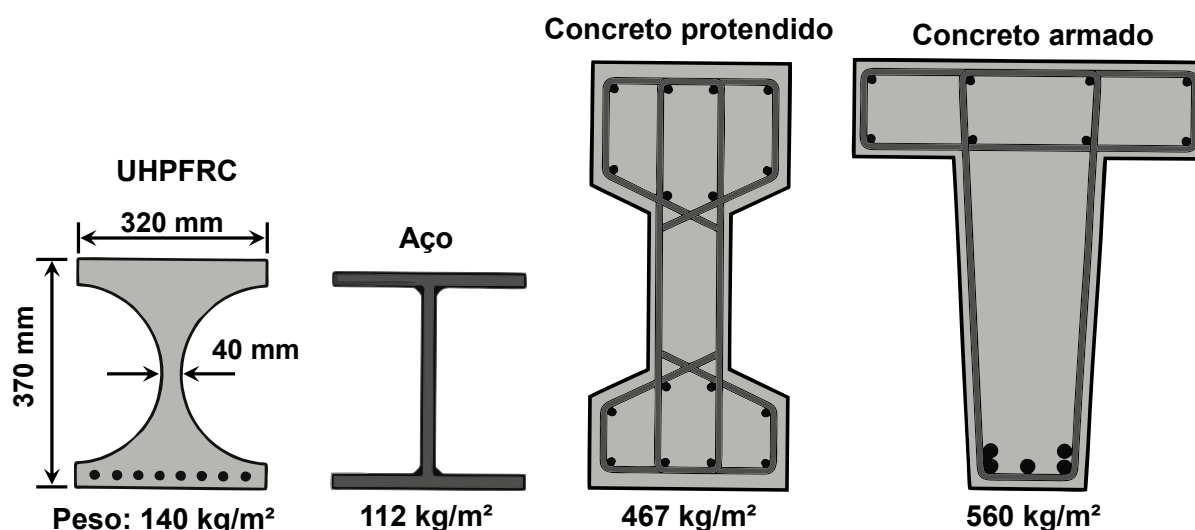
Esse conjunto de propriedades permite que o material suporte níveis de solicitação significativamente superiores aos dos concretos convencionais, refletindo diretamente nos critérios de dimensionamento estrutural. Como consequência, torna-se possível a adoção de seções transversais mais reduzidas para uma mesma

capacidade resistente, resultando em elementos mais esbeltos e com menor massa própria (Christ *et al.*, 2019).

Essa redução dimensional traz benefícios adicionais, como maior eficiência no uso de materiais, facilidades nas etapas de produção, transporte e montagem (em sistemas pré-moldados), além de menores custos de manutenção ao longo da vida útil, em função da elevada durabilidade do compósito.

Na Figura 7 é apresentado uma comparação entre seções estruturais equivalentes executadas em UHPFRC, concreto armado, concreto protendido e aço estrutural, evidenciando o potencial de otimização geométrica proporcionado pelo material.

Figura 7 – Seções transversais de elementos estruturais com mesma capacidade portante: UHPFRC, aço, concreto protendido e armado



Fonte: Adaptado de Tutikian, Isaia e Helene (2011).

2.1.4 Influência da Orientação, Geometria e Distribuição das Fibras na Resposta Mecânica

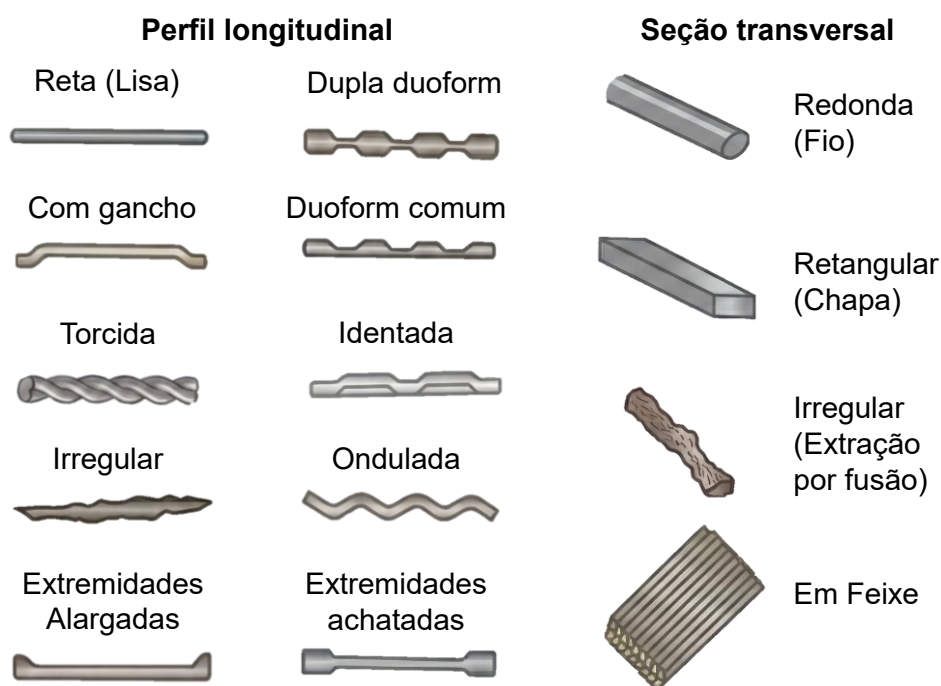
A transição do comportamento frágil da matriz cimentícia para a resposta pseudodúctil do UHPFRC é governada pela capacidade das fibras de realizar a ponte de tensões. Contudo, essa eficiência não é apenas uma variável do volume de fibras adicionado, mas sim um fenômeno multifatorial que depende da morfologia das fibras,

da qualidade da aderência interfacial e, crucialmente, da configuração espacial (orientação e dispersão) no interior do elemento estrutural (Ribeiro, 2023).

Do ponto de vista geométrico, as fibras de aço mais empregadas em UHPFRC são tipicamente curtas, com diâmetros da ordem de 0,12 a 0,30 mm e comprimentos entre 6 e 30 mm (Wille *et al.*, 2012). Fibras lisas e retas constituem a solução mais difundida, sobretudo em matrizes de alta densidade. Entretanto, fibras deformadas, como as dotadas de ganchos nas extremidades (*hooked steel fibers* – HSF), torcidas ou onduladas, apresentam maior resistência ao arrancamento em razão do ancoramento mecânico adicional proporcionado por sua geometria (Wen *et al.*, 2022).

Essas diferenças geométricas resultam em distintos mecanismos de transferência de tensões e modos de falha, variando entre arrancamento progressivo e ruptura da fibra. A Figura 8 ilustra diferentes tipologias de fibras de aço encontradas comercialmente.

Figura 8 – Tipologias de fibras de aço empregadas em compósitos



Fonte: Adaptado de Wen *et al.* (2022), Islam *et al.* (2012) e Kazemi, Shafighfard e Yoo (2024).

Além da geometria, a orientação espacial das fibras exerce papel central no comportamento mecânico do material. Em condições ideais, admite-se uma

distribuição aleatória tridimensional, o que conduziria a uma resposta aproximadamente isotrópica. Contudo, na prática, a orientação é fortemente influenciada por fatores associados ao estado fresco do concreto e aos processos de moldagem (Ribeiro, 2023).

Durante o lançamento, o escoamento do material induz o alinhamento preferencial das fibras na direção do fluxo. Esse efeito é particularmente pronunciado em misturas de elevada fluidez, como o UHPFRC, e em elementos de pequena espessura ou geometrias alongadas (Fehling *et al.*, 2014). Em corpos de prova prismáticos ou do tipo *dogbone*, por exemplo, observa-se tendência de alinhamento longitudinal das fibras, favorecendo a resistência à tração nessa direção (Ribeiro, 2023).

Diversos estudos experimentais demonstram que fibras alinhadas paralelamente à direção das tensões principais de tração proporcionam incrementos substancialmente superiores de resistência e tenacidade quando comparadas a arranjos aleatórios. Em contrapartida, esse alinhamento introduz anisotropia mecânica, devendo ser considerado em modelos constitutivos e simulações numéricas (Ribeiro *et al.*, 2023).

A orientação das fibras no compósito é resultado da interação de múltiplos fatores. Figueiredo (2012) destaca os seguintes:

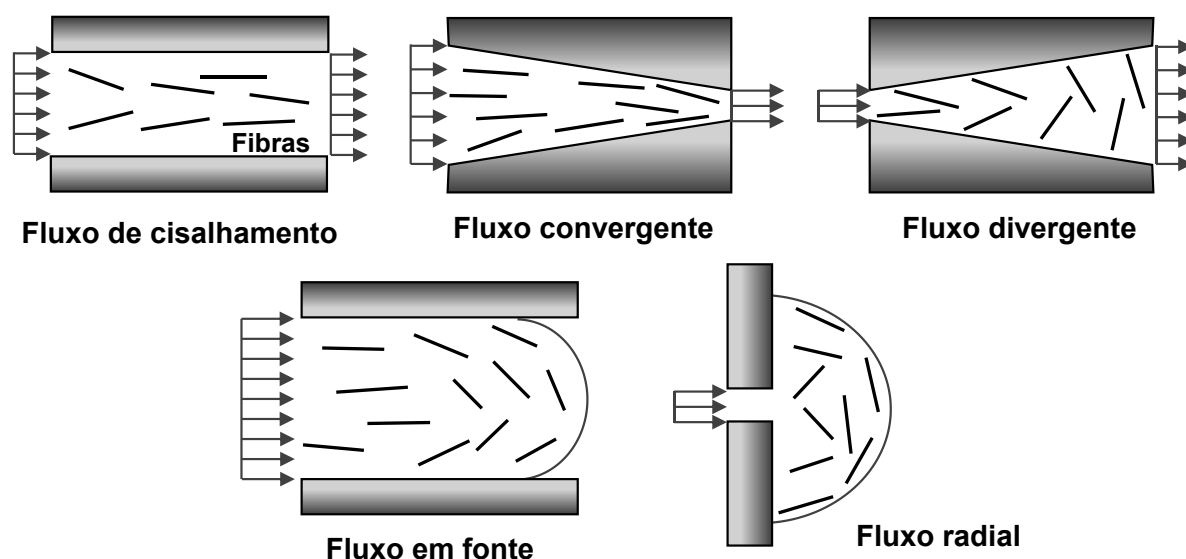
- Fluidez e reologia da mistura;
- Método de lançamento e direção de fluxo;
- Vibração e compactação;
- Geometria e dimensões da forma;
- Teor e tipo de fibras;

Na Figura 9 é ilustrado, por exemplo, o alinhamento induzido pelo fluxo em painéis moldados através de diferentes lançamentos.

A distribuição das fibras pode ser avaliada por métodos qualitativos e quantitativos. Entre as técnicas disponíveis, Lee *et al.* (2020) e Laranjeira *et al.* (2011) destacam Análise de imagens por corte polido, tomografia computadorizada por raios X, métodos magnéticos ou elétricos e técnicas de resistividade ou impedância.

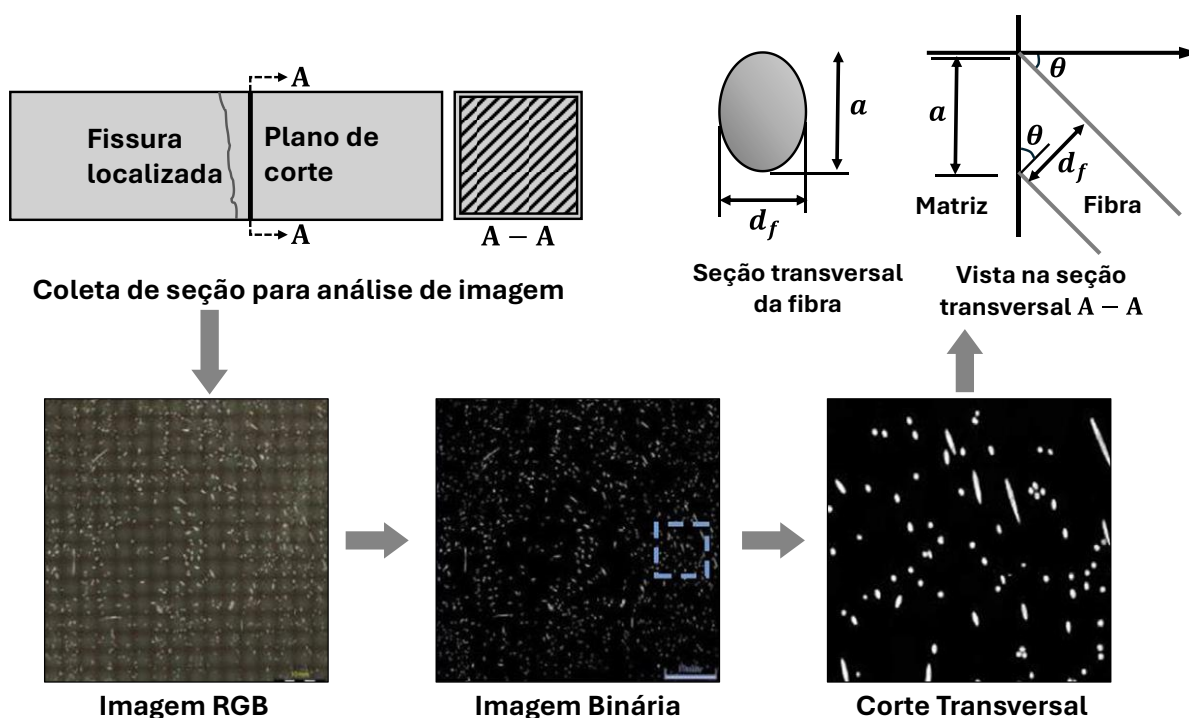
A análise de imagens é a abordagem mais difundida, permitindo identificar fibras em planos de corte previamente definidos. Conforme ilustrado na Figura 10, as fibras interceptadas são projetadas como elipses, possibilitando a determinação do ângulo de inclinação em relação ao plano analisado.

Figura 9 – Orientação das fibras pelo fluxo do lançamento



Fonte: Huang, Gao e Teng (2021).

Figura 10 – Procedimento de determinação da orientação das fibras por análise de imagem



Fonte: Adaptado de Huang et al. (2018).

A partir dessas análises, definem-se parâmetros estatísticos, como o número de fibras por unidade de área, o ângulo médio de orientação, o coeficiente de orientação (η_θ) e o coeficiente de dispersão.

Para cada fibra processada pela análise de imagem, extrai-se o diâmetro do corte d_f e a largura do corte l (respectivamente a menor e maior dimensão da figura elíptica do corte). A partir dessas informações, o ângulo de orientação da respectiva fibra é dado pela Equação (1).

$$\theta = \arccos\left(\frac{d_f}{l}\right) \quad (1)$$

Se a razão d_f/l tende a 1, a fibra é circular e, conseqüentemente, paralela à direção normal ao plano de corte. Por outro lado, quando d_f/l tende a zero, l é muito maior que d_f , ou seja, a fibra é perpendicular à direção normal ao plano de corte.

De forma generalizada, a orientação da amostra pode ser representada pelo cosseno médio do ângulo de orientação das fibras analisadas (η_θ), conforme Equação (2).

$$\eta_\theta = \frac{1}{n_f} \sum_{i=1}^{n_f} \cos \theta_i \quad (2)$$

Onde n_f é o número de fibras do conjunto analisado.

Com a orientação média das fibras o ângulo médio de orientação representativo do compósito em graus é expresso pela Equação (3).

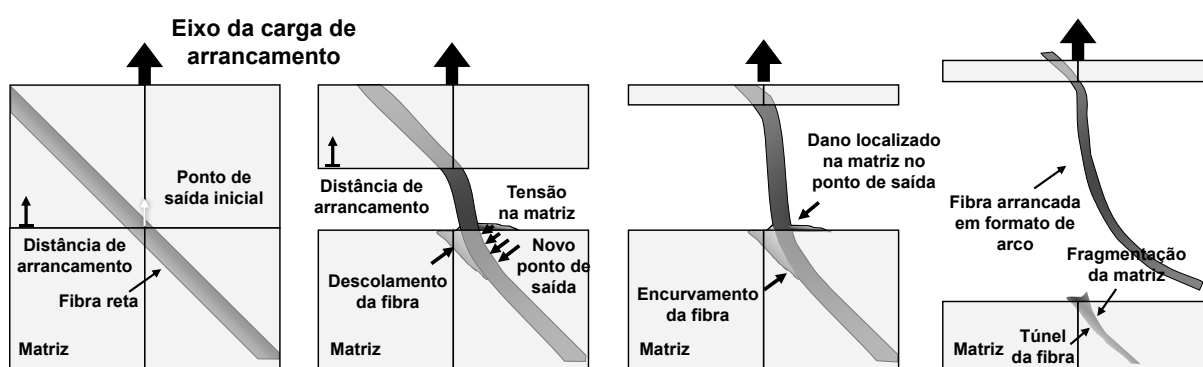
$$\theta_m = \frac{180}{\pi} \arccos \eta_\theta \quad (3)$$

A transferência de tensões entre fibra e matriz ocorre predominantemente por mecanismos de aderência interfacial, cuja eficiência é frequentemente avaliada por ensaios de arrancamento (*pullout tests*). São inúmeros os fatores que afetam a resposta do compósito nessas situações, extremamente dependentes de ambos os materiais e sua configuração.

Quando a fibra se encontra inclinada em relação ao plano de fissuração, a sua angulação cria um atrito extra no ponto de saída, agindo como uma corda em uma polia e, conseqüentemente, aumenta a resistência ao arrancamento. Esse mecanismo é chamado de efeito pino (*snubbing effect*) (Tai e El-Tawil, 2017).

No entanto, com a concentração de tensões no ponto de saída criada com efeito pino ocorre a fragmentação da matriz na forma de um dano local. Assim, a borda da matriz tende a quebrar antes que o efeito de polia se consolide totalmente. Esse lascamento da matriz causa uma queda brusca e temporária na resistência, mas é estabilizado com a localização de outro ponto de saída (efeito pino) que propicia outra ancoragem e volta a atuar na nova geometria da falha (Tai e El-Tawil, 2017). Na Figura 11 são ilustrados esses mecanismos.

Figura 11 – Efeito pino e fragmentação local no arrancamento da fibra



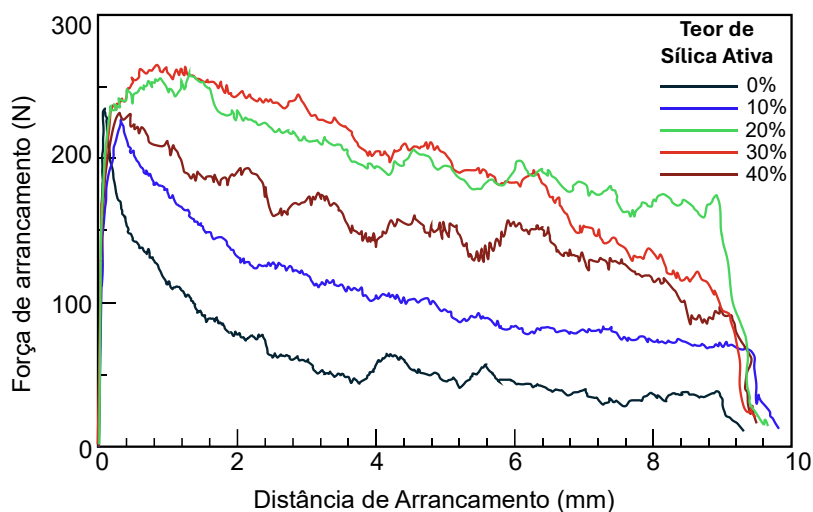
Fonte: Tai e El-Tawil (2017).

Experimentalmente, observa-se que a resistência ao arrancamento cresce com a inclinação até um ângulo crítico entre 30° e 45°, a partir do qual a fragmentação da matriz passa a reduzir a eficiência do reforço (Lee, Kang e Kim, 2010).

A resistência ao arrancamento também depende do comprimento embutido, uma vez que a transferência de carga ocorre por cisalhamento interfacial. Maior comprimento implica maior área de contato e maior força resistente. De modo análogo, fibras com maior fator de forma (l_f/d_f) tendem a proporcionar maior capacidade de ponte de tensões e maior absorção de energia, embora possam reduzir o número de fibras que interceptam o plano de fissuração (Islam *et al.*, 2012).

A resistência e densidade da matriz cimentícia influenciam diretamente a qualidade da interface fibra-matriz. A incorporação de sílica ativa, por exemplo, promove o refinamento da zona interfacial, elevando a aderência e a carga de arrancamento, como ilustrado na Figura 12 (Chan e Chu, 2004).

Figura 12 – Curvas de arrancamento para diferentes frações de sílica ativa



Fonte: Adaptado de Chan e Chu (2004).

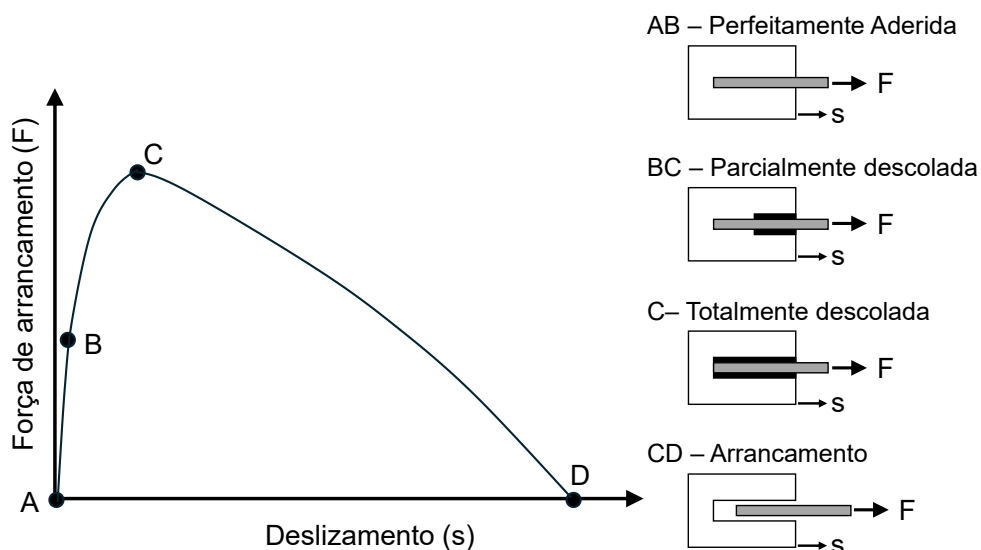
Em matrizes densas como o UHPFRC, a aderência por atrito é significativamente ampliada, elevando a energia dissipada no processo. De acordo com Lee, Kang e Kim (2010) No caso das fibras lisas, o processo de arrancamento pode ser dividido em três estágios, conforme é ilustrado na Figura 13.

i. **Região aderida:** Neste estágio, a ligação entre a fibra e a matriz é garantida primordialmente pela adesão química e física. A interface permanece preservada e sem danos, o que se traduz em um comportamento linear (segmento AB) onde o deslocamento da fibra é mínimo em relação à força aplicada;

ii. **Região parcialmente descolada:** À medida que a carga de tração se eleva, a interface começa a sofrer dano, iniciando o processo de descolamento. Surge aqui a resistência por atrito, que passa a atuar simultaneamente com a adesão remanescente nas partes ainda íntegras. A perda de linearidade na curva de carga (segmento BC) evidencia a evolução das fissuras na zona de contato;

iii. **Região descolada:** Ao atingir o pico de resistência (ponto C), a fibra encontra-se totalmente desvinculada da matriz em termos de adesão. O comportamento subsequente (segmento CD) é regido exclusivamente pela força de fricção enquanto a fibra é extraída.

Figura 13 – Curva força de arrancamento-deslizamento e processo de arrancamento da fibra lisa e alinhada em matriz de UHPFRC



Fonte: Adaptado de (Oliveira, 2019).

Ressalta-se que, em compósitos UHPFRC contendo fibras de aço lisas, curtas e de elevada resistência à tração, o modo de falha mais recorrente é o arrancamento da fibra, e não sua ruptura, visto que a resistência da interface geralmente é inferior à capacidade resistente do material metálico (Tai e El-Tawil, 2017).

O aumento do teor volumétrico de fibras tende a elevar a resistência à tração do compósito. Contudo, esse incremento não é linear devido ao chamado efeito de grupo (Oliveira, 2019).

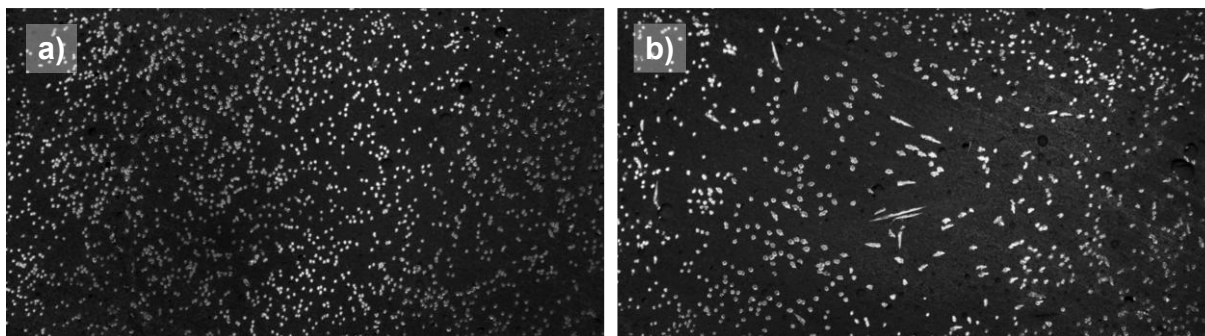
Em estudos experimentais, Yoo, Kim e Park (2019) constataram que fibras isoladas podem apresentar resistências de arrancamento entre 33% e 68% superiores às observadas em ensaios com múltiplas fibras, tanto sob carregamentos estáticos quanto dinâmicos, sendo esses efeitos ainda mais prejudiciais em casos de aglomeração.

Esses achados evidenciam que o aumento da fração volumétrica de fibras não implica, necessariamente, incremento proporcional de resistência, sendo fortemente condicionado pelos efeitos de interação fibra-fibra e pela distribuição espacial do reforço no interior da matriz.

Ainda, a distribuição de fibras raramente é perfeitamente homogênea. Nesse contexto, além da presença de aglomerados que limitam a eficiência do reforço, pode haver também regiões de baixa densidade e, conseqüentemente, com deficiência no

mecanismo de criação de pontes de tensão (Kang e Kim, 2012). Na Figura 14 é apresentada uma comparação entre regiões com fibras bem (a) e mal (b) distribuídas.

Figura 14 – Diferentes configurações de distribuição das fibras no plano de corte: (a) dispersão homogênea e (b) dispersão polarizada



Fonte: Choi et al. (2016).

Esses aspectos evidenciam que a orientação e a distribuição das fibras exercem influência direta sobre a resposta mecânica do compósito, justificando a necessidade de sua adequada representação em modelos numéricos capazes de reproduzir o comportamento do UHPFRC.

2.2 UHPFRC EM ALTAS TEMPERATURAS

A exposição do UHPFRC a temperaturas elevadas desencadeia uma sequência complexa de transformações multiescalares que envolvem fenômenos físico-químicos, termofísicos e mecânicos interdependentes.

Diferentemente do concreto convencional, cuja resposta térmica é fortemente influenciada pela maior porosidade e conectividade capilar, o UHPFRC apresenta uma microestrutura extremamente densificada, caracterizada por reduzida permeabilidade, elevada compacidade granulométrica e forte aderência fibra-matriz. Essa configuração microestrutural, responsável por seu desempenho superior em condições normais de serviço, torna-se, paradoxalmente, um fator de vulnerabilidade sob aquecimento, uma vez que limita a dissipação de vapor e amplifica tensões internas (Lin *et al.*, 2024).

2.2.1 Transformações Físico-Químicas

As transformações físico-químicas do UHPFRC submetido a temperaturas elevadas envolvem uma sequência progressiva de alterações mineralógicas e

microestruturais nas fases hidratadas do cimento Portland, governando diretamente a estabilidade da matriz e, por consequência, o desempenho mecânico residual do compósito (Helene, Britez e Carvalho, 2019).

Diferentemente do concreto convencional, cuja maior conectividade porosa favorece a dissipação de vapor, o UHPFRC apresenta microestrutura densificada, elevada compacidade granulométrica e baixa permeabilidade, fatores que intensificam a concentração de pressões internas e amplificam os efeitos das reações térmicas (Kodur, Banerji e Solhmirzaei, 2020). Assim, o entendimento dessas transformações deve considerar não apenas a temperatura máxima atingida, mas também a taxa de aquecimento, o teor de umidade e a restrição interna à migração de fluidos.

Conforme Pimienta *et al.* (2017), nos estágios iniciais de aquecimento, até aproximadamente 100 °C, ocorre predominantemente a evaporação da água livre presente nos poros capilares e parcialmente adsorvida na estrutura do gel C-S-H. Embora essa etapa não implique modificação química significativa das fases hidratadas, ela promove retração térmica diferencial, aumento da pressão de vapor interna e formação de microfissuras incipientes.

A restrição à dissipação de vapor pode gerar gradientes internos de pressão que interagem com tensões térmicas macroscópicas, contribuindo para o início da degradação estrutural (Pimienta *et al.*, 2017).

Entre 100 °C e 300 °C inicia-se a desidratação de fases hidratadas menos estáveis, como etringita (AFt), monossulfato e gesso. A perda de água estrutural dessas fases resulta em contrações volumétricas localizadas e aumento da microfissuração da pasta cimentícia. Em determinadas condições, pode ocorrer hidratação tardia de partículas anidras remanescentes do clínquer, fenômeno que explica eventuais aumentos temporários de resistência mecânica observados experimentalmente até cerca de 250–300 °C (Kodur, Banerji e Solhmirzaei, 2020).

O primeiro marco crítico de degradação ocorre em torno de 400 °C, quando se inicia a decomposição do hidróxido de cálcio (portlandita), resultando na formação de óxido de cálcio (CaO) e na liberação de vapor d'água adicional, promovendo a retração da fase sólida e o aumento da porosidade da matriz (Chen, Y. *et al.*, 2024).

A formação de óxido de cálcio pode ainda induzir expansões secundárias caso ocorra reidratação durante o resfriamento, agravando a fissuração. A decomposição

da portlandita representa um ponto de inflexão na integridade química da matriz, sendo frequentemente associada à queda acentuada de propriedades mecânicas (Chen, Y. *et al.*, 2024).

Acima de aproximadamente 600 °C ocorre a desestruturação progressiva do gel C-S-H, principal responsável pela coesão e resistência do concreto endurecido. A degradação dessa fase envolve colapso da estrutura nanométrica e perda de ligações químicas internas, resultando em redução substancial da resistência à compressão e da rigidez do material. A matriz passa a apresentar rede de fissuras interconectadas e aumento expressivo da porosidade, comprometendo definitivamente sua capacidade resistente. Esse estágio caracteriza a transição para um comportamento estruturalmente frágil e altamente degradado (Malek *et al.*, 2021).

Em temperaturas próximas a 750–800 °C ocorre a decomposição do carbonato de cálcio, com liberação de dióxido de carbono e formação adicional de óxido de cálcio. Esse processo amplia drasticamente a porosidade e conduz a uma matriz friável e pulverulenta, com perda quase total da resistência mecânica residual. Em UHPFRC, cuja microestrutura inicial é extremamente densa, a transformação é particularmente abrupta, evidenciando contraste marcante entre o estado inicial compacto e a condição pós-exposição altamente porosa (Zhang *et al.*, 2022).

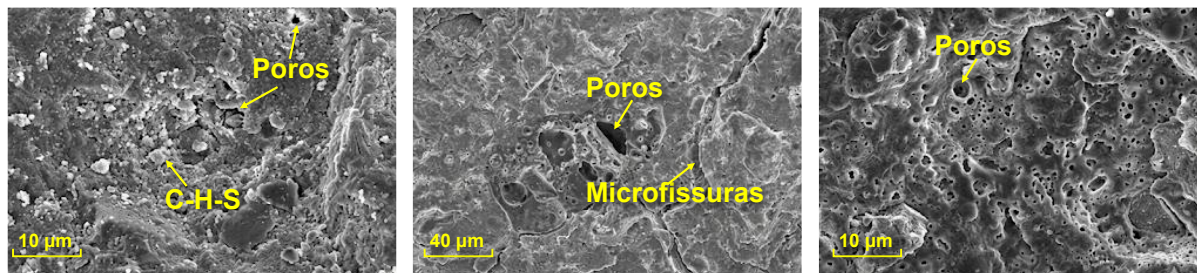
Observa-se que, enquanto concretos convencionais apresentam degradação mais gradual devido à maior conectividade porosa, o UHPFRC tende a exibir transições mais abruptas de integridade estrutural, consequência direta de sua densidade inicial elevada. Essa característica explica a sensibilidade do material a fenômenos acoplados, como a geração de pressão de vapor e o destacamento explosivo, discutidos em seções subsequentes (Pimienta *et al.*, 2017). Na Figura 15 e na Figura 16 é possível identificar a evolução de microfissuras ao longo aquecimento para a matriz através de micrografia e microscopia, respectivamente.

Figura 15 – Micrografias da matriz UHPC a 25°C, 400°C e 800°C



Fonte: Adaptado de Chen *et al.* (2023).

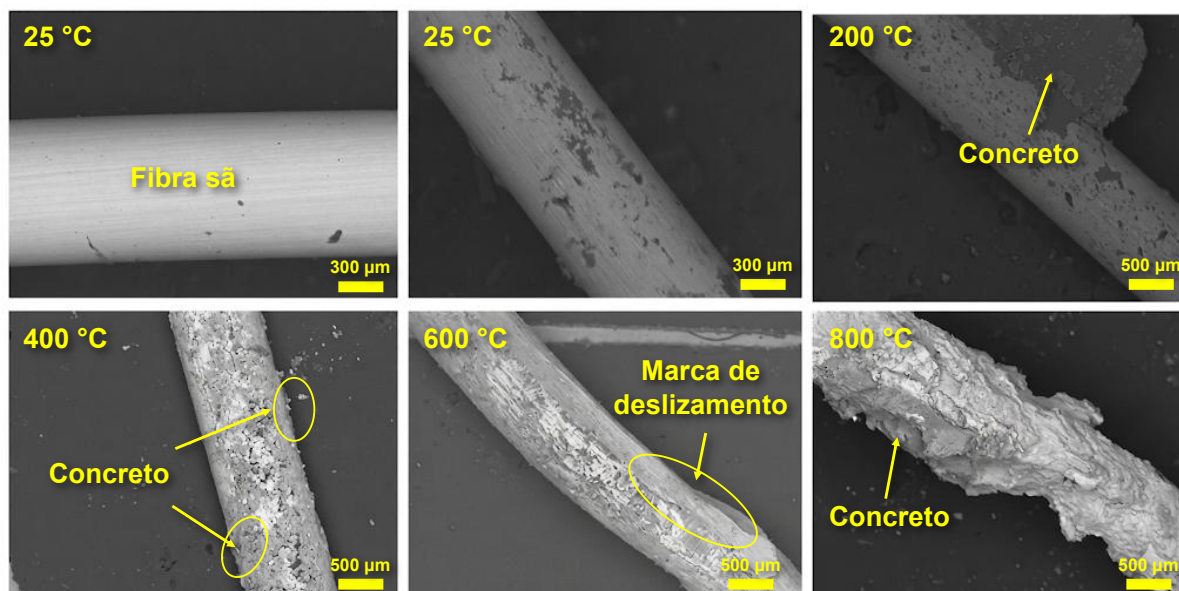
Figura 16 – Imagens de microscópio eletrônico de varredura da matriz UHPC a 25°C, 400°C e 800°C



Fonte: Adaptado de Chen *et al.* (2023).

As fibras de aço, quando submetidas a altas temperaturas, passam por processos de oxidação e mudanças na microestrutura que podem afetar sua eficiência como reforço. A partir de aproximadamente 600°C o material começa a oxidar superficialmente, formando uma camada de óxido que reduz sua capacidade de transferência de tensões entre a fibra e a matriz cimentícia (Gao *et al.*, 2024). O processo de degradação dessas fibras durante o aquecimento pode ser exemplificado na Figura 17.

Figura 17 – Microestrutura das fibras de aço em diferentes temperaturas



Fonte: Adaptado de Fang *et al.* (2023).

2.2.2 Evolução das Propriedades Termofísicas

Os mecanismos termofísicos referem-se às alterações nas propriedades de transporte e às tensões induzidas por variações térmicas. São elas:

- i. **Condutividade térmica:** Estabelece a rapidez com que o calor é conduzido molécula a molécula no material.
- ii. **Calor específico:** A quantidade de calor que um material precisa absorver para aumentar sua temperatura. Analogamente, a propriedade também considera as perdas de calor para o resfriamento. Isso está associado com a retenção de calor.
- iii. **Difusividade térmica:** Velocidade com que uma variação de temperatura se propaga no interior do material, sendo determinada pela razão entre a condutividade térmica e o produto da densidade pelo calor específico.
- iv. **Coeficiente de expansão térmica:** É uma medida de quanto o material se expande ou contrai quando sua temperatura varia.

Em geral, a condutividade térmica decresce em função do aumento da porosidade e da formação de microfissuras. Entretanto, um dos fenômenos mais críticos no UHPFRC é a expansão térmica diferencial entre seus constituintes (Fehling *et al.*, 2014).

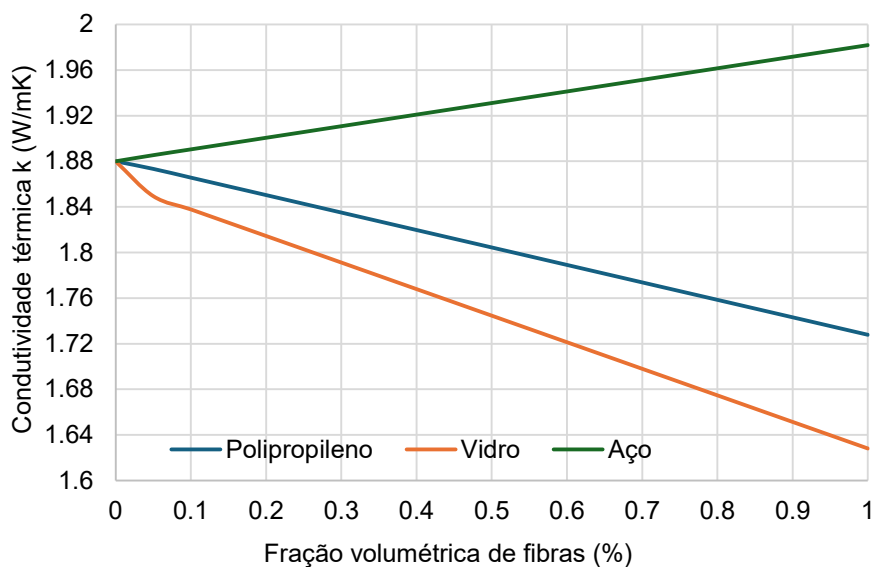
Em ensaios experimentais, Małek *et al.* (2021) investigaram a condutividade térmica, o calor específico e a difusividade térmica em concretos com fibras de vidro, aço e polipropileno em diferentes frações (0.50%, 0.75% e 1.00%) e constataram que a menor condutividade térmica foi observada para a amostra com 1.00% de fibras de vidro, que apresentou uma redução de 12% em comparação com a argamassa de referência. A maior condutividade térmica foi relatada para as amostras de 1.00% de fibras de aço, cujos resultados foram 5,3% maiores que a argamassa de referência.

Uma tendência de diminuição do calor específico com o aumento da dosagem de fibras de polipropileno e vidro foi observada. Uma tendência oposta foi definida para concretos reforçados com fibras de aço. Os valores de calor específico ficaram na faixa de 1,39–2,03 MJ/m³K (Małek *et al.*, 2021).

Ainda, no estudo de Małek *et al.* (2021), foi percebido que as amostras com 1.00% de fibras de aço apresentaram a menor difusividade térmica (0,89 µm²/s), enquanto as amostras 1.00% de fibras de vidro apresentaram a maior difusividade térmica (1,48 µm²/s). Para o concreto com fibras de polipropileno e vidro, foi observado um aumento na difusividade térmica com o aumento da dosagem.

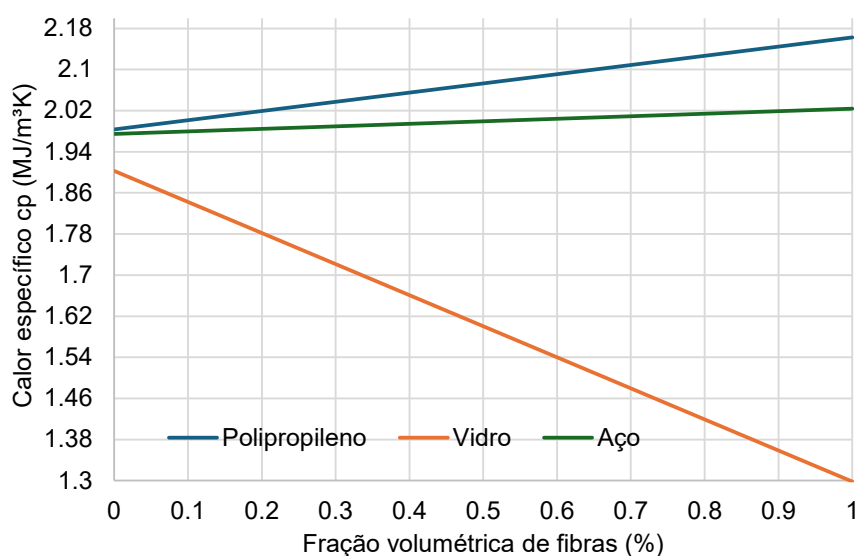
Na Figura 18 é possível visualizar a tendência dos valores da condutividade térmica à medida com que se aumenta o volume de fibras e na Figura 19 a mesma comparação para o calor específico.

Figura 18 – Gráfico Condutividade térmica versus volume de fibra



Fonte: Adaptado de Malek *et al.* (2021).

Figura 19 – Gráfico Calor específico versus volume de fibras



Fonte: Adaptado de Malek *et al.* (2021).

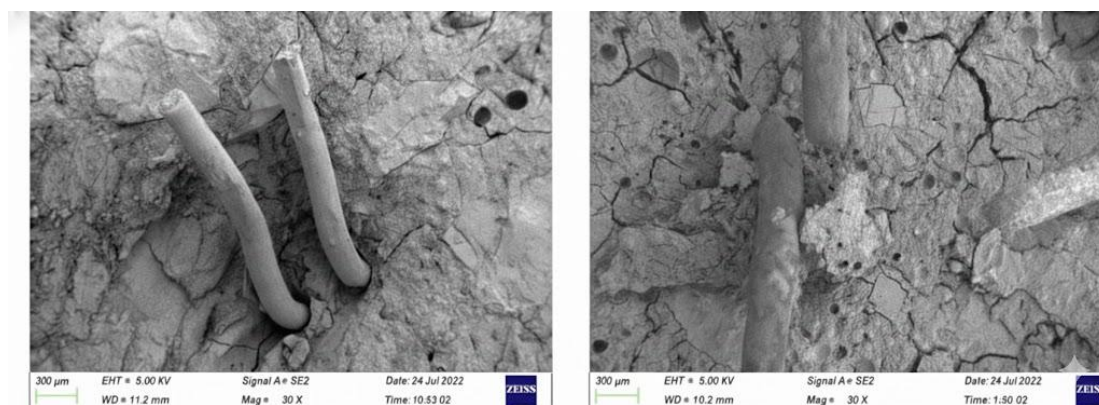
De forma geral, fibras de aço aumentam a condutividade térmica, facilitando a transmissão de calor através do material, o que pode ser vantajoso em situações em que a rápida dissipação de calor é desejada, mas pode também resultar em maior exposição das camadas internas a altas temperaturas. Em contrapartida, fibras de vidro e polipropileno tendem a reduzir a condutividade térmica e promover maior

retenção de calor, o que contribui para o isolamento térmico, embora possa aumentar o risco de tensões térmicas e fissurações em situações de aquecimento rápido.

A diferença nos coeficientes de expansão térmica entre o aço e a matriz cimentícia pode gerar tensões internas, exacerbando a formação de fissuras em temperaturas críticas (Chen, Y. *et al.*, 2024). Dessa forma, durante o aquecimento as fibras expandem-se mais intensamente, a matriz restringe essa expansão e, consequentemente, tensões de tração radiais são geradas na interface.

Na Figura 20 é possível visualizar a rede de microfissuração influenciada diretamente pelas fibras de aço no aquecimento.

Figura 20 – Microfissuração influenciada pelas fibras de aço a 400°C e a 800°C



Fonte: Adaptado de Chen *et al.* (2023).

Em um estudo desenvolvido por Chen *et al.* (2023) observou-se que concreto de ultra-alto desempenho reforçado com fibras multiescala (nanométrica, micrométrica e milimétrica) apresenta diferentes efeitos a depender o tipo de fibra considerada. Foram feitos testes com misturas de CNTs (nanotubos de carbono), CF (fibras de carbono) e ST (fibras de aço), CSW (whiskers de sulfato de cálcio) e CE (cenosferas). A expansão térmica do MSFUHPC é fortemente influenciada pelas fibras multiescala na faixa de 200°C a 700°C. A incorporação de CNTs e ST aumenta a expansão térmica, enquanto a adição de CF a reduz. A influência de CSW e CE na expansão térmica depende do seu conteúdo.

2.2.3 Resposta Mecânica Residual

A resposta mecânica residual do UHPFRC após exposição a temperaturas elevadas constitui a manifestação macroscópica dos danos físico-químicos e

termofísicos acumulados na microestrutura. A degradação das fases hidratadas, o aumento progressivo da porosidade, a microfissuração térmica e a deterioração da interface fibra-matriz convergem para uma redução significativa das propriedades resistentes e da rigidez do material (Kodur, Banerji e Solhmirzaei, 2020).

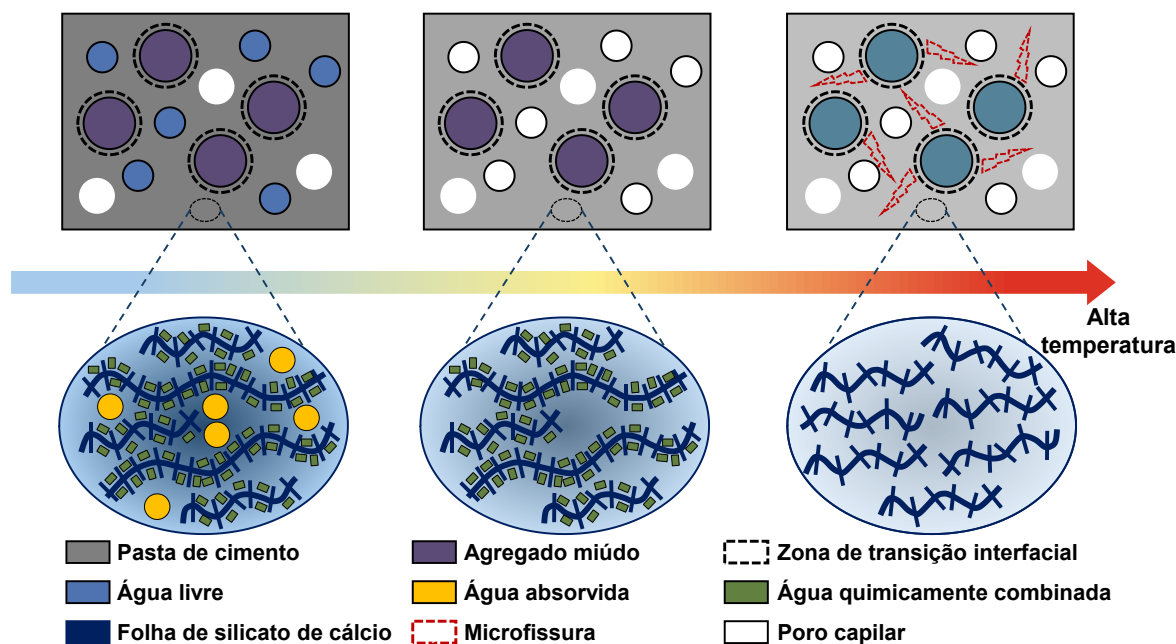
Dessa forma, o comportamento mecânico pós-aquecimento deve ser compreendido como resultado integrado da perda de coesão da matriz, da redução da aderência interfacial e das tensões internas induzidas por incompatibilidades térmicas.

No que se refere à compressão uniaxial, observa-se tipicamente três regimes distintos de comportamento residual. Para temperaturas de até aproximadamente 250–300 °C, a resistência à compressão tende a se manter estável ou até apresentar ligeiro incremento, fenômeno frequentemente associado à hidratação adicional de partículas anidras remanescentes e à redistribuição de tensões internas. Esse ganho transitório, entretanto, é limitado e não representa melhora estrutural permanente (Kodur, Banerji e Solhmirzaei, 2020).

A partir de aproximadamente 300–400 °C inicia-se um regime de degradação progressiva, intensificado pela decomposição da portlandita e pelo aumento da microfissuração interna. Acima de 400 °C, especialmente com o início da desestruturação do gel C-S-H, a resistência à compressão apresenta queda acentuada, podendo reduzir-se drasticamente em temperaturas superiores a 600 °C, quando a matriz perde grande parte de sua integridade coesiva (Helene, Britez e Carvalho, 2019).

Em resumo, a evolução das transformações microestruturais do UHPC sob exposição a altas temperaturas pode ser esquematicamente ilustrada na Figura 21, na qual se evidencia a transição de uma matriz relativamente densa para uma estrutura progressivamente fissurada ao longo do aquecimento.

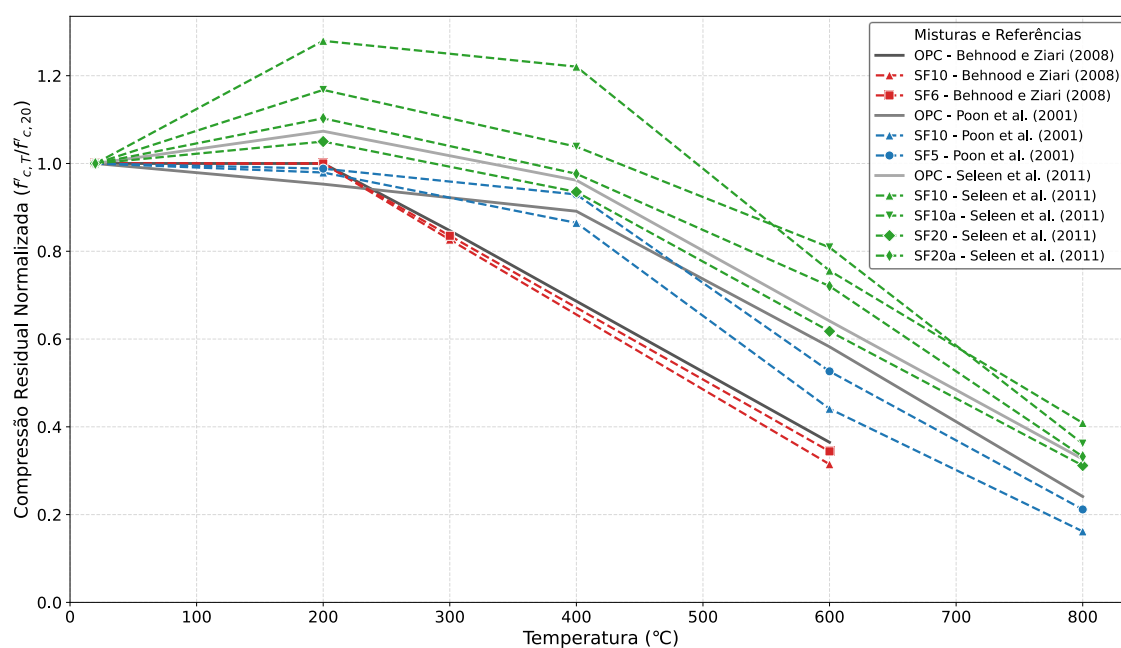
Figura 21 – Evolução esquemática da microestrutura da pasta cimentícia com o aumento da temperatura



Fonte: Zhang *et al.* (2022).

A Figura 22 apresenta esquematicamente a evolução típica da resistência residual à compressão em função da temperatura.

Figura 22 – Resistência residual à compressão em função da temperatura para UHPFRC



Fonte: Adaptado de Sajid e Kiran (2024), com dados originalmente compilados de Poon *et al.* (2001), Seleem, Rashad e Elsokary (2011) e Behnood e Ziari (2008).

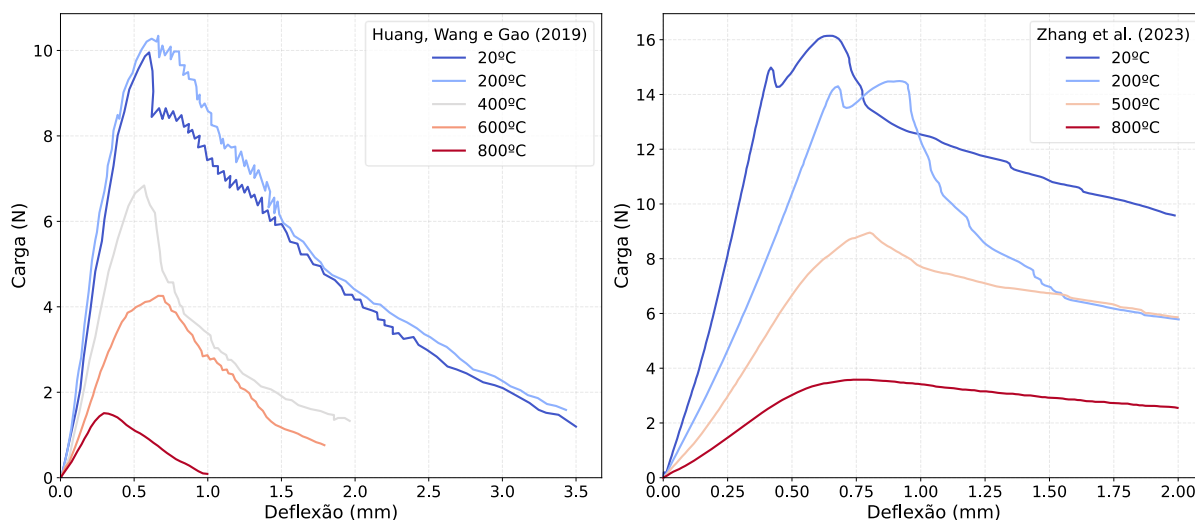
Paralelamente à redução da resistência, o módulo de elasticidade apresenta sensibilidade ainda maior ao dano térmico. Mesmo em faixas de temperatura onde a resistência à compressão permanece relativamente estável, o módulo elástico já sofre redução significativa em virtude do aumento da microfissuração e da perda de continuidade da matriz (Zhang, H. *et al.*, 2023). Essa redução da rigidez implica maior deformabilidade sob carregamento e pode alterar substancialmente o comportamento estrutural global, especialmente em elementos esbeltos ou hiperestáticos.

Sob tração, a degradação é ainda mais pronunciada, uma vez que o desempenho do UHPFRC depende fortemente da integridade da interface fibra-matriz e do mecanismo de costura de fissuras. A oxidação superficial das fibras de aço em temperaturas elevadas, combinada com a fissuração térmica da matriz e a expansão diferencial entre constituintes, compromete a aderência interfacial e reduz a eficiência do mecanismo de transferência de tensões (Huang, Wang e Gao, 2019). Como consequência, observa-se redução da resistência à tração direta, diminuição da capacidade de *strain-hardening* e perda progressiva da resistência pós-fissuração.

Em temperaturas moderadas, o comportamento pode ainda preservar parte da capacidade de múltipla fissuração distribuída. Entretanto, à medida que a degradação interfacial se intensifica, o material tende a apresentar transição do regime de encruamento por deformação para um comportamento predominantemente amolecido, caracterizado por formação precoce de macrofissura e redução abrupta da capacidade de absorção de energia (Chen, Y. *et al.*, 2024).

A Figura 23 ilustra esquematicamente a evolução típica das curvas carga-deflexão obtidas em ensaios de flexão de UHPFRC antes e após exposição térmica. Observa-se que, com o aumento da temperatura, ocorre redução da carga máxima suportada, diminuição da ductilidade e perda progressiva da capacidade pós-pico.

Figura 23 – Curvas carga–deflexão em flexão do UHPFRC antes e após exposição térmica



Fonte: Adaptado de Huang, Wang e Gao (2019) e Zhang *et al.* (2023).

Assim, a resposta mecânica residual do UHPFRC não deve ser avaliada apenas pela resistência remanescente, mas também pela alteração do modo de falha, pela perda de ductilidade e pela redução da rigidez global. Esses aspectos são fundamentais para análises de integridade estrutural pós-incêndio e para a formulação de modelos constitutivos termomecânicos capazes de representar adequadamente a degradação progressiva do material sob ações térmicas.

2.2.4 O Fenômeno do *Spalling* (Destacamento Explosivo)

O *spalling* é a preocupação primordial para a segurança de estruturas de UHPC em situações de incêndio. Devido à sua matriz muito densa, a água presente não consegue migrar para a superfície à medida que vaporiza. O acúmulo desse vapor em poros fechados cria uma pressão interna massiva. Quando essa pressão supera a resistência à tração residual do concreto (que já está enfraquecida pelo calor), ocorre o destacamento violento de lascas de concreto (Yang *et al.*, 2019).

Além da pressão de vapor nos poros, outro mecanismo relevante associado ao *spalling* está relacionado ao desenvolvimento de tensões térmicas internas. Durante o aquecimento rápido, formam-se gradientes de temperatura entre as regiões superficiais aquecidas e o interior mais frio do concreto. Esses gradientes resultam em tensões compressivas na camada externa aquecida e tensões de tração nas

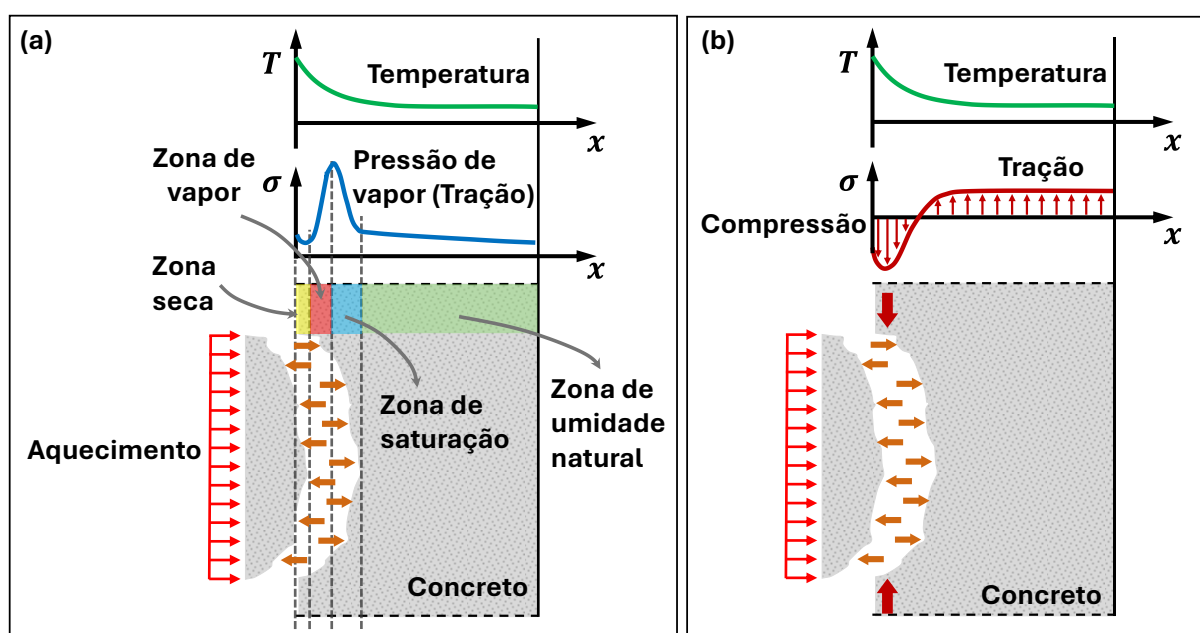
regiões internas, decorrentes da dilatação térmica restrita do material (Sajid e Kiran, 2024).

Quando combinadas com incompatibilidades de deformação entre a pasta de cimento e os agregados, essas tensões podem atingir níveis suficientes para superar a resistência à tração do concreto, desencadeando seu destacamento explosivo, normalmente em temperaturas acima de 200 °C (Sajid e Kiran, 2024).

Esses mecanismos de pressão de vapor e das tensões de dilatação térmica causadores do *spalling* podem ser visualizados na Figura 24.

De forma geral, o *spalling* deve ser compreendido como resultado da ação conjunta da pressão de vapor e das tensões térmicas induzidas pelo aquecimento, cujo efeito combinado gera acúmulo de energia de deformação na matriz. A intensidade desse fenômeno depende de diversos fatores, incluindo a taxa de aquecimento, o grau de saturação do concreto, sua permeabilidade, densidade, propriedades térmicas e resistência mecânica. Em concretos de alta densidade, como o UHPC, essas condições podem favorecer o desenvolvimento simultâneo desses mecanismos, aumentando a suscetibilidade ao destacamento explosivo (Ozawa *et al.*, 2012).

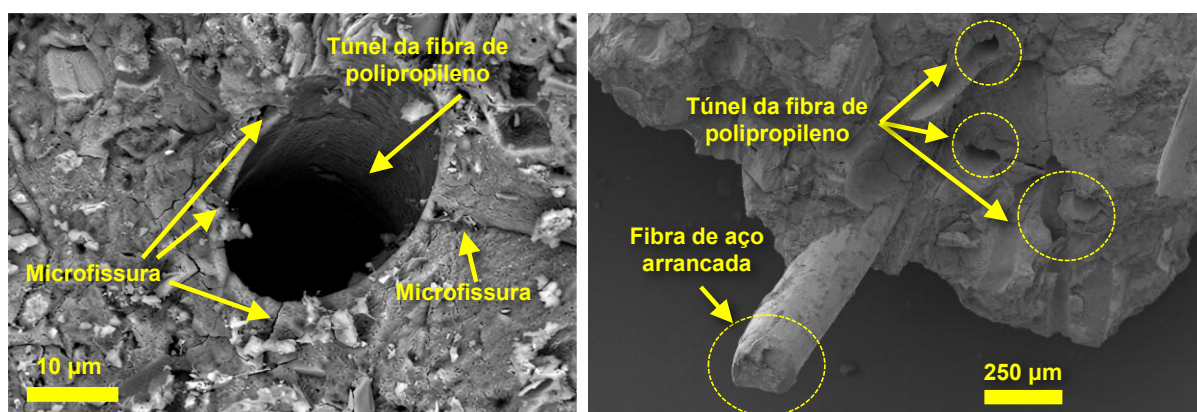
Figura 24 – Mecanismos de ocorrência do *spalling*: (a) Pressão de vapor; (b) Dilatação térmica



Fonte: Adaptado de Ozawa *et al.* (2012).

A presença de fibras de aço auxilia na redistribuição de tensões e retarda a propagação de fissuras, mas não elimina o risco de *spalling* por pressão de vapor, sendo frequentemente necessária a combinação com fibras poliméricas para criar canais de escape (Lin *et al.*, 2024). Por exemplo, fibras de polipropileno se fundem em altas temperaturas e criam canais de alívio de pressão, como pode ser visualizado na Figura 25.

Figura 25 – Canais formados por fibras de polipropileno fundidas



Fonte: Adaptado de Lin *et al.* (2024) e Chen, M. *et al.* (2024).

2.3 MODELAGEM COMPUTACIONAL DE CONCRETOS

2.3.1 Fundamentos do Método dos Elementos Finitos (MEF)

O MEF é um método numérico amplamente utilizado para a análise de fenômenos físicos que ocorrem em meios contínuos e que podem ser descritos por equações diferenciais parciais sujeitas a determinadas condições de contorno e, eventualmente, condições iniciais. No contexto da mecânica estrutural, o método permite transformar o conjunto de equações diferenciais que governam o comportamento físico do sistema em um sistema equivalente de equações algébricas, cuja solução fornece aproximações para grandezas de interesse, como deslocamentos, deformações e tensões (Kim, Sankar e Kumar, 2018).

A aplicação do MEF baseia-se na discretização do domínio contínuo do problema em sub-regiões de geometria simples e conhecida, denominadas elementos finitos. Esses elementos são interligados por pontos nodais, ou simplesmente nós, formando uma malha de elementos finitos que representa a estrutura ou o domínio físico analisado. Em cada elemento, o campo de variáveis do problema é aproximado por funções de interpolação definidas a partir dos valores das variáveis nos nós do

elemento. Dessa forma, a solução global do problema é obtida pela combinação das soluções aproximadas de todos os elementos que compõem a malha (Kim, Sankar e Kumar, 2018).

Por se tratar de um método aproximado, a precisão da solução obtida depende diretamente do grau de discretização adotado. Em geral, malhas mais refinadas, com maior número de elementos e nós, tendem a fornecer resultados mais precisos, desde que sejam utilizados elementos adequados para representar o comportamento físico do problema e que ele seja bem posto. Entretanto, o refinamento excessivo da malha implica aumento significativo do custo computacional, tornando necessário estabelecer um equilíbrio entre precisão e viabilidade numérica (Tenek e Argyris, 2013).

De maneira geral, o processo de análise pelo MEF pode ser dividido em cinco etapas principais. A primeira corresponde ao pré-processamento, no qual são definidos a geometria do problema, as propriedades dos materiais, as condições de contorno e a geração da malha de elementos finitos. Em seguida ocorre a formulação do elemento, etapa em que são estabelecidas as equações que descrevem o comportamento físico de cada elemento. A terceira etapa corresponde à montagem do sistema global de equações (*assembly*), obtida a partir da combinação das contribuições individuais de todos os elementos. Posteriormente realiza-se a resolução do sistema de equações, na qual são determinados os valores das incógnitas nodais. Por fim, no pós-processamento, são obtidas as grandezas derivadas de interesse, como tensões, deformações, fluxos ou campos de temperatura (Assis, 2019).

Em problemas estruturais mais complexos, como aqueles que envolvem materiais com comportamento não linear, o sistema de equações resultante também se torna não linear. Um problema de mecânica estrutural é considerado não linear quando a rigidez da estrutura depende do estado de deformação ou deslocamento. Essa não linearidade pode ser de origem geométrica, quando o equilíbrio é determinado na configuração deformada da estrutura, ou de origem física, quando decorre da resposta não linear do material. Nessas situações, a solução do sistema de equações exige o emprego de métodos numéricos incrementais-iterativos capazes de acompanhar as trajetórias de equilíbrio da estrutura, geralmente expressas por relações entre cargas aplicadas e deslocamentos (Pereira, 2020).

Embora os resultados experimentais forneçam informações altamente confiáveis sobre o comportamento de materiais e estruturas, sua obtenção pode ser onerosa e demandar tempo e recursos significativos, especialmente quando realizados em escala real. Nesse contexto, a modelagem numérica surge como uma ferramenta complementar fundamental, permitindo investigar fenômenos difíceis de serem observados experimentalmente e realizar estudos paramétricos envolvendo diferentes condições de carregamento, geometrias ou propriedades de materiais (Oliveira, 2019).

No caso específico do UHPFRC, a modelagem computacional pode ser realizada em diferentes escalas de representação do material. Em uma abordagem de macroescala, o compósito é tratado como um material homogêneo equivalente, cujas propriedades representam o comportamento médio da matriz cimentícia e das fibras. Essa estratégia é amplamente utilizada na literatura e tem sido capaz de reproduzir de maneira satisfatória diversos resultados experimentais (Oliveira, 2019).

Entretanto, a representação homogênea do material limita a investigação de parâmetros diretamente relacionados às fibras, como sua geometria, distribuição espacial, fração volumétrica e orientação. Como esses fatores exercem influência significativa no comportamento mecânico do compósito, especialmente em regimes de fissuração e pós-fissuração, abordagens em escalas mais detalhadas podem ser empregadas. Na mesoescala, por exemplo, as fibras e os agregados podem ser representados individualmente, permitindo capturar de forma mais realista os mecanismos de interação entre os constituintes do material. Já na microescala, a modelagem se concentra na pasta de cimento e na evolução da microestrutura (Oliveira, 2019).

No presente trabalho, adota-se uma abordagem predominantemente em macroescala, enriquecida pela consideração explícita de fibras discretas ou pela utilização de propriedades homogeneizadas equivalentes. Essa estratégia busca estabelecer um equilíbrio entre a fidelidade na representação física do material e a viabilidade computacional das simulações numéricas realizadas.

2.3.2 Modelagem de Transferência de Calor em Sólidos

A transferência de calor em sólidos é frequentemente modelada a partir da equação de condução térmica, derivada da lei de Fourier e do princípio da

conservação de energia. Em problemas tridimensionais e em regime transiente, a evolução do campo de temperatura no material pode ser descrita por uma equação diferencial parcial que relaciona a variação temporal da temperatura com o fluxo de calor conduzido através do meio.

De forma geral, a distribuição de temperatura em um corpo sólido pode ser expressa como uma função do espaço e do tempo, $T(x, y, z, t)$, cuja evolução depende das propriedades termofísicas do material e das condições iniciais e de contorno impostas ao sistema. Para um meio contínuo isotrópico, a equação governante da condução de calor em regime transiente pode ser escrita pela Equação (4).

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot (k \nabla T) + Q \quad (4)$$

Em que T representa a temperatura, t o tempo, k a condutividade térmica do material, c_p o calor específico, ρ a densidade e Q uma possível fonte interna de calor. Essa equação estabelece que a variação temporal da energia térmica armazenada no material é igual à soma dos fluxos de calor conduzidos no domínio e das fontes térmicas internas.

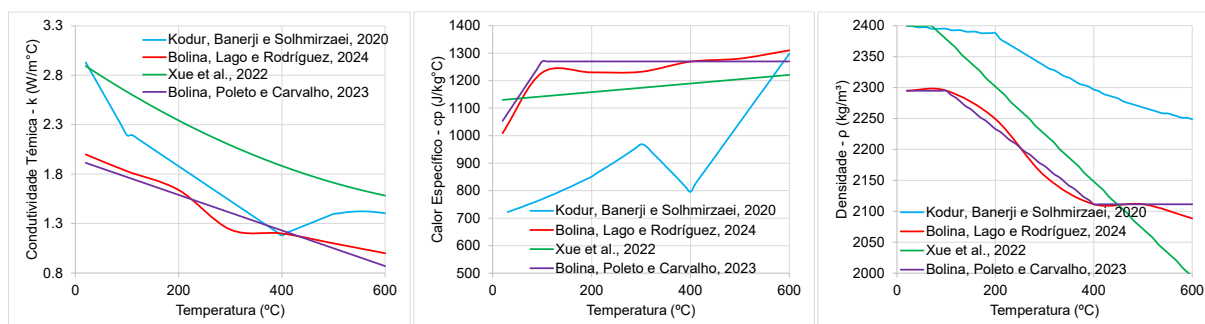
A solução exata dessa equação torna-se inviável para a maioria dos problemas de engenharia devido à complexidade geométrica das estruturas e às condições de contorno envolvidas. Dessa forma, métodos numéricos, como o Método dos Elementos Finitos, são amplamente empregados para obter soluções aproximadas do campo de temperaturas em sólidos.

No contexto de estruturas submetidas a incêndio, as condições de contorno térmicas são tipicamente definidas por mecanismos de transferência de calor por convecção e radiação nas superfícies expostas ao fogo. Em abordagens simplificadas, a evolução térmica pode ser prescrita diretamente na superfície por meio de curvas temperatura–tempo padronizadas e o processo de calor é resumido apenas à condução.

A precisão das simulações térmicas depende fortemente da correta representação das propriedades termofísicas do material, as quais apresentam forte dependência da temperatura. Em materiais cimentícios, propriedades como condutividade térmica, calor específico e densidade podem variar significativamente ao longo do aquecimento devido a processos como evaporação da água, desidratação

das fases hidratadas e aumento da porosidade interna. Dessa forma, para obter previsões mais realistas do campo de temperatura, essas propriedades devem ser consideradas como funções da temperatura, ou seja, $k(T)$, $c_p(T)$ e $\rho(T)$. A Figura 26 reúne obtenções experimentais para essas três propriedades.

Figura 26 – Curvas de condutividade térmica, calor específico e densidade por temperatura



Fonte: Adaptado de Kodur, Banerji e Solhmirzaei (2020); Bolina, Lago e Rodríguez (2024); Xue *et al.* (2022); Bolina, Poletto e Carvalho (2023).

A obtenção do campo térmico ao longo do tempo constitui etapa fundamental em análises termomecânicas acopladas, pois os gradientes de temperatura calculados servem como entrada para a determinação das deformações térmicas, das tensões induzidas e da degradação das propriedades mecânicas do material.

2.3.3 O Modelo *Concrete Damaged Plasticity* (CDP)

A representação numérica do comportamento mecânico do concreto constitui um desafio significativo em análises estruturais devido à natureza heterogênea e altamente não linear desse material. O concreto apresenta fenômenos complexos como fissuração em tração, esmagamento em compressão, degradação progressiva da rigidez e deformações irreversíveis. Dessa forma, a modelagem computacional desse material requer o uso de modelos constitutivos capazes de reproduzir simultaneamente esses mecanismos.

Entre os diversos modelos constitutivos propostos na literatura para descrever o comportamento do concreto, destacam-se aqueles baseados em mecânica da fratura, dano contínuo, plasticidade clássica e modelos combinados de plasticidade com dano.

Os modelos puramente plásticos conseguem representar adequadamente a irreversibilidade das deformações, porém apresentam limitações na representação da

perda progressiva de rigidez associada à formação de fissuras. Por outro lado, modelos baseados exclusivamente em dano são capazes de representar a degradação da rigidez, mas não descrevem adequadamente os efeitos irreversíveis associados à deformação plástica.

Para superar essas limitações, modelos constitutivos baseados na combinação entre plasticidade e dano têm sido amplamente adotados na modelagem numérica do concreto. Nesse contexto, destaca-se o modelo Concrete Damaged Plasticity (CDP), amplamente utilizado em simulações numéricas de estruturas de concreto.

O modelo CDP foi originalmente proposto por Lubliner *et al.* (1989) e posteriormente aprimorado por Lee e Fenves (1998). Sua implementação computacional é possível através do software Abaqus, amplamente utilizado para simulações estruturais envolvendo materiais cimentícios (Dassault Systèmes, 2016).

Nesse modelo, o comportamento não linear do concreto é descrito por meio da combinação de dois mecanismos principais: plasticidade, responsável pela irreversibilidade das deformações; dano contínuo, responsável pela degradação progressiva da rigidez do material.

A degradação do material é representada por duas variáveis escalares de dano, associadas aos regimes de tração e compressão, permitindo capturar adequadamente a diferença de comportamento do concreto sob esses dois tipos de carregamento.

No CDP, a relação tensão-deformação do material é definida a partir do conceito de tensão efetiva, de forma que a tensão nominal pode ser escrita em termos da Equação (5).

$$\sigma = (1 - d) \bar{\sigma} \quad (5)$$

Em que σ representa a tensão nominal, $\bar{\sigma}$ representa a tensão efetiva calculada a partir da lei elástica e d é a variável escalar de dano que varia entre 0 e 1, sendo: $d = 0 \rightarrow$ material íntegro e $d = 1 \rightarrow$ perda total de rigidez.

Considerando a plasticidade, a tensão efetiva é obtida por meio da relação elástica da Equação (6).

$$\bar{\sigma} = D_0^{el} : (\varepsilon - \varepsilon^{pl}) \quad (6)$$

Onde D_0^{el} é a matriz elástica inicial do material, ε é a deformação total e ε^{pl} é a deformação plástica.

A evolução da plasticidade no modelo é controlada por uma superfície de escoamento definida no espaço de tensões efetivas. Essa superfície permite representar adequadamente a diferença entre os comportamentos do concreto em tração e compressão.

A superfície de escoamento pode ser expressa pela Equação (7).

$$F(\bar{\sigma}, \tilde{\varepsilon}^{pl}) = \frac{1}{1-\alpha} (q - 3\alpha\bar{p} + \beta(\tilde{\varepsilon}^{pl})\langle\hat{\sigma}_{max}\rangle) - \gamma\langle-\hat{\sigma}_{max}\rangle - \bar{\sigma}_c(\tilde{\varepsilon}_c^{pl}) = 0 \quad (7)$$

Onde:

$$\alpha = \frac{\left(\frac{\sigma_{b0}}{\sigma_{c0}}\right) - 1}{2\left(\frac{\sigma_{b0}}{\sigma_{c0}}\right) - 1}; 0 \leq \alpha \leq 0.5 \quad (8)$$

$$\beta = \frac{\bar{\sigma}_c(\tilde{\varepsilon}_c^{pl})}{\bar{\sigma}_t(\tilde{\varepsilon}_t^{pl})} (1 - \alpha) - (1 + \alpha) \quad (9)$$

$$\gamma = \frac{3(1 - K_c)}{2K_c - 1} \quad (10)$$

Nesse caso, $\bar{p}$ é a tensão hidrostática média, q é a tensão desviadora equivalente, α e β são parâmetros do modelo, $\hat{\sigma}_{max}$ é a tensão principal máxima, K_c é a razão entre o segundo invariante de tensão no meridiano de tração e no meridiano de compressão, devendo satisfazer $0.5 \leq K_c \leq 1$.

Essa superfície permite representar adequadamente a diferença entre os comportamentos do concreto em tração e compressão.

O modelo utiliza um potencial plástico não associativo, descrito por uma função hiperbólica do tipo Drucker–Prager (Equação (11)) em termos de tensões efetivas.

$$G = \sqrt{(\epsilon \sigma_{t0} \tan \psi)^2 + \bar{q}^2} - \bar{p} \tan \psi \quad (11)$$

Onde ψ é o ângulo de dilatação medido no plano meridional em alta pressão de confinamento e ϵ controla a excentricidade da superfície potencial.

Esse potencial controla a direção do fluxo plástico e permite representar o comportamento volumétrico do concreto durante o carregamento.

O CDP ainda é integrado com regularização viscoplástica, permitindo que as tensões excedam ligeiramente a superfície de plastificação. O parâmetro de

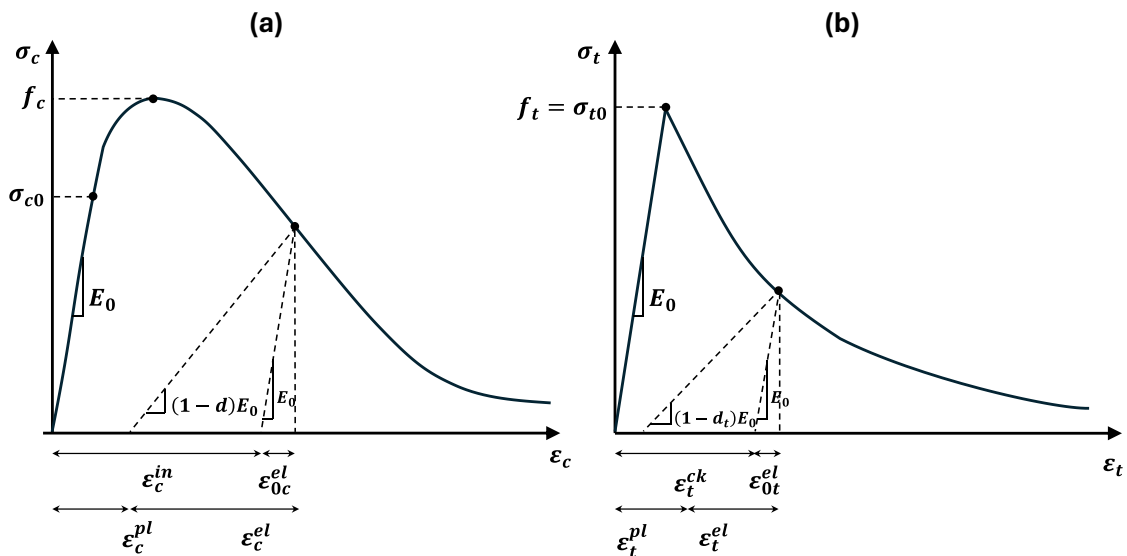
viscosidade (μ), especificado no modelo, pode assumir valores entre 0 (nenhuma regularização viscoplástica é realizada) e 1. Admitir um valor pequeno para μ em relação ao incremento de tempo característico geralmente ajuda a melhorar a taxa de convergência do modelo no regime de suavização, sem comprometer os resultados.

O modelo distingue dois tipos de dano: o dano em tração d_t e o dano em compressão d_c . Essas variáveis são definidas a partir das curvas constitutivas do material, geralmente expressas em termos de relações tensão–deformação obtidas experimentalmente ou propostas na literatura.

Em tração, o concreto apresenta rápida perda de rigidez após a formação da primeira fissura. Já em compressão, o material apresenta comportamento inicialmente quase linear, seguido por um regime não linear até atingir a resistência máxima, após o qual ocorre um processo de amolecimento associado ao esmagamento da matriz.

A Figura 27 ilustra esquematicamente as curvas tensão–deformação típicas do concreto em tração e compressão utilizadas na definição das variáveis de dano no modelo CDP.

Figura 27 – Curvas tensão-deformação para o estado uniaxial (a) na compressão e (b) na tração



Fonte: Adaptado de Dassault Systemes Simulia Corporation (2018).

Para o estado uniaxial, a relação entre a tensão de compressão (σ_c) e a deformação inelástica (ϵ_c^{in}), bem como a relação entre a tensão de tração (σ_t) e a

deformação de fissuração (ε_t^{ck}), requeridas pelo modelo CDP, podem ser descritas pela Equação (12).

$$\begin{cases} \varepsilon_c^{in} = \varepsilon_c - \frac{\sigma_c}{E_0}, & \text{para compressão} \\ \varepsilon_t^{ck} = \varepsilon_t - \frac{\sigma_t}{E_0}, & \text{para tração} \end{cases} \quad (12)$$

A implementação do modelo requer a definição de curvas constitutivas que descrevem o comportamento do material em tração e compressão, geralmente expressas em termos de relações tensão–deformação ou tensão–deformação plástica. A partir dessas curvas, são obtidas também as variáveis de dano correspondentes, que controlam a degradação da rigidez ao longo do processo de carregamento.

Devido à dificuldade de obtenção experimental dessas curvas para materiais específicos, é comum que estudos numéricos adotem relações constitutivas propostas na literatura e validadas experimentalmente para materiais de características semelhantes. No presente trabalho, as curvas tensão–deformação e os parâmetros associados ao dano são definidos com base em modelos constitutivos disponíveis na literatura especializada, os quais serão apresentados e discutidos na seção seguinte.

2.3.4 Modelo mecânico para o concreto

Para o modelo mecânico do concreto, foi utilizada uma relação tensão–deformação baseada em uma curva serpentina para representar o comportamento do concreto em compressão (Carreira e Chu, 1985). Essa equação descreve o comportamento do concreto sendo capaz de capturar o endurecimento inicial e o amolecimento pós-pico de forma contínua.

É apresentado na Equação (13) a relação tensão de compressão por deformação proposta por Carreira e Chu (1985).

$$\sigma_c = \frac{f'_c \beta \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon'_c} \right)}{\beta - 1 + \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon'_c} \right)^\beta} \quad (13)$$

Onde f'_c representa a tensão máxima de compressão suportada pelo concreto, ε'_c é a respectiva deformação na tensão máxima e β é a um coeficiente de forma da curva que pode ser calculado através da Equação (14).

$$\beta = \frac{1}{1 - \frac{f'_c}{\varepsilon'_c E_{ic}}} \quad (14)$$

Em relação aos esforços de tração, para caracterizar o comportamento da matriz, o presente trabalho destaca a relação entre a tensão de tração (σ_t) e a abertura de fissura (w) descrita pelo modelo de Hordijk (1991) conforme Equação (15).

$$\frac{\sigma_t(w)}{f'_t} = \left[1 + \left(c_1 \frac{w}{w_c} \right)^3 \right] e^{-c_2 \frac{w}{w_c}} - \frac{w}{w_c} (1 + c_1^3) e^{-c_2} \quad (15)$$

Sendo f'_t a resistência à tração, as constantes $c_1 = 3.0$ e $c_2 = 6.93$ definidas por Hordijk (1991) e w_c a abertura de fissura crítica dada pela Equação (16).

$$w_c = 5.14 \frac{G_f}{f'_t} \quad (16)$$

Onde G_f é a energia de fratura da matriz.

2.3.5 Modelo mecânico para as fibras de aço

Em modelos numéricos de concretos reforçados com fibras, a representação explícita das fibras pode ser realizada por meio de elementos estruturais unidimensionais embutidos em elementos sólidos que representam a matriz cimentícia. Essa estratégia é frequentemente adotada em simulações numéricas por permitir a representação direta das fibras no domínio do modelo, mantendo simultaneamente uma formulação computacional relativamente eficiente.

Essa abordagem foi adotada, por exemplo, por Ribeiro (2023) e Oliveira (2019), nos quais as fibras de aço foram modeladas por meio de elementos de treliça tridimensionais embutidos (*embedded elements*) dentro dos elementos sólidos que representam a matriz cimentícia.

Nesse tipo de modelagem, os elementos que representam as fibras são cinematicamente vinculados aos elementos da matriz, assumindo-se aderência

perfeita entre fibra e matriz (Dassault Systèmes, 2016). Consequentemente, o deslizamento relativo na interface fibra–matriz não é modelado explicitamente. Para representar esse fenômeno de forma indireta, atribui-se às fibras uma lei constitutiva tensão–deformação equivalente, capaz de reproduzir o comportamento mecânico resultante do processo de arrancamento das fibras.

A lei tensão–deformação equivalente pode ser obtida a partir do comportamento de arrancamento da fibra, descrito pela relação entre força de arrancamento e deslizamento da fibra. Essa relação pode ser convertida em uma relação tensão–deformação equivalente por meio das expressões empregadas por Oliveira (2019) baseada no trabalho de Soetens *et al.* (2012), conforme Equação (17).

$$(\varepsilon_f, \sigma_f) = \left(\frac{s}{L_f}, \frac{F}{A_f} \right) \quad (17)$$

Em que σ_f e ε_f representam, respectivamente, a tensão normal equivalente e a deformação equivalente da fibra, F corresponde à força de arrancamento, s ao deslizamento da fibra, A_f à área da seção transversal da fibra e L_f ao comprimento total da fibra.

Conforme discutido anteriormente, o comportamento de arrancamento da fibra depende principalmente de dois parâmetros geométricos: o comprimento de embutimento da fibra na matriz (L_E) e o ângulo de inclinação da fibra em relação ao plano de fissuração (θ). Em ensaios experimentais de arrancamento esses parâmetros podem ser definidos de forma controlada. Entretanto, em materiais com múltiplas fibras distribuídas aleatoriamente na matriz cimentícia, tais parâmetros assumem valores distintos para cada fibra que atravessa um plano de fissuração, tornando sua definição mais complexa.

Do ponto de vista geométrico, o comprimento de embutimento máximo de uma fibra que atravessa o plano de fissuração não pode exceder metade de seu comprimento total. Como pode ser difícil definir esse parâmetro em modelos numéricos com fibras discretizadas, pode ser adotado valor único para todo o conjunto de fibras correspondente ao valor médio teórico do intervalo possível, ou seja, um quarto do comprimento do elemento ($L_E = l_f/4$) (Oliveira, 2019).

A determinação experimental do comportamento de arrancamento das fibras exige a realização extensiva de ensaios, devido à elevada dispersão dos resultados.

Além disso, esses ensaios requerem equipamentos específicos capazes de fixar simultaneamente o corpo de prova (CP) e a extremidade livre da fibra, o que nem sempre está disponível em laboratórios convencionais. Diante dessas dificuldades experimentais, diversos modelos analíticos de arrancamento de fibras foram desenvolvidos na literatura para diferentes combinações de fibras e matrizes cimentícias (Ribeiro, 2023).

Entre esses modelos, destaca-se o modelo analítico proposto por Lee, Kang e Kim (2010) para prever o comportamento de arrancamento de fibras de aço em matrizes de UHPC. Inicialmente, o modelo considera o arrancamento de uma fibra lisa e alinhada, sendo posteriormente estendido para incluir o efeito do ângulo de inclinação da fibra.

A formulação original proposta por Naaman *et al.* (1991) considera uma relação tensão de cisalhamento–deslizamento na interface fibra–matriz inicialmente linear elástica até atingir a tensão máxima de adesão τ_{max} . Após esse limite, o comportamento passa a ser governado por uma tensão de cisalhamento por atrito τ_f .

Posteriormente, Lee, Kang e Kim (2010) estenderam esse modelo para considerar fibras inclinadas, introduzindo dois parâmetros adicionais que representam os efeitos geométricos associados à inclinação da fibra: tensão de cisalhamento aparente τ_{app} , que incorpora o efeito pino (*snubbing effect*) e coeficiente de deslizamento β , associado ao efeito de fragmentação da matriz.

A partir dessa definição, a tensão de cisalhamento aparente na interface é definida conforme Equação (18).

$$\tau_{app}(\theta) = e^{f\theta}(\cos \theta)^{\omega} \tau(\theta = 0) \quad (18)$$

Em que: θ é o ângulo de inclinação da fibra em relação ao plano de fissuração, f e ω são coeficientes associados ao efeito pino e $\tau(\theta = 0)$ corresponde à tensão de cisalhamento para uma fibra alinhada.

O coeficiente de deslizamento é dado pela Equação (19).

$$\beta(\theta) = 1 + \gamma \left(\frac{2\theta}{\pi} \right)^n \quad (19)$$

Onde γ e n são parâmetros relacionados à fragmentação local da matriz causada pela inclinação da fibra.

Para a **região perfeitamente aderida**, a força de arrancamento crítica (quando a tensão de cisalhamento atuante na interface fibra/matriz em $x = L_E$ atinge seu valor máximo) é expressa pela Equação (20) e o comportamento de arrancamento, enquanto $F \leq F_{crit}$, é dado pela Equação (21).

$$F_{crit}(\theta) = \frac{\pi d_f \tau_{max(app)}(\theta)}{\lambda} \left[\frac{1 - e^{-2\lambda L_E}}{\left(1 - \frac{1}{Q}\right)(1 + e^{-2\lambda L_E}) + \left(\frac{1}{Q}\right)2e^{-\lambda L_E}} \right] \quad (20)$$

$$\frac{F}{s}(\theta) = \frac{1}{\beta(\theta)} \left(\frac{\lambda A_m E_m}{Q - 2} \right) \left(\frac{1 + e^{-\lambda L_E}}{1 - e^{-\lambda L_E}} \right) \quad (21)$$

Onde λ , Q e K são parâmetros definidos pelas Equações (22), (23) e (24) respectivamente.

$$\lambda = \sqrt{KQ} \quad (22)$$

$$Q = 1 + \left(\frac{A_m E_m}{A_f E_f} \right) \quad (23)$$

$$K = \frac{\pi d_f k}{A_m E_m} \quad (24)$$

Em que k é o módulo de adesão, que corresponde à inclinação inicial da curva tensão de cisalhamento-deslizamento, E_f e E_m são, respectivamente, os módulos de elasticidade da fibra e da matriz e A_f e A_m são, respectivamente, as áreas da fibra e da matriz, admitindo-se $A_m = 100A_f$.

Para a **região parcialmente descolada**, considera-se que a tensão de cisalhamento máxima aparente é igual à tensão por atrito e a força de arrancamento e o deslizamento passam a ser dados pelas Equações (25) e (26), respectivamente.

$$F(\theta) = \pi d_f \tau_f(app)(\theta) + \frac{\pi d_f \tau_{max(app)}(\theta)}{\lambda} \left[\frac{1 - e^{-2\lambda(L_E - u)}}{\left(1 - \frac{1}{Q}\right)(1 + e^{-2\lambda(L_E - u)}) + \left(\frac{1}{Q}\right)2e^{-\lambda(L_E - u)}} \right] \quad (25)$$

$$s(\theta) = \frac{\beta(\theta)}{A_m E_m} \left[F(\theta)(Q - 1)u - \frac{\pi d_f \tau_f(app)(\theta)u^2}{2}(Q - 2) + (F(\theta) - \pi d_f \tau_f(app)(\theta)u) \left(\frac{1 - e^{-\lambda(L_E - u)}}{1 + e^{-\lambda(L_E - u)}} \right) \frac{Q - 2}{\lambda} - \pi d_f \tau_f(app)(\theta)uL_E \right] \quad (26)$$

Para a **região totalmente descolada** a força de arrancamento da fibra de aço inclinada e o deslizamento correspondente podem ser expressos pelas Equações (27) e (28). A tensão de cisalhamento por atrito aparente nesse momento do arrancamento é descrita pela Equação (29).

$$F(\theta) = \pi d_f \tau_{fd}(s, \theta) x \quad (27)$$

$$s(\theta) = (L_E - x) + \left(\frac{x}{L_E}\right) s_0(\theta) \quad (28)$$

$$\tau_{fd}(s, \theta) = \tau_{f(app)}(\theta) e^{[-\eta(s-s_0)^\alpha]} \frac{1 - \exp\left[\frac{-4\nu_f \mu x}{E_f d_f \left(\frac{1+\nu_m}{E_m} + \frac{1-\nu_f}{E_f}\right)}\right]}{1 - \exp\left[\frac{-4\nu_f \mu L_E}{E_f d_f \left(\frac{1+\nu_m}{E_m} + \frac{1-\nu_f}{E_f}\right)}\right]} \quad (29)$$

Em que x é o comprimento embutido remanescente da fibra; $\tau_{fd}(s, \theta)$ é a tensão de cisalhamento equivalente na interface s é o deslizamento da fibra, s_0 é o deslizamento no instante de descolagem completa, L_E é o comprimento inicial de embutimento da fibra, μ é o coeficiente de atrito na interface; ν_f e ν_m são os coeficientes de Poisson da fibra e da matriz e, por fim, α e η são parâmetros que controlam a forma da curva de arrancamento.

Os coeficientes relacionados ao efeito da inclinação da fibra foram calibrados experimentalmente por Lee, Kang e Kim (2010) para fibras de aço em matrizes de UHPC, sendo adotados os valores: $n = 2$, $\gamma = 100$, $f = 1.6$, $\omega = 1.8$.

A partir dessa formulação, obtém-se a relação completa de força–deslizamento da fibra, que pode ser posteriormente convertida em uma relação tensão–deformação equivalente para utilização em modelos numéricos baseados em elementos embutidos, conforme Equação (17).

2.3.6 Abordagens de Acoplamento Termomecânico

Problemas envolvendo estruturas submetidas a variações de temperatura frequentemente requerem a consideração simultânea dos fenômenos de transferência de calor e resposta mecânica do material. O aquecimento induz gradientes térmicos que resultam em deformações térmicas, variações nas propriedades mecânicas e, conseqüentemente, no desenvolvimento de tensões internas. A análise desses

fenômenos pode ser realizada por meio de abordagens de acoplamento termomecânico, nas quais os campos térmico e mecânico são considerados de forma interdependente (Kim, Sankar e Kumar, 2018).

De maneira geral, duas estratégias principais são utilizadas para o tratamento numérico de problemas termomecânicos: o acoplamento sequencial (ou fraco) e o acoplamento totalmente acoplado (ou forte) (Lee, Kang e Kim, 2010).

No acoplamento sequencial, o problema térmico é resolvido inicialmente de forma independente, determinando-se a evolução do campo de temperaturas no domínio ao longo do tempo. Em seguida, esse campo térmico é utilizado como entrada para a análise mecânica, sendo aplicado como um carregamento de campo predefinido. Nesse tipo de abordagem, assume-se que os efeitos mecânicos não influenciam significativamente o campo térmico, ou seja, a deformação do material não altera de maneira relevante o processo de transferência de calor (Assis, 2019).

Essa estratégia é amplamente utilizada em análises de estruturas expostas ao fogo, pois a dissipação de energia mecânica associada às deformações estruturais é, em geral, desprezível quando comparada aos fluxos térmicos provenientes do incêndio. Dessa forma, o campo de temperatura pode ser determinado previamente por meio de uma análise térmica transiente e posteriormente aplicado à análise estrutural para avaliar os efeitos termomecânicos (Reddy e Gartling, 2010).

Por outro lado, no acoplamento totalmente acoplado, as equações que governam os campos térmico e mecânico são resolvidas simultaneamente. Nesse caso, o comportamento mecânico do material pode influenciar diretamente o campo térmico, por exemplo, por meio da geração de calor devido a deformações plásticas ou atrito (Reddy e Gartling, 2010). Esse tipo de abordagem é necessário em problemas nos quais existe forte interação entre os fenômenos térmicos e mecânicos, como em processos de usinagem, fricção ou deformações plásticas intensas (Zhou *et al.*, 2023).

Embora o acoplamento sequencial seja amplamente empregado em análises de estruturas submetidas ao fogo, existem situações em que a transferência direta do campo de temperaturas para um modelo mecânico não representa adequadamente todos os mecanismos físicos envolvidos. Isso ocorre especialmente quando os modelos constitutivos adotados para os materiais são baseados em propriedades equivalentes ou fenomenológicas, cuja validade está associada a condições

específicas de carregamento e não necessariamente à evolução completa das tensões internas induzidas pela expansão térmica diferencial entre os constituintes.

Nesses casos, uma alternativa consiste na utilização de uma abordagem desacoplada baseada em propriedades residuais. Inicialmente realiza-se a análise térmica para determinação da temperatura de exposição do material. Em seguida, as propriedades mecânicas são atualizadas por meio de fatores de degradação dependentes da temperatura e empregadas em uma análise mecânica independente. Essa estratégia é particularmente adequada quando o objetivo é avaliar a resistência residual pós-incêndio, sem representar explicitamente as tensões termicamente induzidas durante o processo de aquecimento.

2.3.7 Técnicas de Homogeneização para Compósitos

Materiais compósitos são caracterizados pela presença de múltiplas fases com propriedades físicas distintas distribuídas em uma mesma matriz. No caso do UHPFRC, a matriz cimentícia e as fibras de aço formam um sistema heterogêneo no qual as propriedades termofísicas e mecânicas variam localmente. A modelagem explícita de cada fibra em escala estrutural pode resultar em elevado custo computacional, especialmente em análises tridimensionais envolvendo milhares de inclusões (Christensen, 2005).

Nesse contexto, técnicas de homogeneização são frequentemente empregadas para substituir o material heterogêneo por um meio equivalente com propriedades efetivas uniformes, preservando o comportamento macroscópico do compósito. O princípio fundamental consiste em determinar propriedades médias equivalentes a partir das propriedades das fases constituintes e de suas frações volumétricas. Esse procedimento permite representar o material por meio de um meio contínuo equivalente, reduzindo significativamente a complexidade do modelo numérico (Liu *et al.*, 2017).

Entre as abordagens mais simples e amplamente utilizadas para estimar propriedades efetivas de compósitos estão as chamadas regras das misturas, que fornecem limites teóricos para o comportamento do material equivalente. Dois modelos clássicos são frequentemente empregados: o modelo de Voigt e o modelo de Reuss (Tham *et al.*, 2019).

O modelo de Voigt, também conhecido como regra das misturas em série, assume que as fases do compósito experimentam deformações ou gradientes uniformes. Nesse caso, as propriedades efetivas são obtidas pela média ponderada das propriedades das fases constituintes (Pianezzer, Gramani e Kaviski, 2018).

Conforme é apresentado na Equação (30), para uma propriedade y_c de um compósito de dois materiais a e b cujas frações volumétricas são dadas por f_a e f_b , respectivamente, a propriedade equivalente para a mistura em série é proporcional às propriedades dos materiais isolados ponderados com sua respectiva fração.

$$y_c = f_a \cdot y_a + f_b \cdot y_b \quad (30)$$

Por outro lado, o modelo de Reuss, ou regra das misturas em paralelo, assume que as fases do compósito estão submetidas a tensões ou fluxos uniformes. Nesse caso, a propriedade efetiva é obtida pela média harmônica das propriedades individuais. Isso se traduz na relação apresentada na Equação (31) (Pianezzer, Gramani e Kaviski, 2018).

$$y_c = \left(\frac{f_a}{y_a} + \frac{f_b}{y_b} \right)^{-1} \quad (31)$$

A escolha do modelo de homogeneização mais adequado depende da orientação e distribuição das fibras em relação ao campo de carregamento térmico ou mecânico. Em materiais com fibras alinhadas paralelamente ao fluxo de calor ou à direção de deformação predominante, o comportamento tende a se aproximar da hipótese de Voigt. Por outro lado, quando as fases estão dispostas de forma que o fluxo térmico atravessasse sequencialmente matriz e fibras, o comportamento aproxima-se do modelo de Reuss (Liu *et al.*, 2017).

No caso do UHPFRC, a orientação das fibras de aço é frequentemente quase aleatória, resultando em um comportamento intermediário entre os limites teóricos definidos por esses modelos. Ainda assim, as regras das misturas fornecem uma aproximação inicial simples e eficiente para a estimativa de propriedades efetivas utilizadas em modelos numéricos de macroescala.

Existem ainda, outras formas de proceder da homogeneização de propriedades de um compósito. Como exemplo, tem-se a expansão da regra das misturas em série que embute na ponderação a razão em massa dos constituintes através das suas

respectivas densidades (ρ). Essa formulação é dada pela Equação (32) (Rao *et al.*, 2019).

$$y_c = \frac{\rho_a}{\rho_c} f_a y_a + \frac{\rho_b}{\rho_c} f_b y_b \quad (32)$$

Uma outra alternativa mais refinada às regras simples das misturas para estimar propriedades efetivas de compósitos é o modelo de Maxwell (1998), originalmente desenvolvido para materiais com inclusões dispersas em uma matriz contínua. Esse modelo considera a interação entre a fase matriz e partículas ou fibras distribuídas no material, sendo particularmente adequado para compósitos com baixa a moderada fração volumétrica de inclusões. No contexto de propriedades de transporte, como a condutividade térmica, o modelo assume que as inclusões estão imersas em uma matriz infinita e que o campo de fluxo ao redor dessas inclusões pode ser aproximado analiticamente (Rao *et al.*, 2019).

Considerando que o material a é a matriz e o material b é a inclusão, a propriedade efetiva do compósito pode então ser expressa pela Equação (33).

$$y_c = \frac{2y_a + y_b + 2f_a(y_b - y_a)}{2y_a + y_b - 2f_a(y_b - y_a)} y_a \quad (33)$$

3 METODOLOGIA

A metodologia adotada neste trabalho foi estruturada em duas etapas principais. Inicialmente, desenvolveu-se um modelo numérico de transferência de calor destinado à avaliação do comportamento térmico do UHPFRC e à investigação de diferentes estratégias de homogeneização das propriedades termofísicas. Em seguida, foi implementado um modelo mecânico baseado na plasticidade com dano do concreto (CDP), incorporando explicitamente a contribuição das fibras de aço e os efeitos da degradação térmica sobre as propriedades do material.

3.1 PLATAFORMA DE SIMULAÇÃO

O estudo utiliza o software comercial de elementos finitos Abaqus/CAE 2018. A escolha justifica-se pela robustez do seu *solver* não linear e pela disponibilidade do modelo constitutivo CDP já integrado, amplamente validado para materiais cimentícios. As simulações são conduzidas no módulo *solver Abaqus/Standard*, apropriado para problemas de transferência de calor e simulações mecânicas quase estáticas.

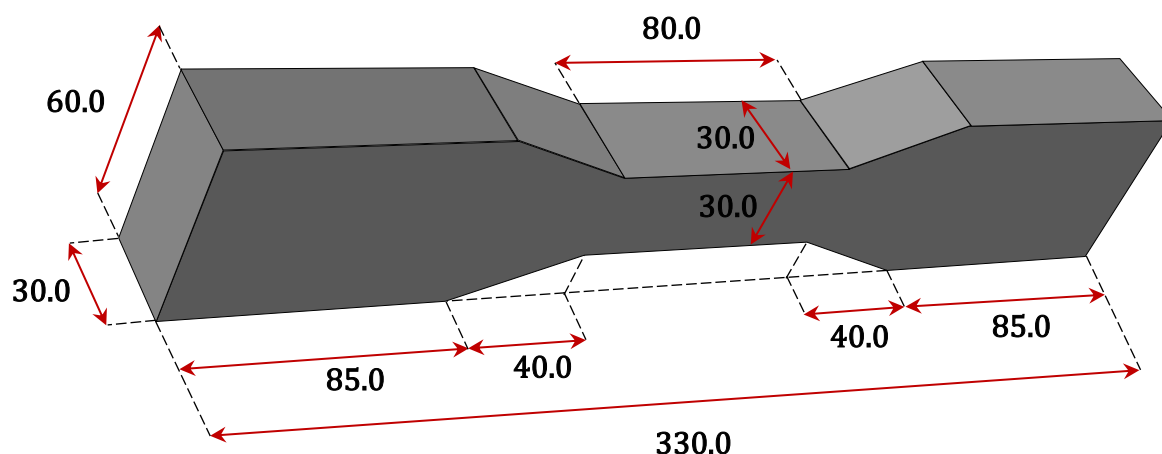
3.2 MODELO TÉRMICO

3.2.1 Geometria, Malha e Condições de Contorno

O modelo térmico foi desenvolvido com base em um corpo de prova do tipo *dogbone*, frequentemente utilizado em ensaios de tração direta de materiais cimentícios, pois permite concentrar o campo de tensões na região central da amostra. A geometria adotada consiste em uma seção central reduzida (seção útil) conectada a extremidades mais largas por regiões de transição, garantindo que a ruptura ocorra preferencialmente na região central. O corpo de prova possui comprimento total de aproximadamente 330 mm, largura mínima na região da seção útil de 30 mm e espessura constante de 30 mm.

A configuração do corpo de prova é apresentada na Figura 28.

Figura 28 – Configuração do corpo de prova *Dogbone*



Fonte: O autor.

Nos modelos bifásicos, que representam explicitamente as fibras de aço, as fibras são geradas automaticamente no interior do volume da matriz cimentícia por meio de um *script* desenvolvido em Python. O algoritmo posiciona as fibras aleatoriamente dentro do domínio tridimensional do corpo de prova, respeitando um cobrimento mínimo em relação às superfícies externas. Cada fibra é representada por um elemento estrutural unidimensional, definido a partir das coordenadas de suas extremidades.

O número total de fibras inseridas no modelo é determinado a partir da fração volumétrica especificada, correspondente à razão entre o volume total do corpo de prova e volume unitário de uma fibra.

A orientação das fibras é controlada por uma distribuição probabilística baseada no coeficiente de orientação η_θ , permitindo reproduzir estatisticamente diferentes graus de alinhamento das fibras no material. O comprimento e o diâmetro das fibras adotados no modelo são de 13 mm e 0.2 mm, respectivamente, enquanto a fração volumétrica de fibras varia entre 0.25% e 2.0%.

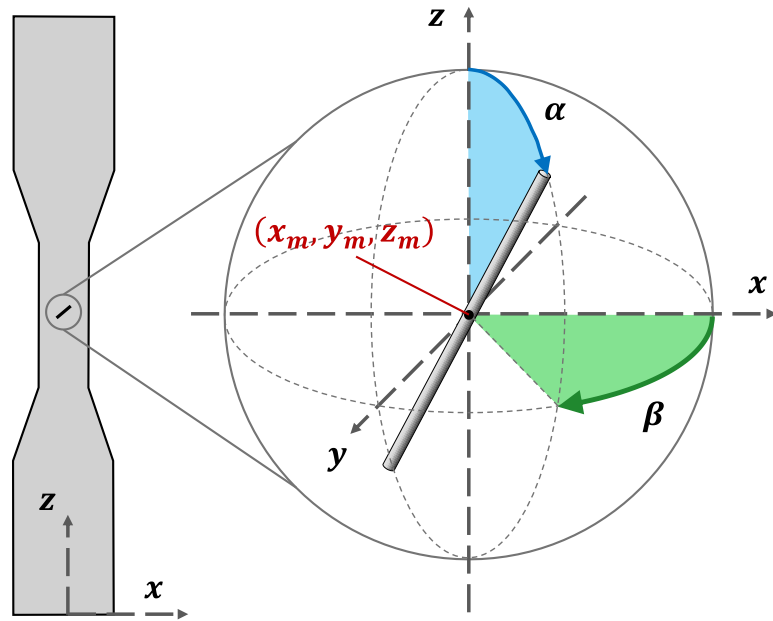
O posicionamento das fibras é realizado a partir da definição de um ponto médio aleatório (x_m, y_m e z_m) no interior do volume do corpo de prova e da atribuição de uma orientação espacial definida por dois ângulos (α e β). Essas coordenadas são geradas aleatoriamente dentro do volume do corpo de prova, respeitando um cobrimento mínimo em relação às superfícies externas, garantindo que nenhuma extremidade da fibra ultrapasse o domínio geométrico.

O posicionamento considera a geometria variável do corpo de prova tipo *dogbone*, cuja largura varia ao longo da direção longitudinal z . Dessa forma, o intervalo admissível da coordenada x_m depende da posição longitudinal da fibra.

Quanto à orientação espacial da fibra, α é o ângulo entre o eixo longitudinal e a fibra, convenientemente definido dessa forma para ser análogo ao ângulo perpendicular ao plano de fissuração da fibra ($\alpha = \theta$). Já β é o ângulo azimutal no plano transversal. Essa configuração pode ser visualizada na Figura 29.

O ângulo β é gerado a partir de uma distribuição uniforme no intervalo $[0, 2\pi]$ já o ângulo α é gerado a partir de uma distribuição normal truncada, limitada ao intervalo $[0, \pi/2]$. Para controlar o grau de alinhamento das fibras no material, é utilizada a média da distribuição (μ_{est}) e o desvio padrão (σ_{est}), ambos definidos a partir do coeficiente de orientação das fibras η_θ , conforme as Equações (34) e (35), respectivamente.

Figura 29 – Esquema de orientação das fibras



Fonte: O autor.

$$\mu_{est} = \arccos(\eta_\theta) \quad (34)$$

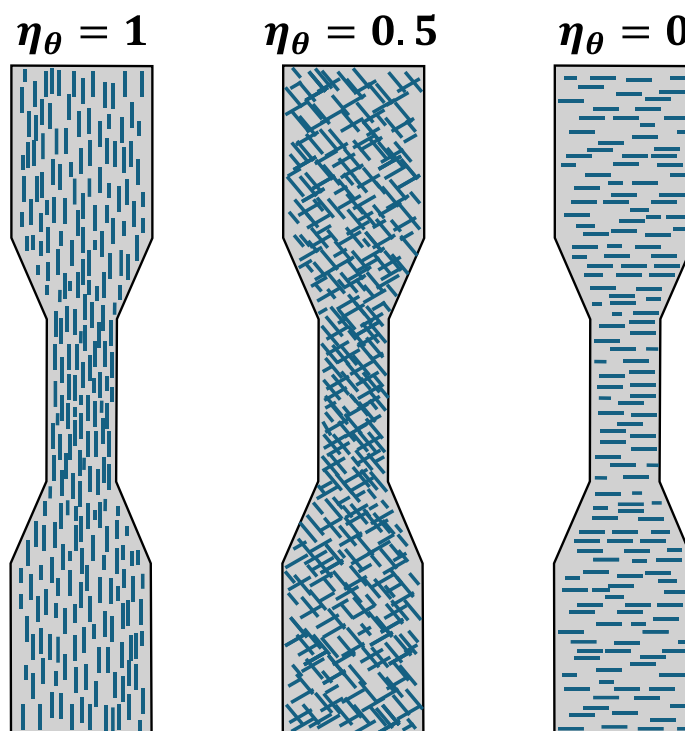
$$\sigma_{est} = \frac{\pi}{2} \eta_\theta (1 - \eta_\theta) \quad (35)$$

Consequentemente, esse procedimento garante que se $\eta_\theta = 1$, então $\alpha = 0$ e as fibras são paralelas ao eixo z , e se $\eta_\theta = 0$, então $\alpha = \pi/2$ e as fibras são paralelas ao plano xy (Figura 30).

A interação entre fibras e matriz é representada por meio da técnica de elementos embutidos (*embedded region*), na qual os elementos que representam as fibras são cinematicamente vinculados aos elementos sólidos da matriz.

A discretização do domínio sólido da matriz foi realizada utilizando elementos tetraédricos lineares de condução térmica (DC3D4). A escolha de elementos tetraédricos foi adotada devido à maior flexibilidade na discretização de geometrias complexas e à capacidade de acomodar adequadamente a presença de fibras discretas distribuídas aleatoriamente no interior do volume. Essa estratégia permite envolver as fibras com um número maior de elementos da matriz sem provocar aumento significativo no custo computacional. O tamanho médio dos elementos foi definido em aproximadamente 3 mm, sendo aplicado um processo de refinamento automático da malha durante a geração do modelo.

Figura 30 – Organização das fibras por coeficiente médio de orientação



Fonte: O autor.

As condições de contorno térmicas consistem na aplicação de uma temperatura prescrita nas faces externas do corpo de prova, representando um processo de aquecimento uniforme do elemento estrutural. Inicialmente, todo o domínio é considerado a uma temperatura uniforme de 20°C. Em seguida, é aplicado um passo de análise transiente no qual a temperatura nas superfícies externas é elevada até 600°C em 200 minutos (taxa de aquecimento de aproximadamente 3°C/min), seguido por um período de manutenção dessa temperatura em regime de patamar térmico por 360 minutos. Durante a análise são registrados os campos de temperatura e fluxo de calor ao longo do corpo de prova, permitindo avaliar a evolução térmica do material e sua distribuição espacial no interior da matriz.

3.2.2 Propriedades Termofísicas

As propriedades termofísicas utilizadas nas simulações numéricas foram definidas como funções dependentes da temperatura, a fim de representar adequadamente o comportamento do material sob aquecimento. Foram consideradas as propriedades térmicas da matriz cimentícia e das fibras de aço, incluindo **condutividade térmica, calor específico e densidade**.

As propriedades térmicas do concreto foram obtidas a partir do estudo experimental apresentado por Xue *et al.* (2022), no qual são reportadas propriedades termofísicas dependentes da temperatura para exemplares de UHPFRC submetidos a elevadas temperaturas. Já as propriedades das fibras de aço foram adotadas conforme Li *et al.* (2022), que apresenta modelos analíticos para propriedades térmicas de fibras metálicas utilizadas em concretos reforçados com fibras.

Todas as propriedades foram implementadas no modelo de elementos finitos como tabelas dependentes da temperatura, conforme requerido pelo *solver* térmico do Abaqus.

Por conveniência, as formulações originalmente apresentadas na literatura foram adaptadas por meio de ajustes de unidades, de modo a manter consistência com o sistema de unidades adotado nas simulações numéricas. No presente estudo, o modelo utiliza segundos como unidade de tempo e milímetros como unidade de comprimento. Dessa forma, as propriedades termofísicas foram convertidas para unidades compatíveis com esse sistema, resultando em condutividade térmica expressa em W/mm°C, calor específico em J/kg°C e densidade em kg/mm³. Essa

padronização garante a coerência dimensional das equações governantes implementadas no modelo de elementos finitos e evita inconsistências numéricas durante a resolução do problema de transferência de calor.

A condutividade térmica da matriz cimentícia foi considerada como função da temperatura segundo a relação proposta por Xue *et al.* (2022) (Equação 36), representando a redução progressiva da capacidade de condução térmica do concreto com o aumento da temperatura, fenômeno associado à formação de microfissuras, evaporação da água livre e degradação da matriz cimentícia.

$$\lambda_M(T) = 0.001 \cdot (2 \cdot 10^{-6}T^2 - 0.0035T + 2.9631) \quad (36)$$

Onde λ_M é a condutividade térmica da matriz (W/mm°C) e T é a temperatura (°C).

O calor específico do concreto foi modelado por uma função definida em trechos, também baseada em Xue *et al.* (2022) como descrito na Equação (37).

$$c_M(T) = \begin{cases} 0.156T + 1127.2 & 20^\circ\text{C} \leq T \leq 600^\circ\text{C} \\ 57.49T - 33274 & 600^\circ\text{C} < T \leq 700^\circ\text{C} \\ -35.49T + 31812 & 700^\circ\text{C} < T \leq 800^\circ\text{C} \\ 1710 & 800^\circ\text{C} < T \leq 900^\circ\text{C} \end{cases} \quad (37)$$

Onde c_M representa o calor específico da matriz cimentícia (J/kg°C).

A densidade do concreto (ρ_M) também foi considerada dependente da temperatura, sendo modelada pela Equação (38).

$$\rho_M(T) = 2400 \cdot 10^{-9} \cdot (-0.00032T + 1.023) \quad (38)$$

Essa relação descreve a perda de massa associada à evaporação da água e à decomposição de produtos de hidratação do cimento.

Já para as propriedades térmicas das fibras metálicas, foi adotada a proposta trazida por Li *et al.* (2022) para condutividade térmica, o calor específico e a densidade, conforme as Equações (39), (40) e (41), respectivamente.

$$\lambda_s = \begin{cases} 0.001 \cdot (54 - 3.33 \times 10^{-2}T) & 20^\circ\text{C} \leq T \leq 800^\circ\text{C} \\ 0.001 \cdot 27.3 & 800^\circ\text{C} \leq T \leq 1200^\circ\text{C} \end{cases} \quad (39)$$

$$c_s = \begin{cases} 425 + 7.73 \times 10^{-1}T - 1.69 \times 10^{-3}T^2 + 2.22 \times 10^{-6}T^3 & 20^\circ\text{C} \leq T \leq 600^\circ\text{C} \\ 666 + \frac{13002}{738 - T} & 600^\circ\text{C} < T \leq 735^\circ\text{C} \\ 545 + \frac{17820}{T - 731} & 735^\circ\text{C} \leq T \leq 900^\circ\text{C} \\ 650 & 900^\circ\text{C} \leq T \leq 1200^\circ\text{C} \end{cases} \quad (40)$$

$$\rho_s = 7800 \cdot 10^{-9} \quad (41)$$

Essas referências foram selecionadas por apresentarem propriedades termofísicas determinadas experimentalmente especificamente para concretos de ultra-alto desempenho e fibras metálicas empregadas na mistura.

3.2.3 Abordagem de Homogeneização Térmica

A representação explícita das fibras de aço por meio de elementos discretos permite capturar com maior fidelidade os mecanismos físicos de transferência de calor no compósito. Entretanto, esse tipo de abordagem aumenta significativamente o custo computacional das simulações, especialmente quando se considera um elevado número de fibras distribuídas aleatoriamente no domínio. Dessa forma, com o objetivo de reduzir o tempo de processamento numérico, foram investigadas abordagens de homogeneização térmica, nas quais o compósito UHPFRC é representado como um material equivalente homogêneo.

Nessa abordagem, as propriedades térmicas efetivas do compósito são obtidas a partir das propriedades individuais da matriz cimentícia e das fibras de aço, ponderadas de acordo com suas frações volumétricas. Para isso, foram testados diferentes modelos de homogeneização baseados em formulações clássicas da teoria de compósitos, incluindo a regra das misturas em série, a regra das misturas em paralelo, o modelo ponderado por densidade e o modelo de Maxwell para inclusões dispersas.

Os modelos homogêneos foram comparados com um modelo bifásico de referência, no qual as fibras são representadas explicitamente no domínio tridimensional por elementos discretos embutidos na matriz de concreto. Esse modelo bifásico é considerado como referência para avaliar a precisão das abordagens de homogeneização.

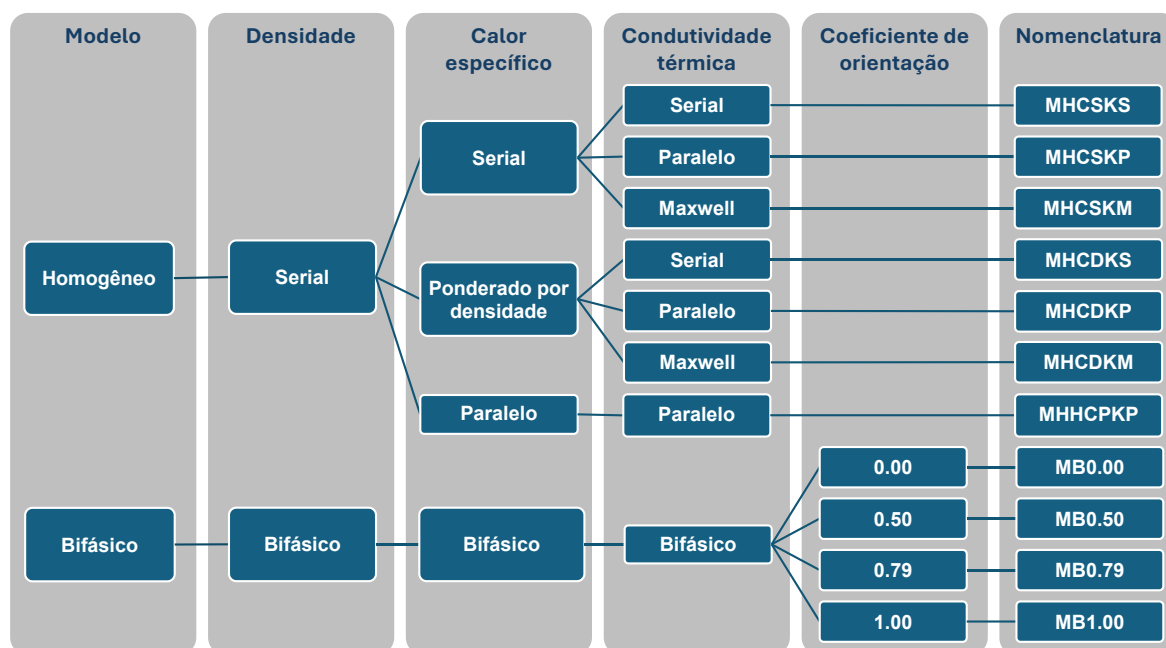
As simulações foram realizadas para diferentes frações volumétricas de fibras (0.25%, 0.50%, 0.75%, 1.00%, 1.50%, 2.00%), objetivando verificar se a resposta dos modelos homogêneos é capaz de acompanhar devidamente o aumento do conteúdo do reforço.

A Figura 31 apresenta a estrutura geral das combinações de modelos investigadas neste estudo, indicando as diferentes estratégias de homogeneização

aplicadas às propriedades térmicas do material, bem como a nomenclatura utilizada para identificação de cada modelo numérico.

O fluxograma evidencia que os modelos homogêneos diferem exclusivamente quanto às estratégias adotadas para homogeneização das propriedades térmicas, enquanto os modelos bifásicos representam explicitamente as fibras discretas.

Figura 31 – Combinações de abordagens de homogeneização térmica e nomenclatura de identificação das simulações



Fonte: O autor.

3.2.4 Estudo de Convergência de Malha

Com o objetivo de garantir a independência dos resultados em relação à discretização espacial, foi realizado um estudo de convergência de malha para o modelo térmico adotado.

Para essa análise, considerou-se um modelo representativo com fração volumétrica de fibras de 1,0% e coeficiente de orientação $\eta_\theta = 0.5$. O critério de avaliação adotado foi a evolução da temperatura no ponto central do corpo de prova (região mais crítica em termos de gradiente térmico), bem como o valor final de temperatura nesse ponto ao término do aquecimento, quando as faces externas atingem 600°C.

Foram avaliados diferentes tamanhos característicos de elemento, variando de 1 mm a 10 mm. Na Tabela 3 é apresentado o conjunto de valores de temperatura obtidos no ponto central para cada refinamento de malha.

Tabela 3 – Estudo de convergência de malha

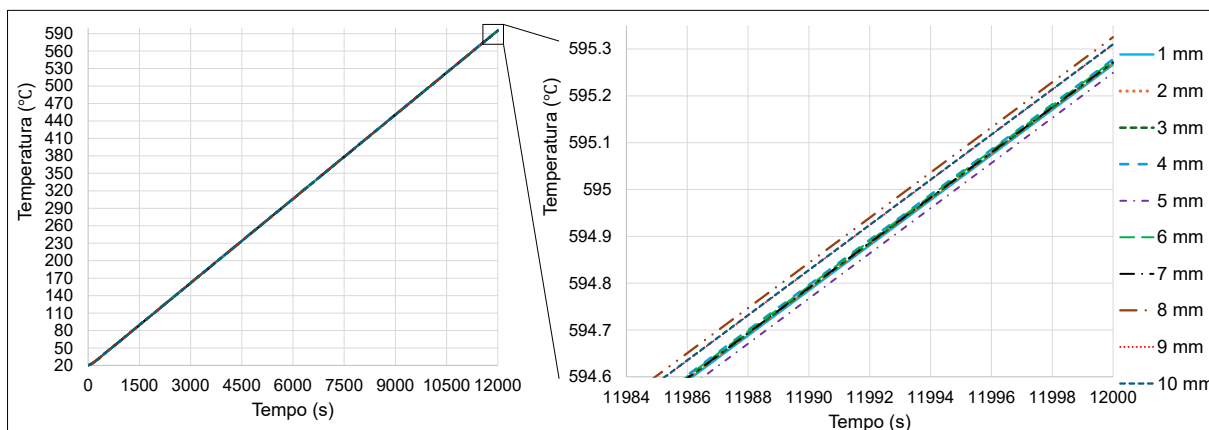
Tamanho da malha (mm)	Temperatura no centro (°C)
1	595.266
2	595.269
3	595.271
4	595.278
5	595.249
6	595.276
7	595.272
8	595.325
9	595.309
10	595.310

Fonte: O autor.

Observa-se que, a partir de tamanhos de elemento iguais ou inferiores a aproximadamente 4 mm, os resultados apresentam convergência para um valor praticamente constante, com variações inferiores a 0,01%. Pequenas oscilações ainda são observadas para malhas mais grosseiras, porém sem impacto significativo no resultado global.

A Figura 32 apresenta a evolução da temperatura no ponto central ao longo do tempo para diferentes refinamentos de malha, evidenciando a sobreposição das curvas para malhas mais refinadas.

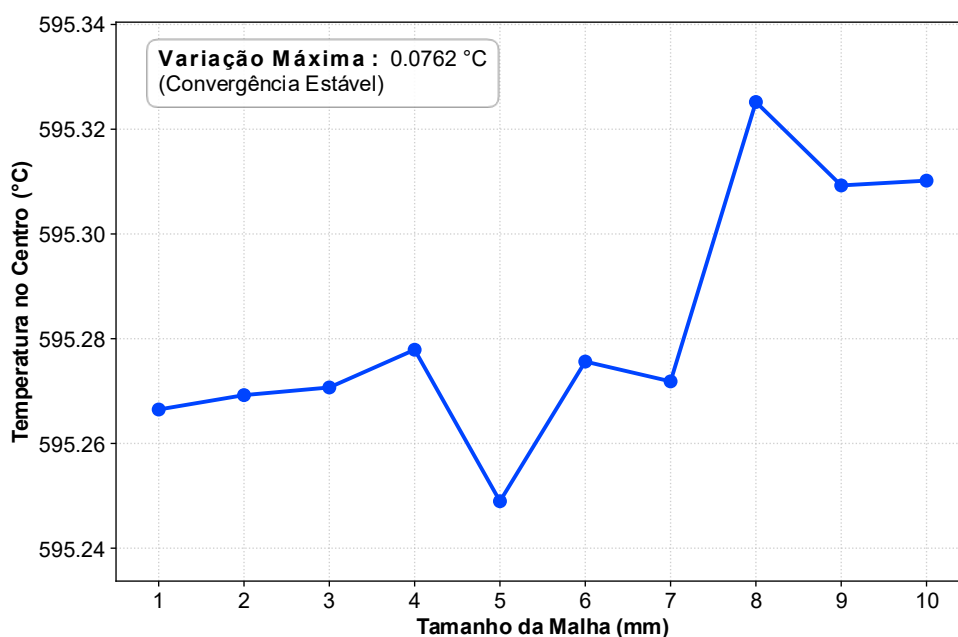
Figura 32 – Temperatura ao longo do tempo para diferentes malhas



Fonte: O autor.

A Figura 33 apresenta a variação da temperatura no ponto central em função do tamanho de elemento, evidenciando o comportamento assintótico da solução.

Figura 33 – Temperatura no ponto central em função do tamanho de elemento



Fonte: O autor.

Por fim, com base nesses resultados, adotou-se o tamanho de elemento de 3 mm nas simulações, por representar um compromisso adequado entre precisão numérica e custo computacional, garantindo resultados convergidos sem aumento excessivo do tempo de processamento.

3.3 MODELO MECÂNICO

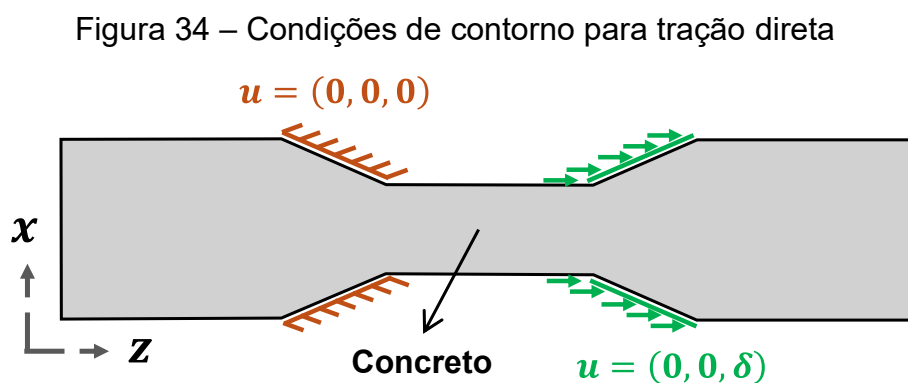
3.3.1 Geometria, Malha e Condições de Contorno

A geometria adotada para as simulações mecânicas seguiu a mesma configuração utilizada no modelo térmico para os ensaios de tração, garantindo consistência entre as análises. Dessa forma, foi utilizado um corpo de prova do tipo *dogbone*, previamente apresentado na Seção 3.2, com redução de seção na região central para indução da fissuração.

A discretização da matriz de concreto foi realizada com elementos tetraédricos do tipo C3D4, enquanto as fibras de aço foram modeladas por elementos únicos de treliça tridimensionais T3D2. As fibras foram inseridas explicitamente no domínio e acopladas à matriz por meio da técnica de *embedded region*, assumindo perfeita aderência entre fibra e matriz.

As condições de contorno foram definidas de forma a reproduzir os ensaios mecânicos de tração, nos quais uma extremidade foi totalmente restringida, enquanto a outra recebeu deslocamento imposto na direção axial;

A Figura 34 ilustra o esquema de carregamento dos modelos mecânicos de tração.



Todas as análises foram realizadas em regime estático (*General Static*), assumindo carregamento monotônico controlado por deslocamento com formulação implícita, ativando-se a consideração de não linearidade geométrica (*nlgeom=ON*). Devido às severas instabilidades numéricas inerentes ao comportamento de fratura e amolecimento (*softening*) do concreto, implementou-se um esquema de estabilização artificial automática baseado na fração de energia dissipada (*Dissipated Energy Fraction*), com magnitude de 0.0005 e razão de amortecimento adaptativo de 0.06.

Adicionalmente, para assegurar a captura precisa da evolução do dano, o processo de carregamento foi subdividido com controle rigoroso de incrementos, permitindo passos entre o mínimo de 10^{-7} e o máximo de 10^{-2} .

3.3.2 Modelagem mecânica do concreto

O comportamento não linear do concreto foi representado por meio do modelo CDP, já apresentado anteriormente, que combina plasticidade com degradação de rigidez associada ao dano em tração e compressão.

O comportamento em compressão implementado no CDP foi baseado no modelo de Carreira e Chu (1985) e o comportamento em tração foi descrito a partir do modelo de Hordijk (1991), utilizando uma abordagem baseada em abertura de fissura (*displacement-based*), permitindo representar adequadamente o processo de amolecimento (*strain-softening*) e a dissipação de energia.

Os parâmetros de dano de compressão (d_c) e tração (d_t), que caracterizam a degradação da rigidez, foram estimados por meio das Equação (42).

$$d_{c,t} = 1 - \frac{\sigma_{c,t}}{f_{c,t}} \quad (42)$$

Os parâmetros elásticos do concreto foram definidos com base nos resultados experimentais de Ribeiro (2023), conforme apresentado na Tabela 4.

Tabela 4 – Parâmetros elásticos do UHPC

Propriedade	Valor
Resistência à compressão (f_c)	134.59 MPa
Módulo de elasticidade (E)	41.23 GPa
Deformação no pico: (ε_{peak})	0.00362
Resistência à tração (f_t)	6.86 MPa
Energia de fratura (G_f)	0.04 N/mm

Fonte: Adaptado de Ribeiro (2023).

3.3.3 Modelo Elastoplástico das Fibras Discretas

A tensão nas fibras é função do ângulo de orientação θ , sendo definida por curvas específicas para cada grupo angular, $\sigma_f = f(\varepsilon, \theta)$, assim como as implementações de Oliveira (2019) e Ribeiro (2023), utilizando o modelo de arrancamento de Lee, Kang e Kim (2010).

Foram reunidos na Tabela 5 todos os parâmetros empregados no modelo, sendo os mesmos utilizados por Ribeiro (2023), com exceção dos fatores k , α , η e do Comprimento efetivo de ancoragem que foram ajustados iterativamente com o objetivo de ajustar melhor as curvas numéricas aos resultados experimentais obtidos por Ribeiro (2023).

Os dados de entrada foram calculados e organizados em faixas de orientação (0° a 89° , com intervalos de 5°), para atribuição simplificada de propriedades de todas as fibras. A Figura 35 apresenta o desenvolvimento da tensão pela deformação das fibras para algumas dessas diferentes orientações.

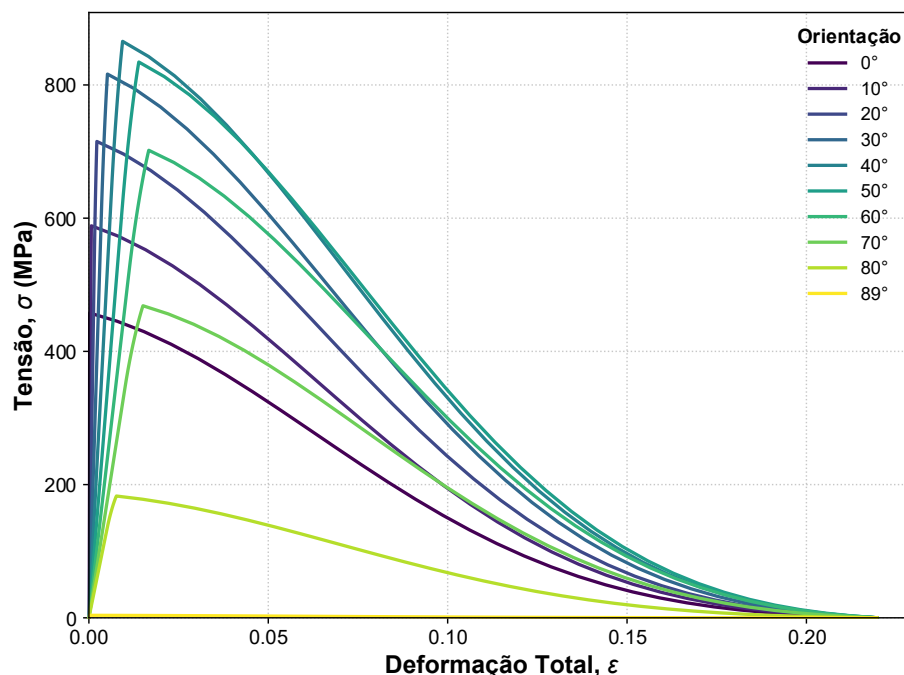
A orientação foi inserida nas simulações de forma a alinhar a origem do ângulo θ com a direção perpendicular ao plano de abertura das fissuras, conforme modelado por Ribeiro (2023). Para tração, a orientação é inserida por meio de uma variável de campo no Abaqus que recebe o valor do ângulo do grupo de orientações equivalente ao ângulo entre o eixo Z e o alongamento da fibra.

Tabela 5 – Parâmetros do modelo de arrancamento das fibras

Parâmetro	Valor
Comprimento da fibra (l_f)	13 mm
Diâmetro da fibra (d_f)	0.2 mm
Módulo de elasticidade	200000 MPa
k	3500 MPa/mm (ajustado iterativamente)
Comprimento efetivo (L_E)	13×0.22 mm (ajustado iterativamente)
τ_{max}	8 Mpa
μ	0.3
α	2 (ajustado iterativamente)
η	0.4 (ajustado iterativamente)
f	1,6
ω	1,8
n	2
γ	100
Coeficiente de Poisson (ν_f)	0.3

Fonte: O autor.

Figura 35 – Curvas tensão-deformação das fibras para diferentes orientações



Fonte: O autor.

3.3.4 Estudo de Convergência de Malha

De forma análoga ao modelo térmico, foi conduzido um estudo de convergência de malha para garantir independência dos resultados nas simulações mecânicas.

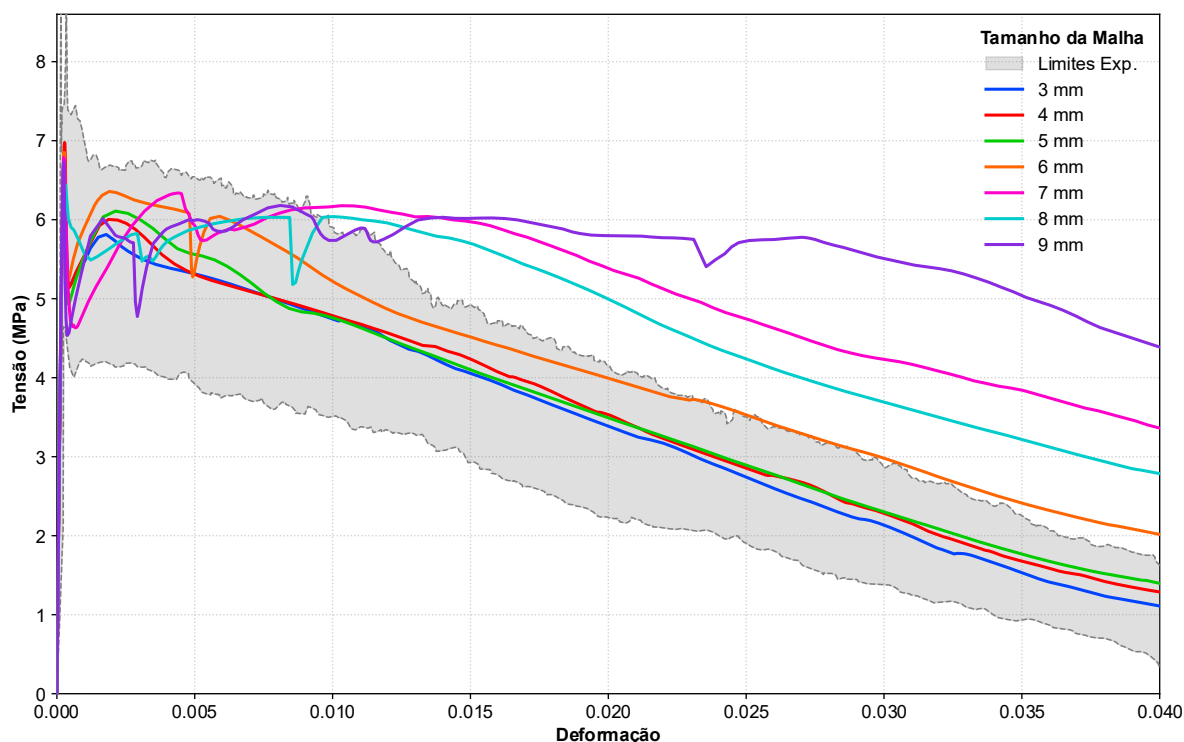
Para o estudo, foi fixada a razão volumétrica de 1% de fibras, com os coeficientes de orientação médios experimentalmente determinados e ensaiados por Ribeiro (2023) de 0.73.

O teste de malha foi feito para o carregamento de tração (*Dogbone*), que é o modelo mais sensível à modelagem do concreto, das fibras e da interação de ambos.

Baseado no fato de que as simulações conduzidas por Ribeiro (2023) e Oliveira (2019) alcançaram bons resultados com a implementação de fibras representadas por elementos únicos, os testes foram conduzidos alterando os tamanhos dos elementos de 3 a 9 milímetros.

O critério de avaliação foi a resposta tensão–deformação global. É apresentado na Figura 36.

Figura 36 – Convergência da malha para o modelo mecânico



Fonte: o autor.

A partir dos resultados, observou-se que a partir de um tamanho de malha de aproximadamente 3 mm, as curvas apresentam convergência e que refinamentos adicionais não resultam em alterações significativas na resposta global.

3.3.5 Calibração do Modelo Mecânico

A calibração do modelo mecânico foi conduzida a partir da reprodução numérica dos ensaios experimentais de tração, utilizando corpos de prova do tipo *dogbone*, e de compressão, em corpos cilíndricos, buscando garantir a representatividade das curvas tensão–deformação obtidas experimentalmente por Ribeiro (2023).

A estratégia adotada consistiu na realização de análises paramétricas controladas, avaliando a influência de parâmetros do modelo constitutivo Concrete Damaged Plasticity (CDP), bem como de ajustes específicos introduzidos neste trabalho para melhor representação do comportamento pós-pico.

Para as análises de tração, foi considerado um modelo representativo com fração volumétrica de fibras igual a 1% e coeficiente médio de orientação $\eta = 0.73$, valores selecionados em função da disponibilidade de dados experimentais correspondentes para validação direta (Ribeiro, 2023). Durante essa etapa, os parâmetros

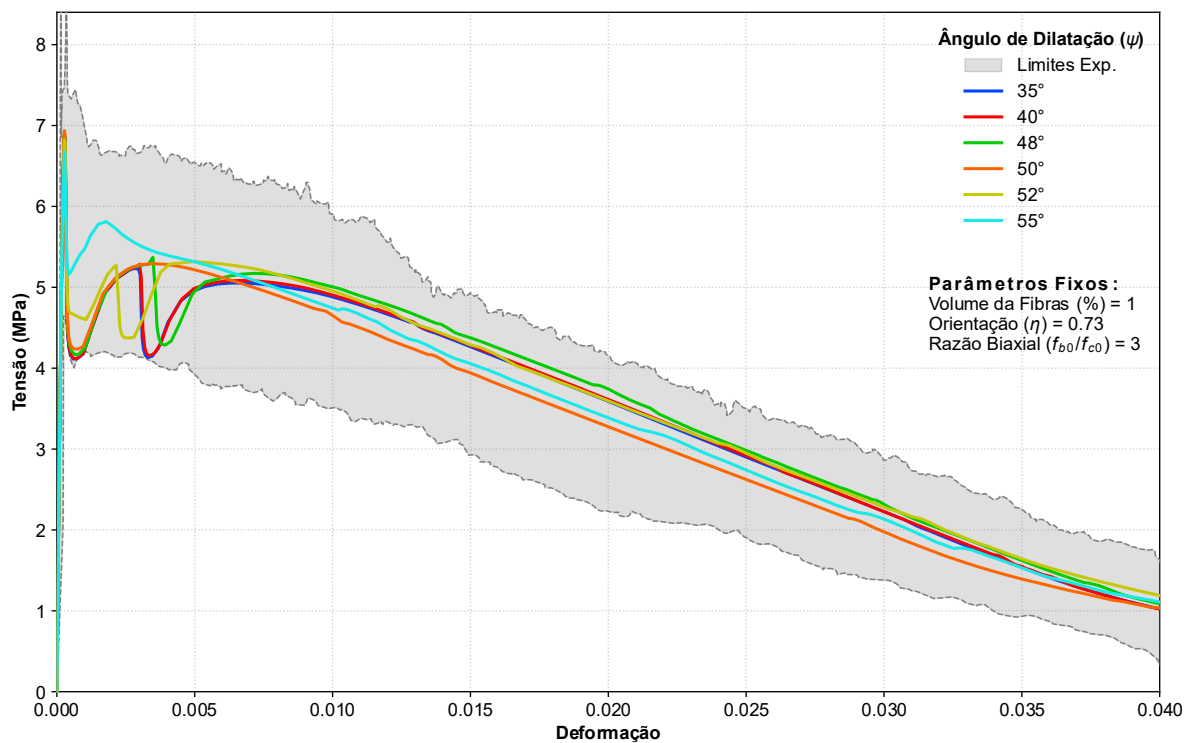
excentricidade (e), parâmetro K e viscosidade foram mantidos constantes, assumindo, respectivamente, os valores 0.1 , 0.667 e $2 \cdot 10^{-5}$, conforme recomendações amplamente empregadas na literatura para materiais cimentícios de alto desempenho. A calibração concentrou-se na análise de sensibilidade do ângulo de dilatação (ψ) e da relação f_{b0}/f_{c0} , parâmetros associados à superfície de escoamento do modelo CDP e reconhecidamente influentes na resposta não linear do material.

Especialmente em relação ao parâmetro f_{b0}/f_{c0} , embora o valor 1.16 seja tradicionalmente adotado para concretos convencionais, estudos recentes indicam matrizes de UHPFRC podem exigir valores superiores para representar adequadamente seu comportamento no modelo, o que motiva sua inclusão no procedimento de calibração do modelo constitutivo. Como exemplo disso, Fakeh, Jawdhari e Fam (2025) recomendaram valores entre 2.00 e 3.00 após calibração com resultados experimentais de compressão uniaxial de UHPFRC.

Dessa forma, foram avaliados valores de ângulo de dilatação iguais a 35°, 40°, 48°, 50°, 52°, 55°, bem como valores da relação f_{b0}/f_{c0} iguais a 1.16, 1.50, 2.00, 2.50 e 3.00.

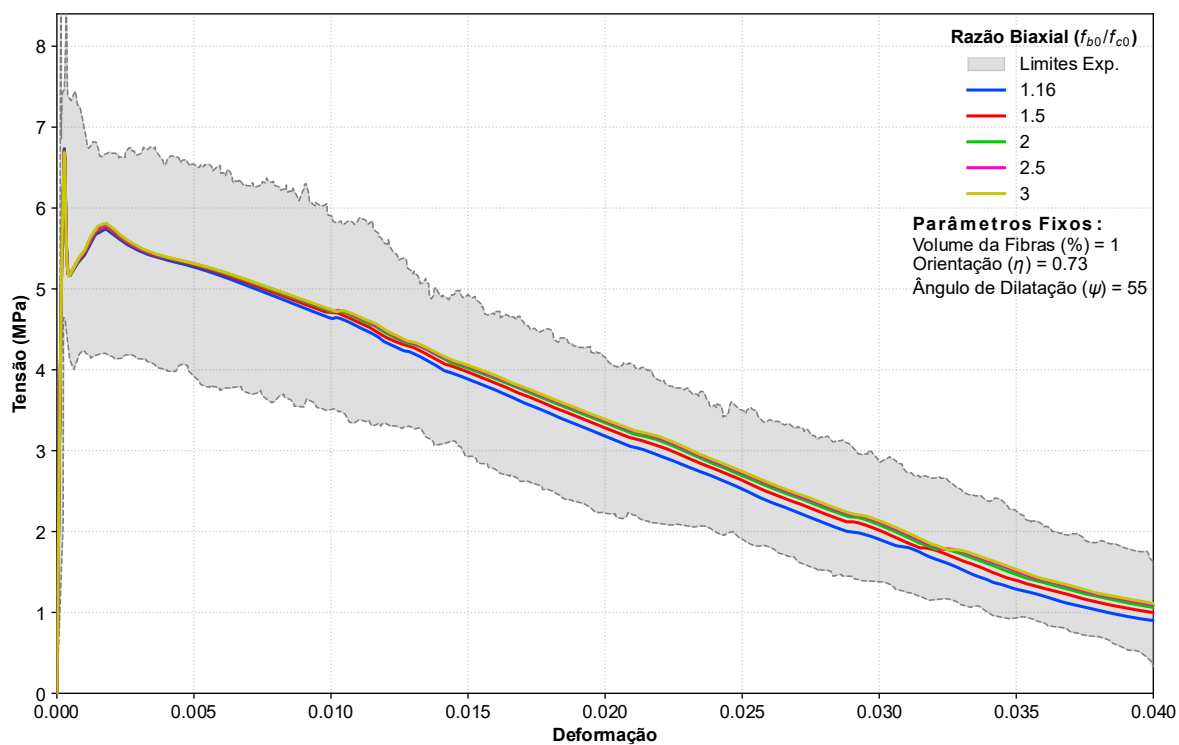
Para cada combinação de parâmetros, foram obtidas curvas tensão–deformação completas, permitindo a análise comparativa quanto à rigidez inicial, tensão máxima, deformação no pico e comportamento pós-pico. Os resultados dessa análise são apresentados na Figura 37, que ilustra a influência do ângulo de dilatação na resposta do material, e na Figura 38, que apresenta a variação das curvas em função da relação f_{b0}/f_{c0} .

Figura 37 – Influência do ângulo de dilatação na resposta do material



Fonte: O autor.

Figura 38 – Influência da relação f_{b0}/f_{c0} na resposta do material



Fonte: O autor.

Observa-se que o aumento do ângulo de dilatação tende a aumentar a rigidez imediatamente no pós-pico e influenciar significativamente a criação de pontes de tensão das fibras, ao passo que a variação de f_{b0}/f_{c0} também mostrou uma pequena influência na ductilidade do material. Com base nesses resultados, foram adotados os valores $\psi = 55^\circ$ e $f_{b0}/f_{c0} = 3$, por apresentarem melhor concordância com os dados experimentais em termos de resistência máxima, rigidez inicial e comportamento pós-pico.

A calibração conjunta desses parâmetros permitiu a obtenção de um modelo numérico capaz de reproduzir, de maneira consistente, o comportamento mecânico do concreto reforçado com fibras de aço sob diferentes condições de carregamento.

3.3.6 Definição das Propriedades Mecânicas (dependentes da temperatura)

As propriedades mecânicas do concreto foram consideradas dependentes da temperatura, de modo a representar a degradação do material quando submetido a carregamento térmico. Para isso, foram adotados fatores de redução aplicados às propriedades de referência a 20°C , conforme proposto por Banerji e Kodur (2022).

A evolução das propriedades foi definida por meio dos coeficientes de degradação da resistência à compressão, módulo de elasticidade, deformação de compressão no pico e resistência à tração, representados pelas Equações (43), (44), (45) e (46).

$$\alpha_{f_c}(T) = -1.02 \times 10^{-3}T + 1.02 \quad (43)$$

$$\alpha_E(T) = 1.42 \times 10^{-6}T^2 - 2.4 \times 10^{-3}T + 1.05 \quad (44)$$

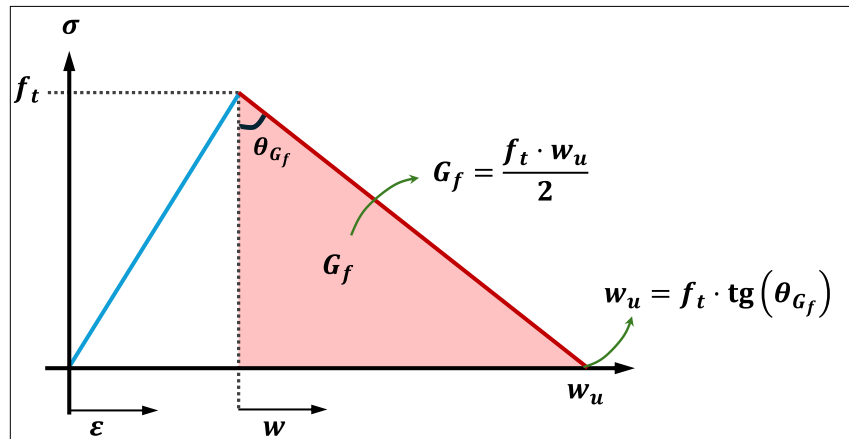
$$\alpha_{\varepsilon_c}(T) = 2.7 \times 10^{-8}T^3 - 2.0 \times 10^{-5}T^2 + 8.1 \times 10^{-3}T + 0.85 \quad (45)$$

$$\alpha_{f_t}(T) = \begin{cases} -1.8 \times 10^{-3}T + 1.04, & T \leq 200^\circ\text{C} \\ -7.0 \times 10^{-4}T + 0.82, & 200 < T \leq 600^\circ\text{C} \\ -1.4 \times 10^{-3}T + 1.26, & T > 600^\circ\text{C} \end{cases} \quad (46)$$

A energia de fratura do concreto, G_f , foi avaliada considerando sua definição física como a energia dissipada durante o processo de fissuração, correspondente à área sob a curva tensão–abertura de fissura no regime de tração.

Para fins de simplificação e viabilização da implementação numérica, essa área foi aproximada por uma forma triangular, conforme ilustrado na Figura 39.

Figura 39 – Aproximação triangular da curva tensão–abertura de fissura



Fonte: O autor.

Nessa aproximação, a altura do triângulo corresponde à resistência à tração f_t e a base corresponde à abertura de fissura crítica w_u , definida como o valor para o qual a tensão se anula. Dessa forma, a energia de fratura pode ser expressa pela Equação (47).

$$G_f = \frac{1}{2} f_t w_u \quad (47)$$

A abertura de fissura crítica w_u pode ser estimada geometricamente a partir da inclinação descendente da curva tensão–abertura de fissura. Admitindo que o decaimento da tensão pode ser representado por uma reta com inclinação constante, define-se um ângulo característico θ_{G_f} que estabelece relação da Equação (48), que permite expressar a Equação (47) em termos da Equação (49).

$$w_u = f_t \cdot \tan(\theta_{G_f}) \quad (48)$$

$$G_f = \frac{1}{2} f_t^2 \tan(\theta_{G_f}) \quad (49)$$

Ampliando essa ideia para uma temperatura T , admite-se que a mesma relação permanece válida (Equação 50).

$$G_f(T) = \frac{1}{2} f_t(T)^2 \tan(\theta_{G_f}(T)) \quad (50)$$

Entretanto, devido à ausência de dados experimentais consistentes na literatura que descrevam a variação do ângulo θ_{G_f} com a temperatura, adotou-se a hipótese simplificadora de que esse parâmetro permanece constante, ou seja, $\theta_{G_f}(T) \approx \theta_{G_f}$.

Sob essa hipótese, a relação entre a energia de fratura em temperatura elevada e à temperatura ambiente pode ser obtida pela razão da Equação (51), ou, simplesmente, resumida pela Equação (52).

$$\alpha_{G_f}(T) = \frac{G_f(T)}{G_f} = \frac{f_t(T)^2 \tan(\theta_{G_f})}{f_t^2 \tan(\theta_{G_f})} = \left(\frac{f_t(T)}{f_t} \right)^2 \quad (51)$$

$$\alpha_{G_f}(T) = \alpha_{f_t}^2(T) \quad (52)$$

Essa formulação implica que a degradação da energia de fratura será governada predominantemente pela redução da resistência à tração do material, assumindo que o mecanismo de amolecimento não sofre alterações significativas com a temperatura.

As fibras foram modeladas com comportamento elastoplástico dependente da orientação, com base em dados experimentais de arrancamento.

A degradação térmica das fibras foi incorporada com base no trabalho numérico-experimental desenvolvido por Fang *et al.* (2023). A partir da realização de ensaios de arrancamento de fibras da matriz cimentícia, os autores obtiveram os resultados dispostos na Tabela 6.

Tabela 6 – Resultados experimentais de arrancamento das fibras em diferentes temperaturas

Temperatura (°C)	25	200	400	600	800
Tensão máxima de arrancamento (σ_{pico} – MPa)	9.480	8.804	6.798	3.625	1.494
Arrancamento no pico (s_{pico} – mm)	0.107	0.158	0.274	0.309	0.187

Fonte: Adaptado de Fang *et al.* (2023).

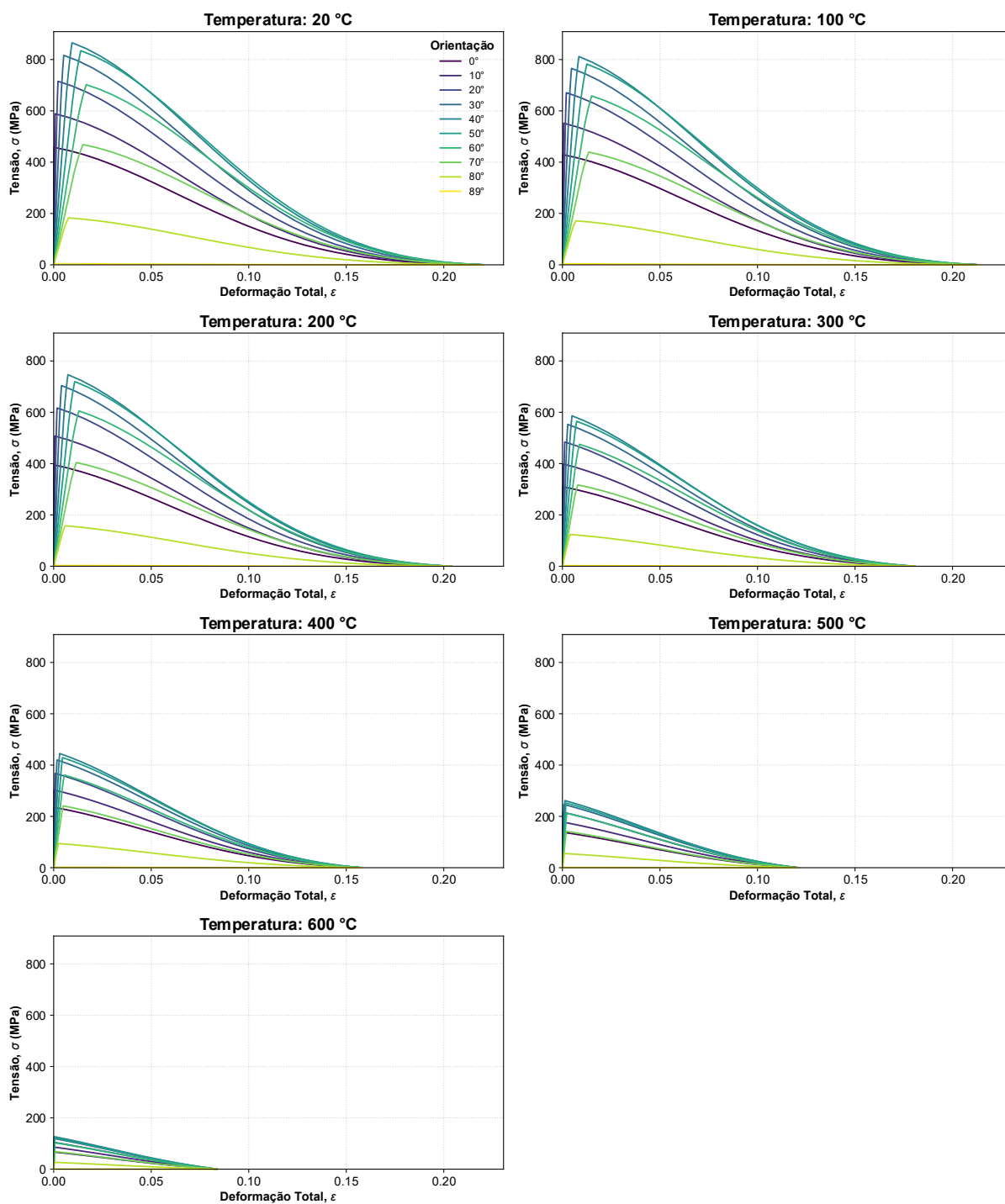
O cálculo dos fatores de correção para as fibras foi feito a partir das Equação (53) para os pontos experimentais dados e linearmente interpolados para os demais valores de temperatura.

$$\alpha_{\tau}(T) = \frac{\sigma_{pico}(T)}{\sigma_{pico,25^{\circ}C}} \quad (53)$$

O fator foi implementado sobre a tensão máxima de adesão e sobre o comprimento efetivo para recálculo das curvas de entrada das fibras em diferentes temperaturas.

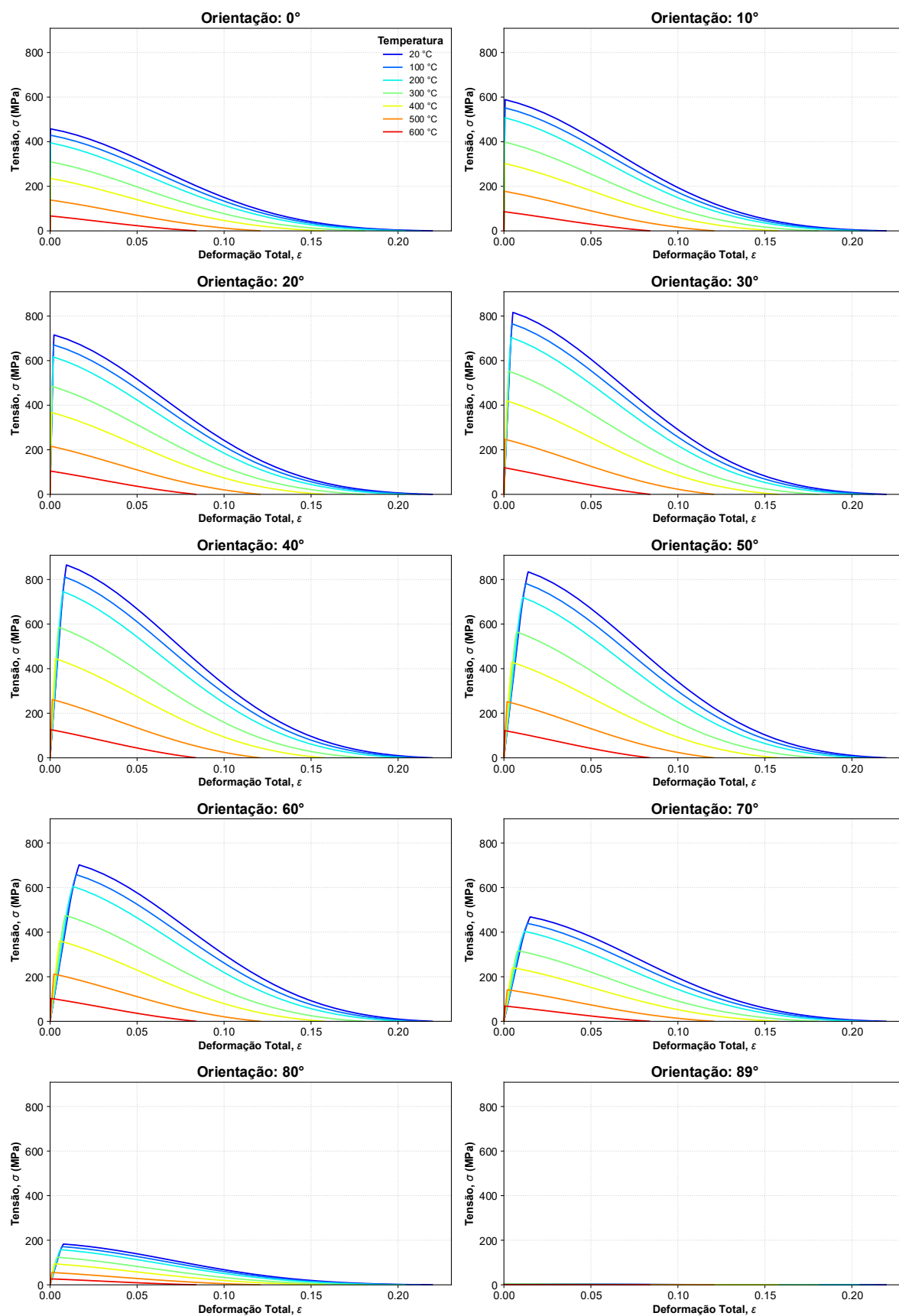
A Figura 40 apresenta as curvas de Tensão por deformação para diferentes temperaturas e a Figura 41 apresenta as curvas para diferentes orientações.

Figura 40 – Curvas tensão-deformação para diferentes temperaturas



Fonte: O autor.

Figura 41 – Curvas tensão-deformação para diferentes orientações



Fonte: O autor.

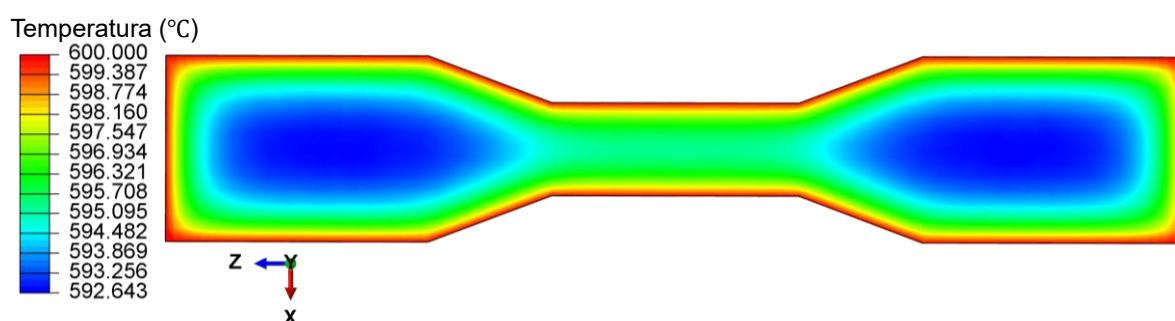
4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

4.1 SIMULAÇÕES TÉRMICAS E HOMOGENEIZAÇÃO

Nesta seção, são apresentados os resultados referentes às análises térmicas realizadas nos corpos de prova com geometria *dogbone*. O objetivo principal destas simulações foi avaliar a resposta do material ao aquecimento imposto em todas as suas faces externas e, fundamentalmente, validar a acurácia dos diferentes modelos analíticos homogêneos (MH) frente ao modelo numérico bifásico (MB), o qual modela explicitamente as fibras de aço inseridas na matriz cimentícia.

Para ilustrar o cenário térmico macroscópico, a Figura 42 apresenta os mapas de contorno da distribuição de temperaturas no instante final do aquecimento, extraídos diretamente do modelo tridimensional. Complementarmente, na Figura 43 é apresentado o campo de temperaturas que incide sobre as fibras, evidenciando a participação desses corpos embebidos na condução de calor dos modelos bifásicos.

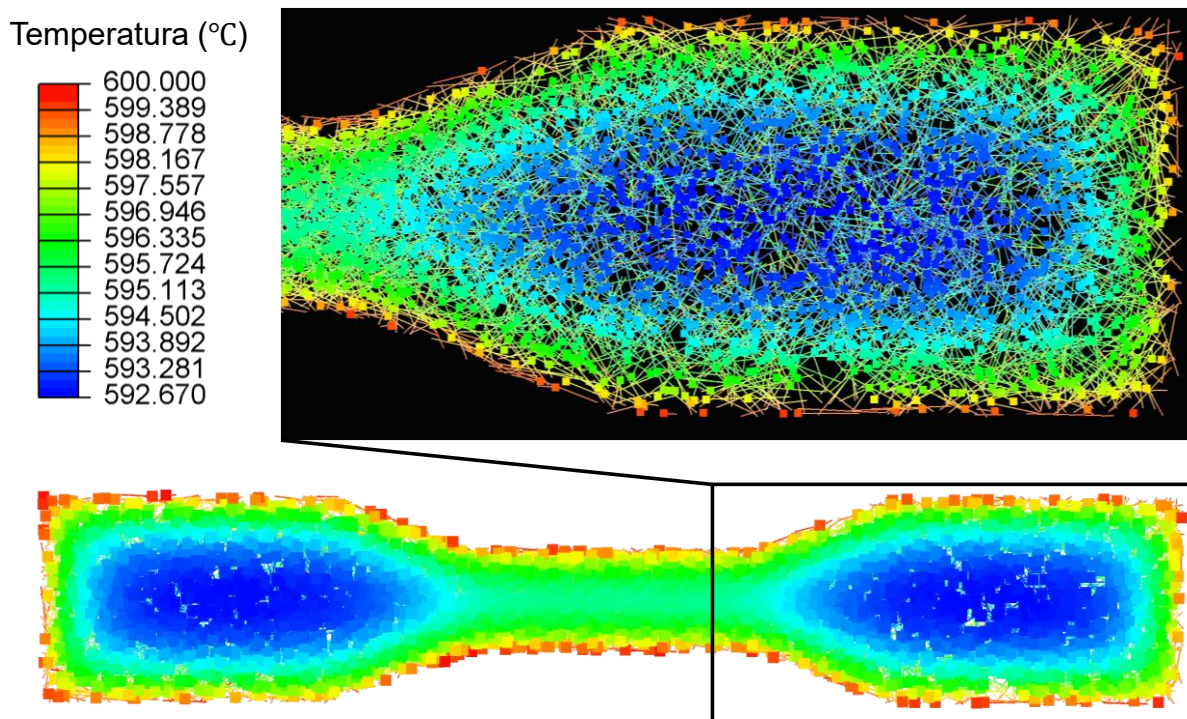
Figura 42 - Campo de temperaturas do concreto no modelo bifásico ($v_f = 1.25\%$ e $\eta = 0.5$)



Fonte: O autor.

Para uma análise quantitativa rigorosa, os dados foram extraídos ao longo de eixos de simetria da peça (altura z e largura central x) e no ponto central do corpo de prova ao longo do tempo. As variáveis de interesse foram analisadas variando-se a fração volumétrica de fibras (v_f) e o coeficiente de orientação médio (η_θ).

Figura 43 - Campo de temperaturas das fibras no modelo bifásico ($v_f = 1.25\%$ e $\eta = 0.5$)



Fonte: O autor.

4.1.1 Análise do Fluxo de Calor

O fluxo de calor representa a taxa de transferência de energia térmica através da seção transversal do material. Para uma análise espacial longitudinal, nas Figuras 44, 45, 46 e 47 são apresentados os perfis de fluxo de calor ao longo da altura (z) do corpo de prova para os coeficientes de orientação de 0.00, 0.50, 0.79 e 1.00, respectivamente.

Em relação à análise espacial transversal, nas Figuras 48, 49, 50 e 51 é apresentado o fluxo de calor ao longo da largura da seção útil central (x) do corpo de prova para as orientações de fibras correspondente a 0.00, 0.50, 0.79 e 1.00, respectivamente.

Por fim, no que concerne à evolução temporal do aquecimento, nas Figuras 52, 53, 54 e 55 é apresentado o fluxo de calor no centro do corpo de prova ao longo do tempo (t) para os coeficientes de orientação de 0.00, 0.50, 0.79 e 1.00, respectivamente.

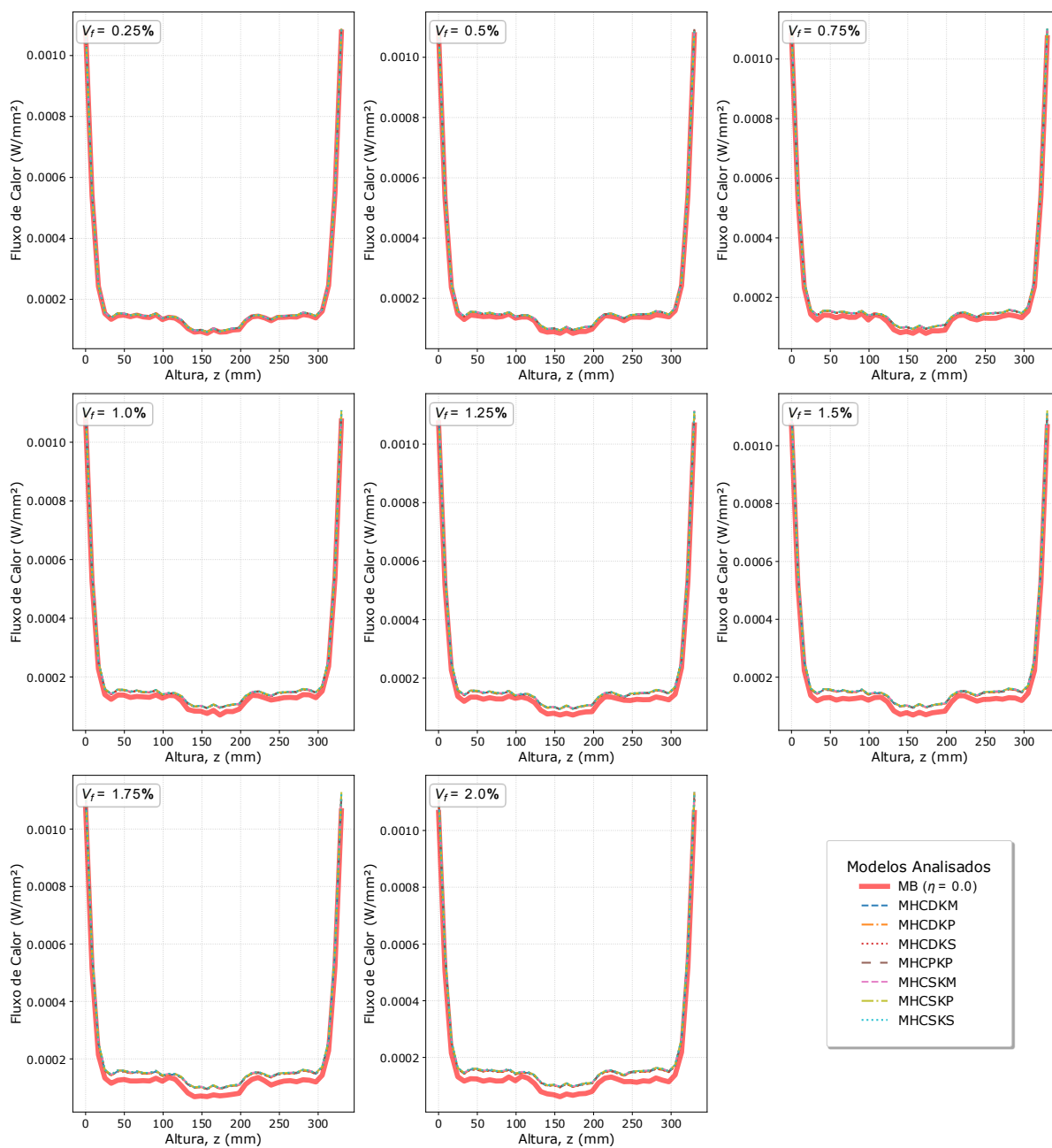
De forma geral, observou-se uma grande proximidade entre as curvas geradas por todas as formulações de homogeneização (modelos MH), as quais apresentaram-

se praticamente sobrepostas na análise espacial. A discrepância entre os modelos homogêneos e o modelo bifásico real (MB) mostrou-se muito sutil. Contudo, constatou-se que essa diferença tende a aumentar de forma diretamente proporcional ao aumento da fração volumétrica de fibras. Esse comportamento é esperado, visto que uma maior presença de inclusões metálicas (altamente condutivas) altera os caminhos preferenciais de condução de calor na matriz de forma localizada, algo que os modelos homogêneos "espalham" por todo o volume.

Adicionalmente, notou-se que o desvio entre o modelo bifásico e os homogêneos diminui à medida que o coeficiente médio de orientação aumenta.

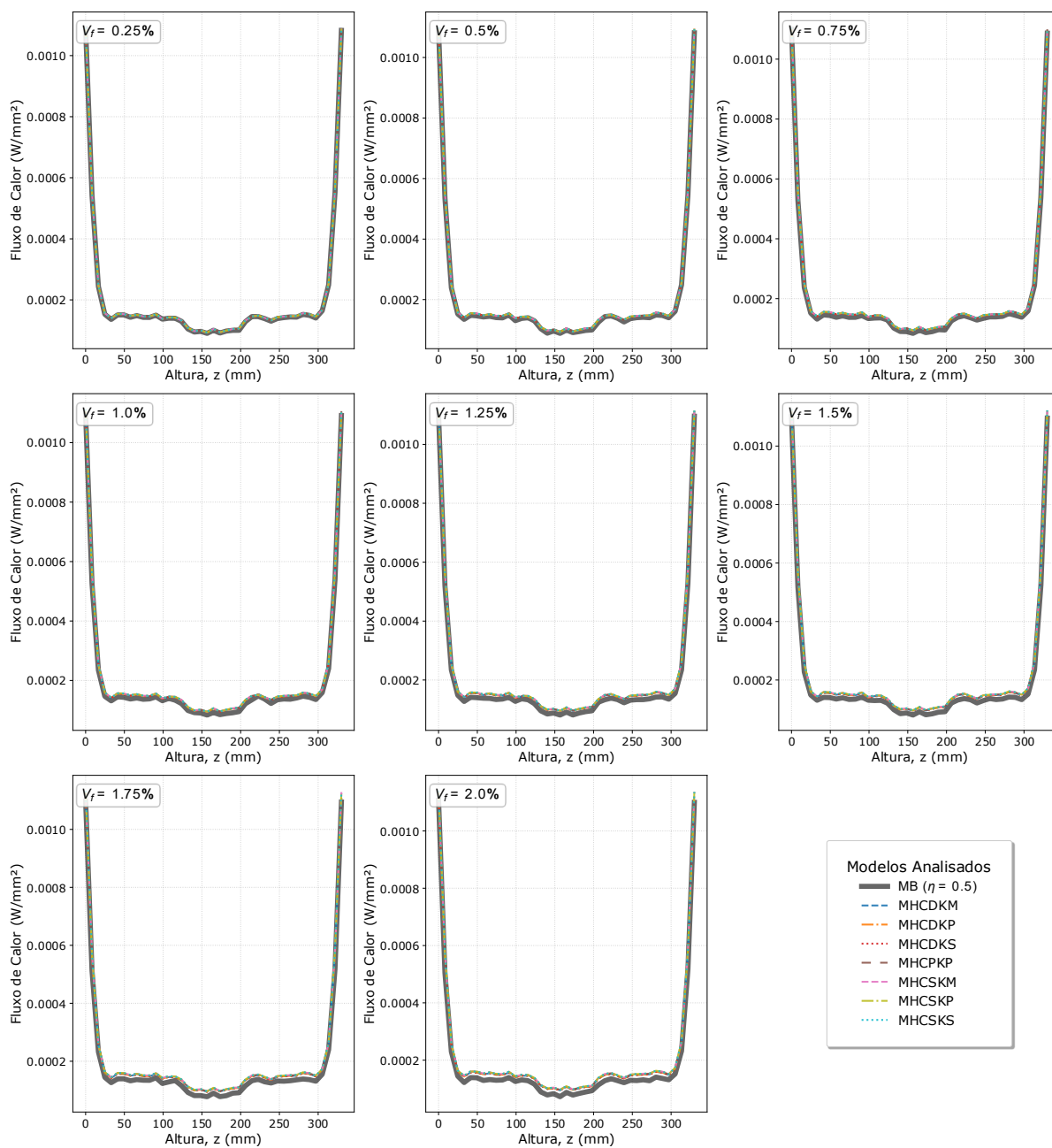
A evolução temporal do fluxo de calor no centro da peça corrobora a análise espacial. Ao longo de todo o tempo de exposição térmica, as magnitudes de fluxo permaneceram na mesma ordem de grandeza para todas as curvas, variando apenas entre 0.0 e 0,00012 W/mm². Embora a diferença entre o modelo MB e os modelos MH seja ligeiramente mais acentuada nos instantes intermediários e finais em comparação ao início do aquecimento, a convergência geral das abordagens de homogeneização para o fluxo térmico é notória e satisfatória.

Figura 44 – Fluxo de calor ao longo da altura z para $\eta = 0$



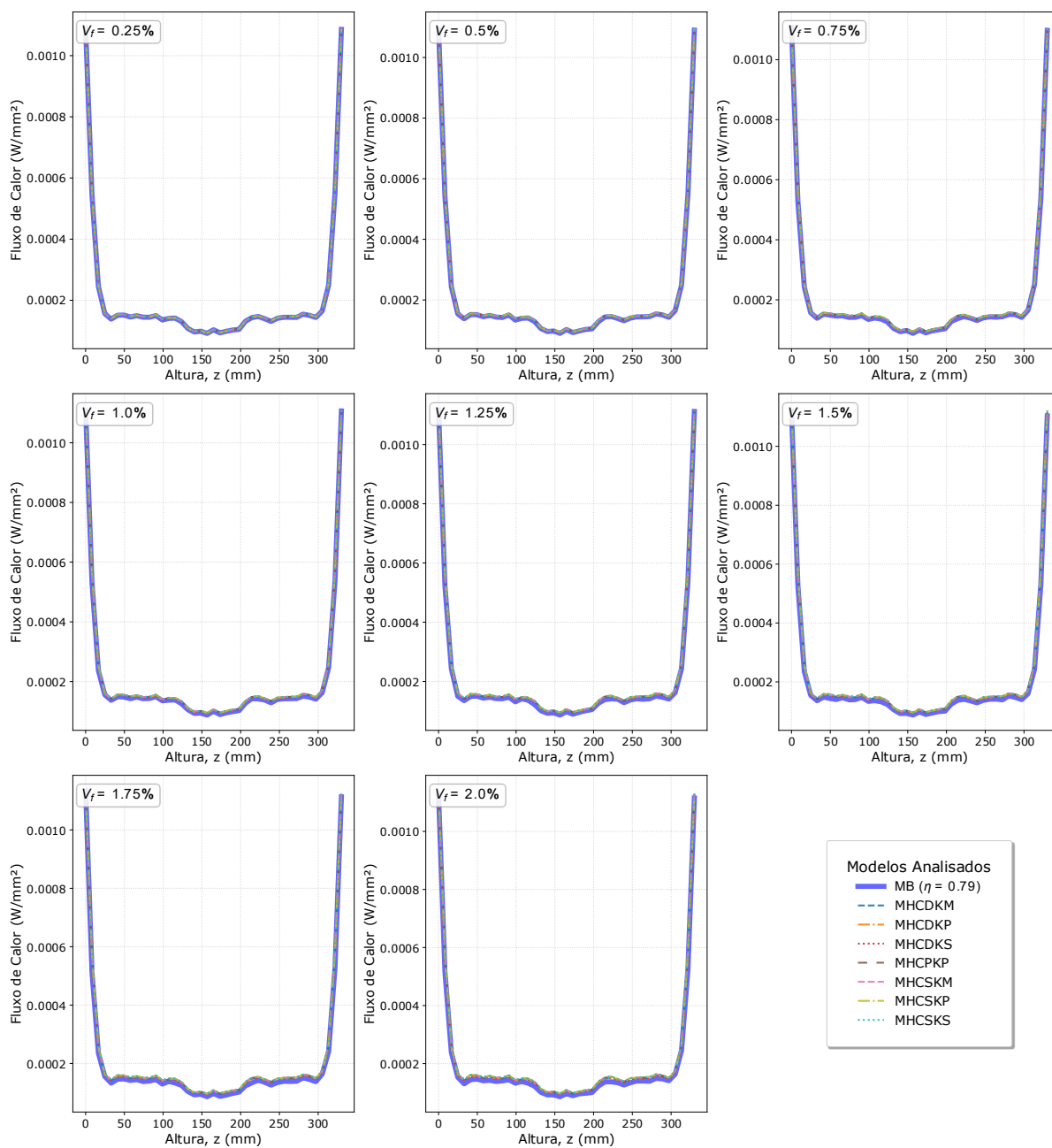
Fonte: O autor.

Figura 45 – Fluxo de calor ao longo da altura z para $\eta = 0.50$



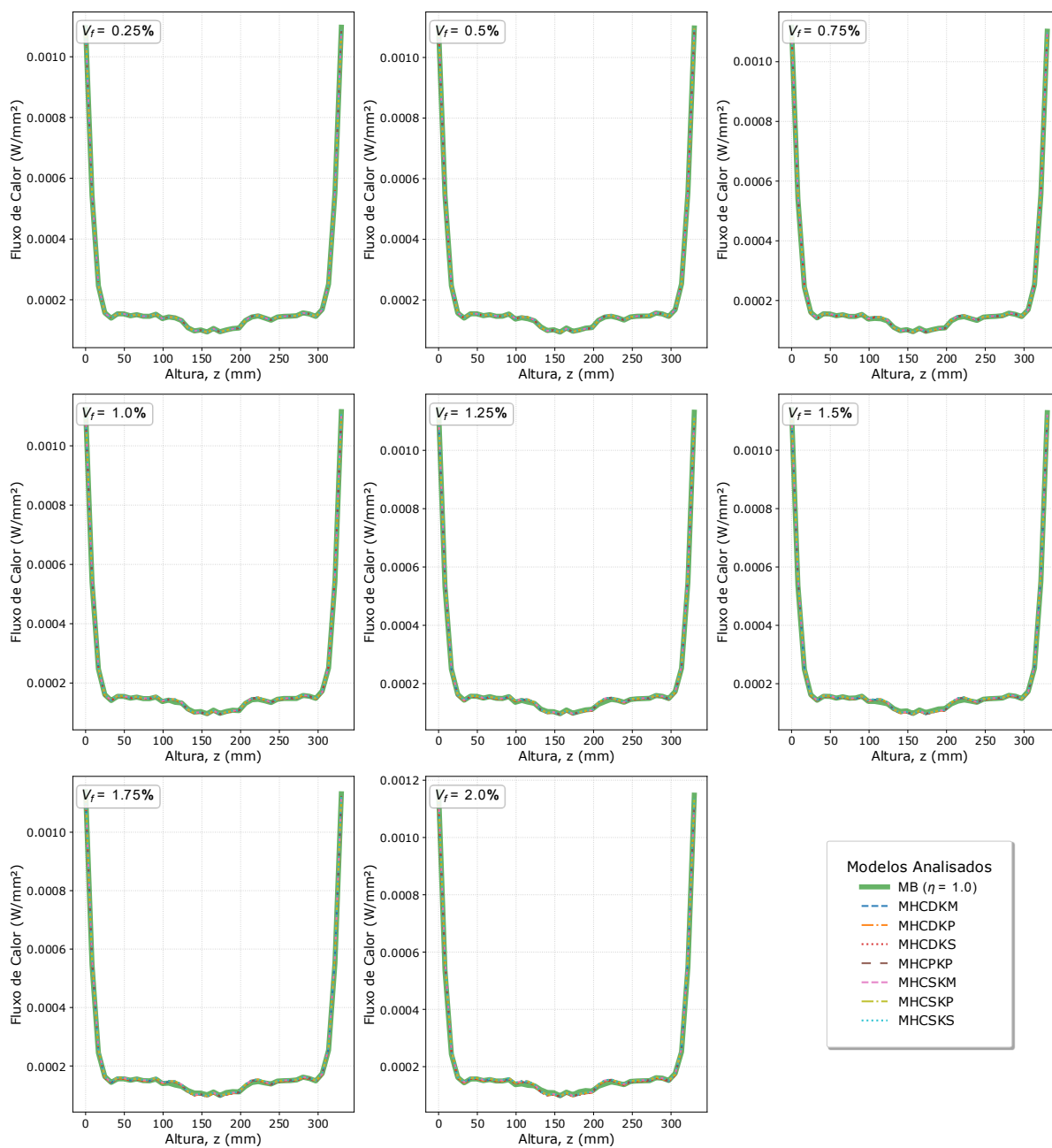
Fonte: O autor.

Figura 46 – Fluxo de calor ao longo da altura z para $\eta = 0.79$



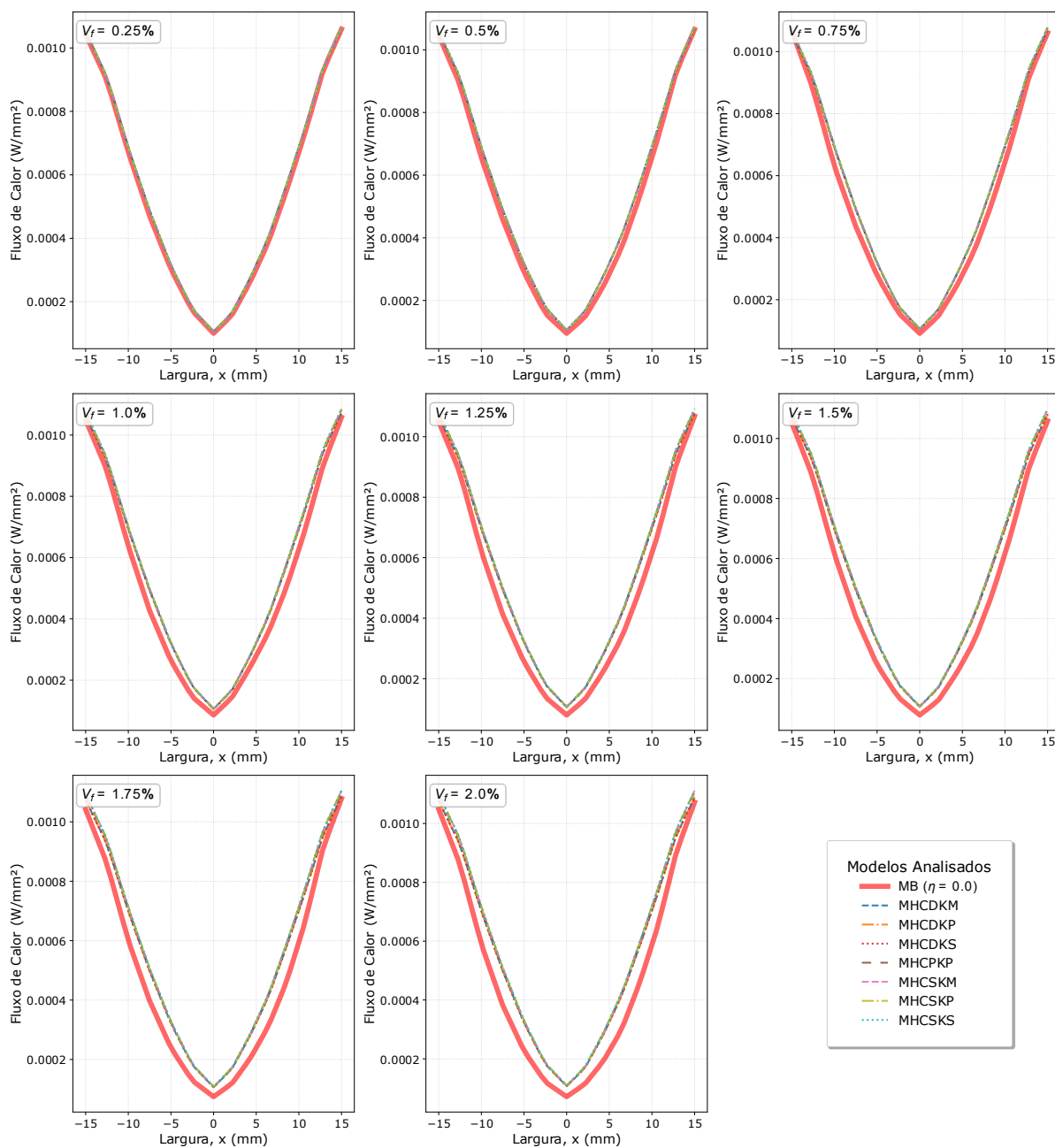
Fonte: O autor.

Figura 47 – Fluxo de calor ao longo da altura z para $\eta = 1.00$



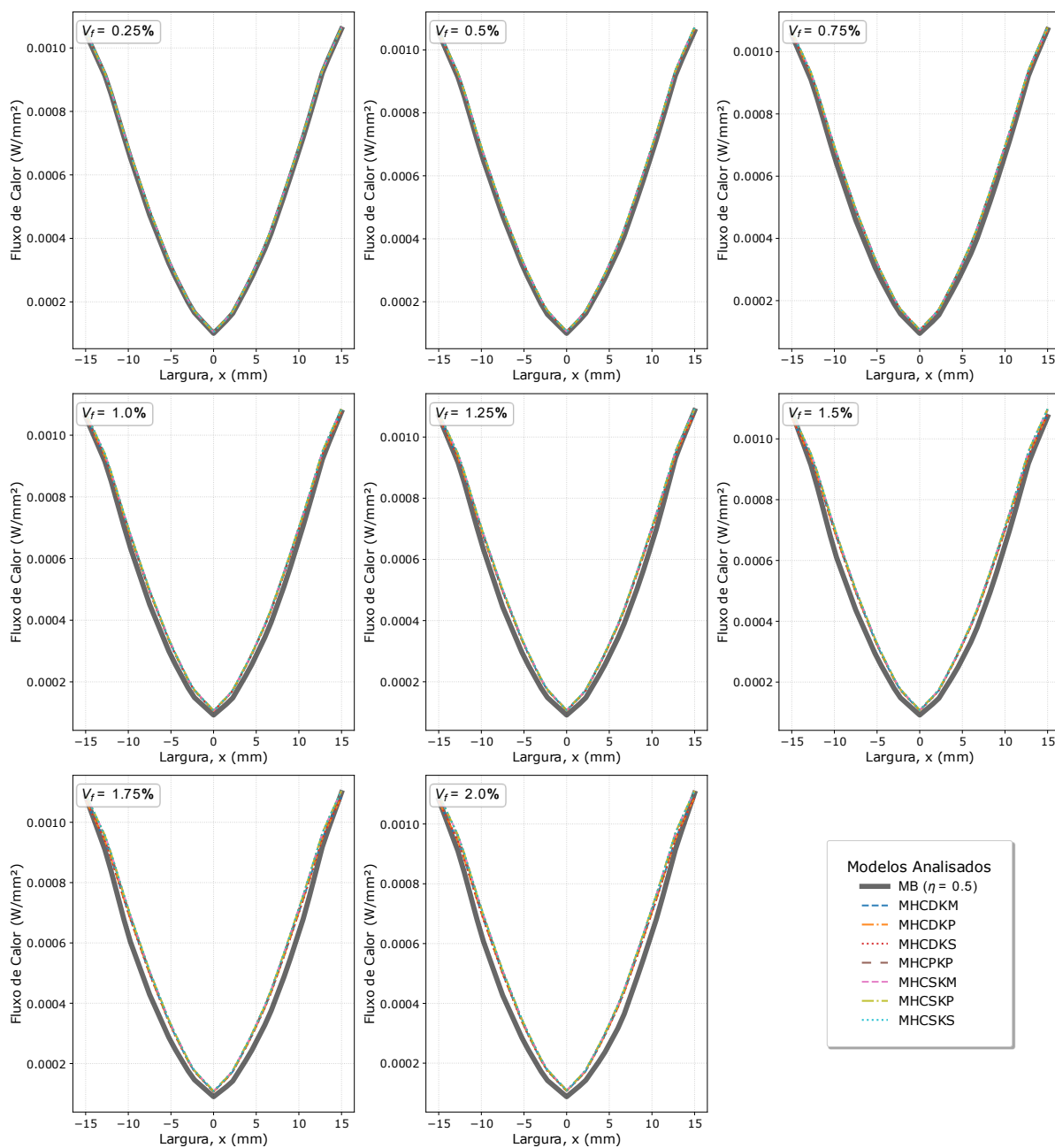
Fonte: O autor.

Figura 48 – Fluxo de calor ao longo da largura x para $\eta = 0.00$



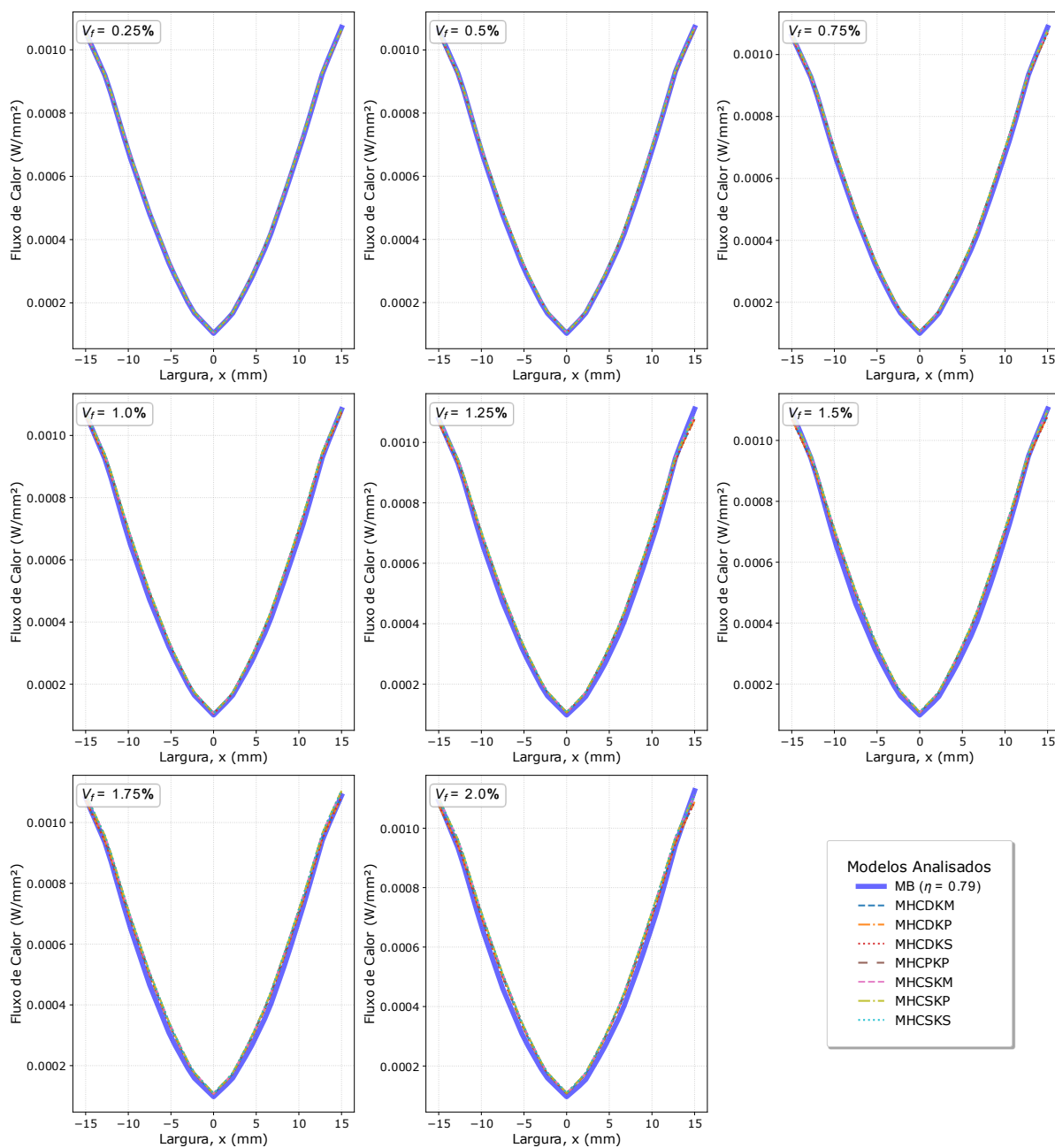
Fonte: O autor.

Figura 49 – Fluxo de calor ao longo da largura x para $\eta = 0.50$



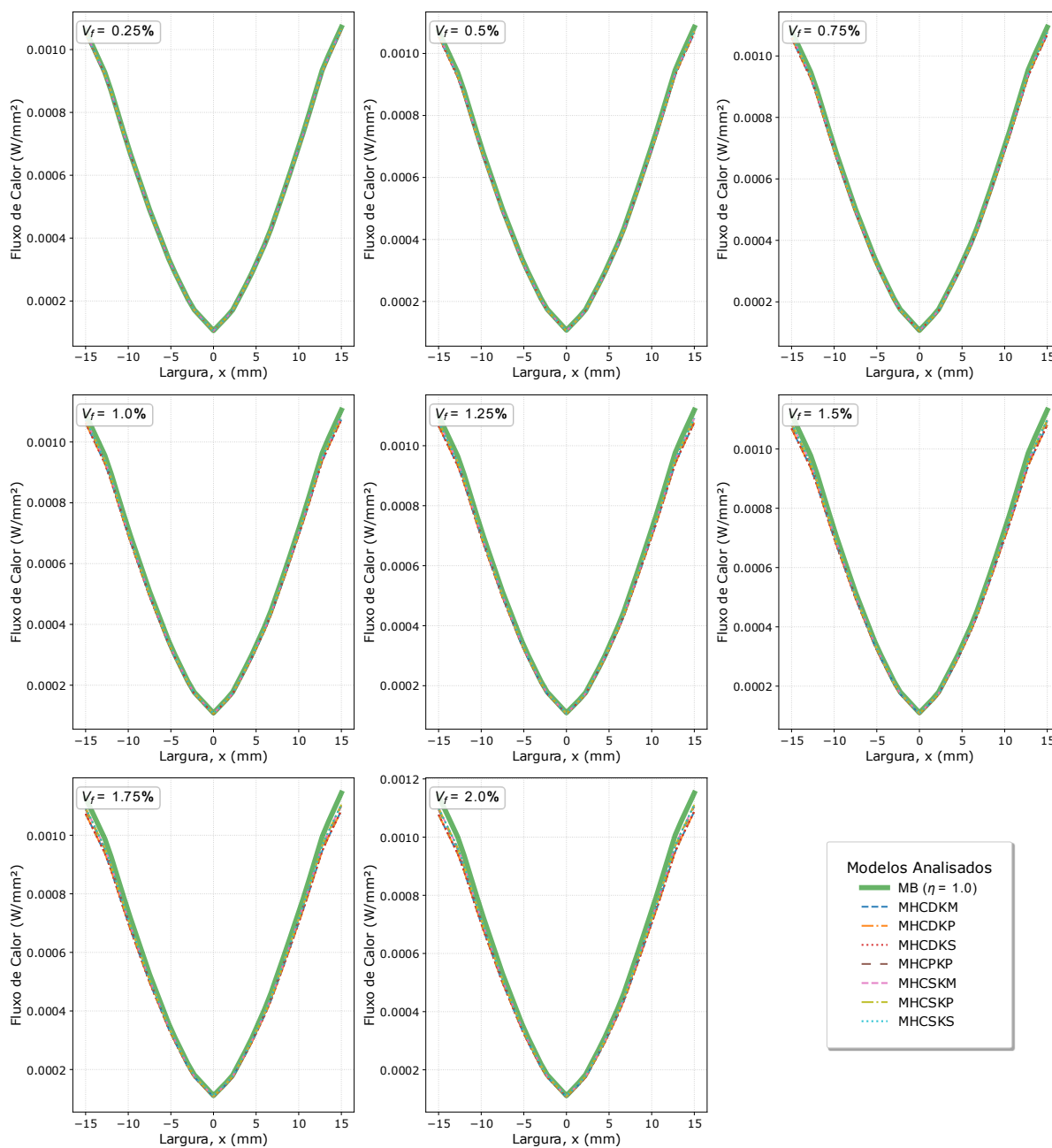
Fonte: O autor.

Figura 50 – Fluxo de calor ao longo da largura x para $\eta = 0.79$



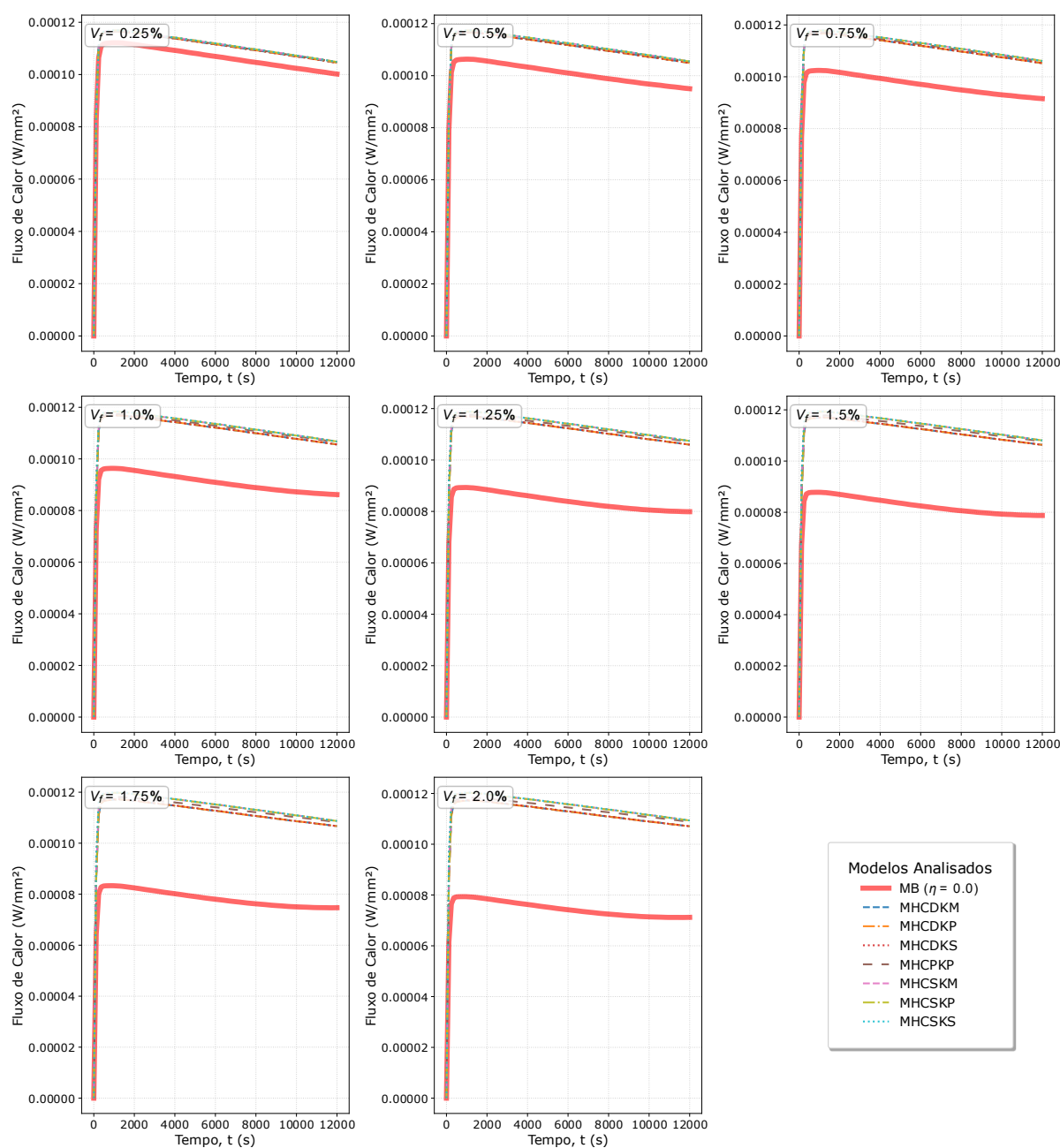
Fonte: O autor.

Figura 51 – Fluxo de calor ao longo da largura x para $\eta = 1.00$



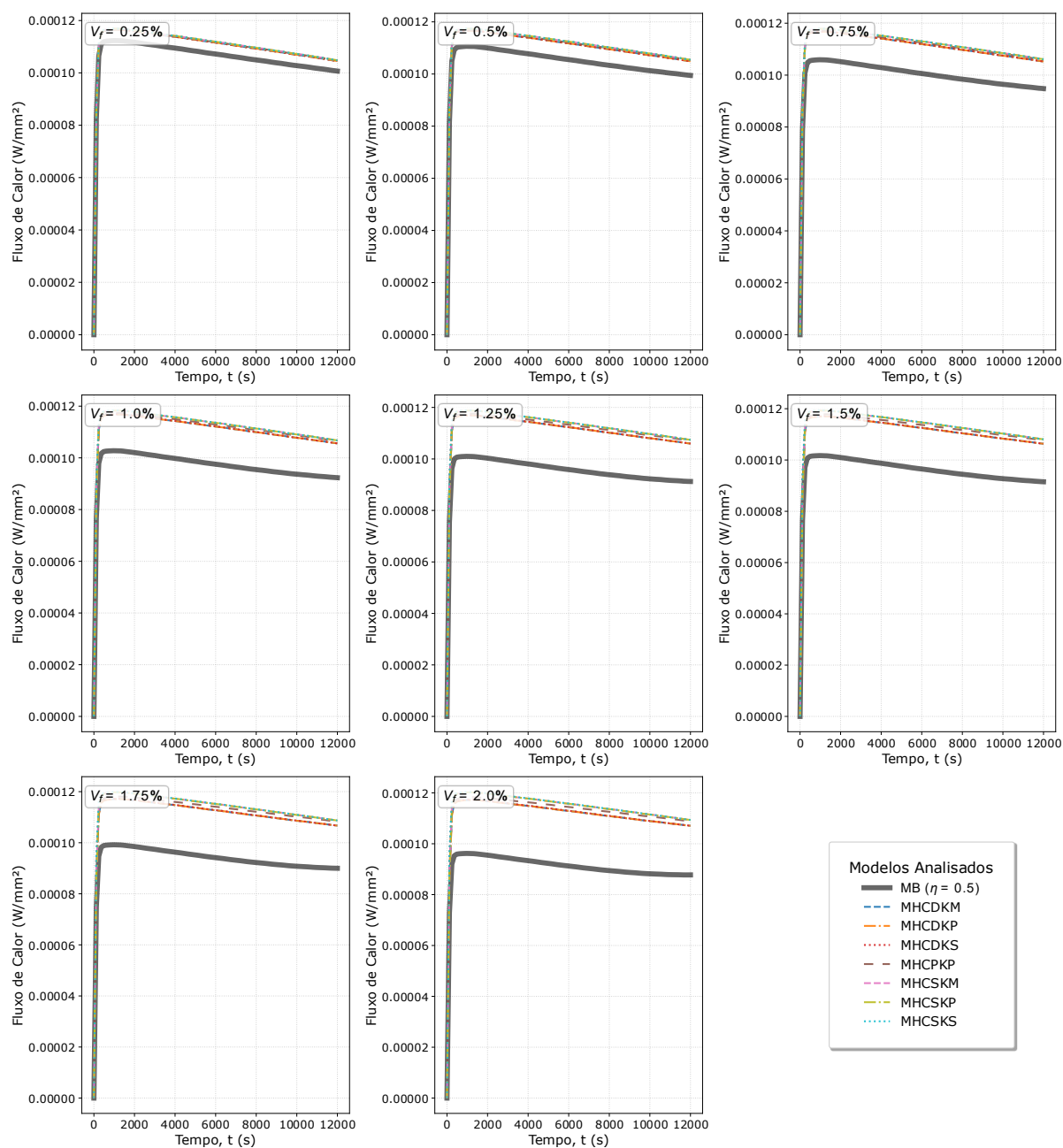
Fonte: O autor.

Figura 52 – Fluxo de calor no centro do corpo de prova ao longo do tempo t para $\eta = 0.00$



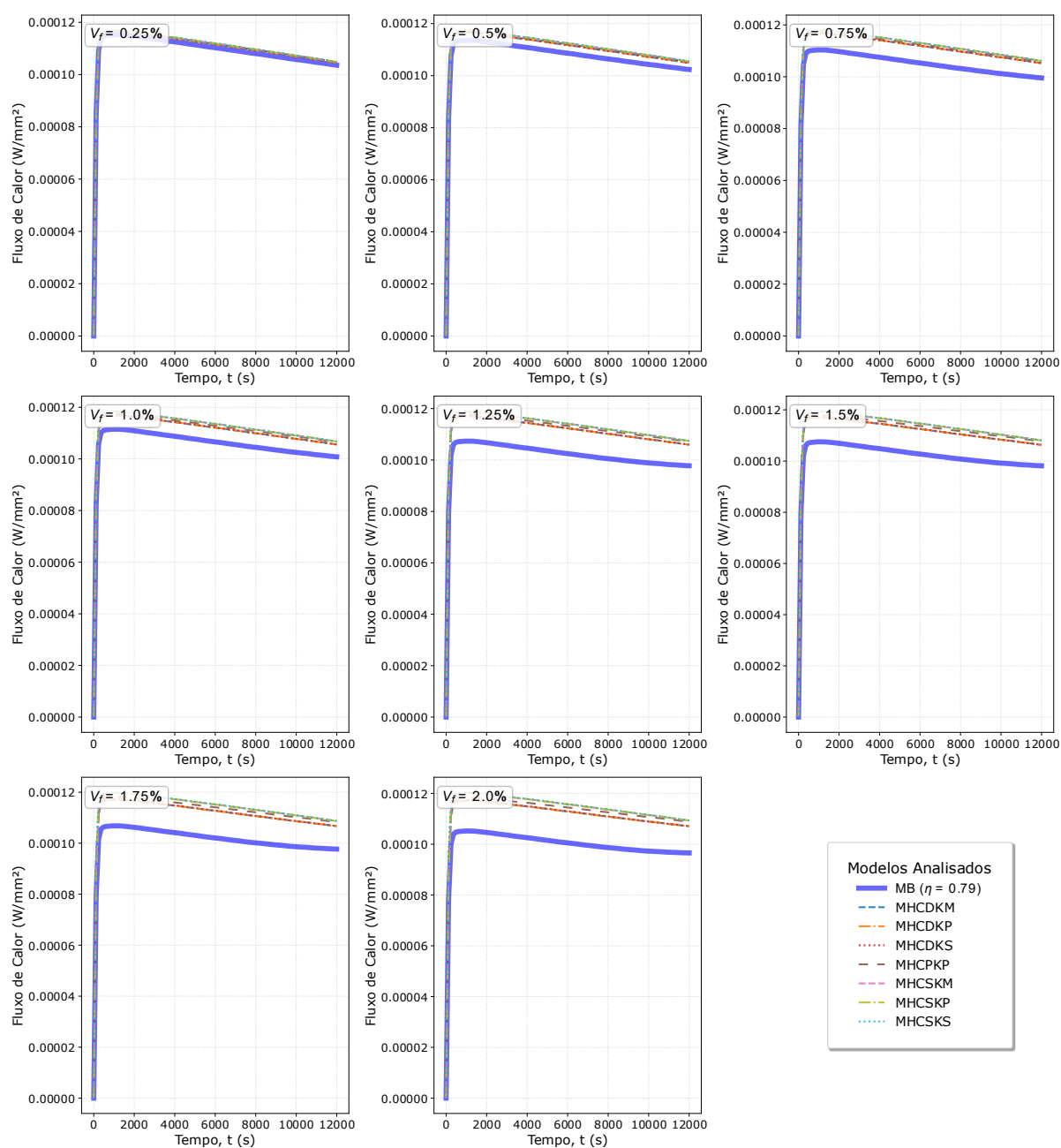
Fonte: O autor.

Figura 53 – Fluxo de calor no centro do corpo de prova ao longo do tempo t para $\eta = 0.50$



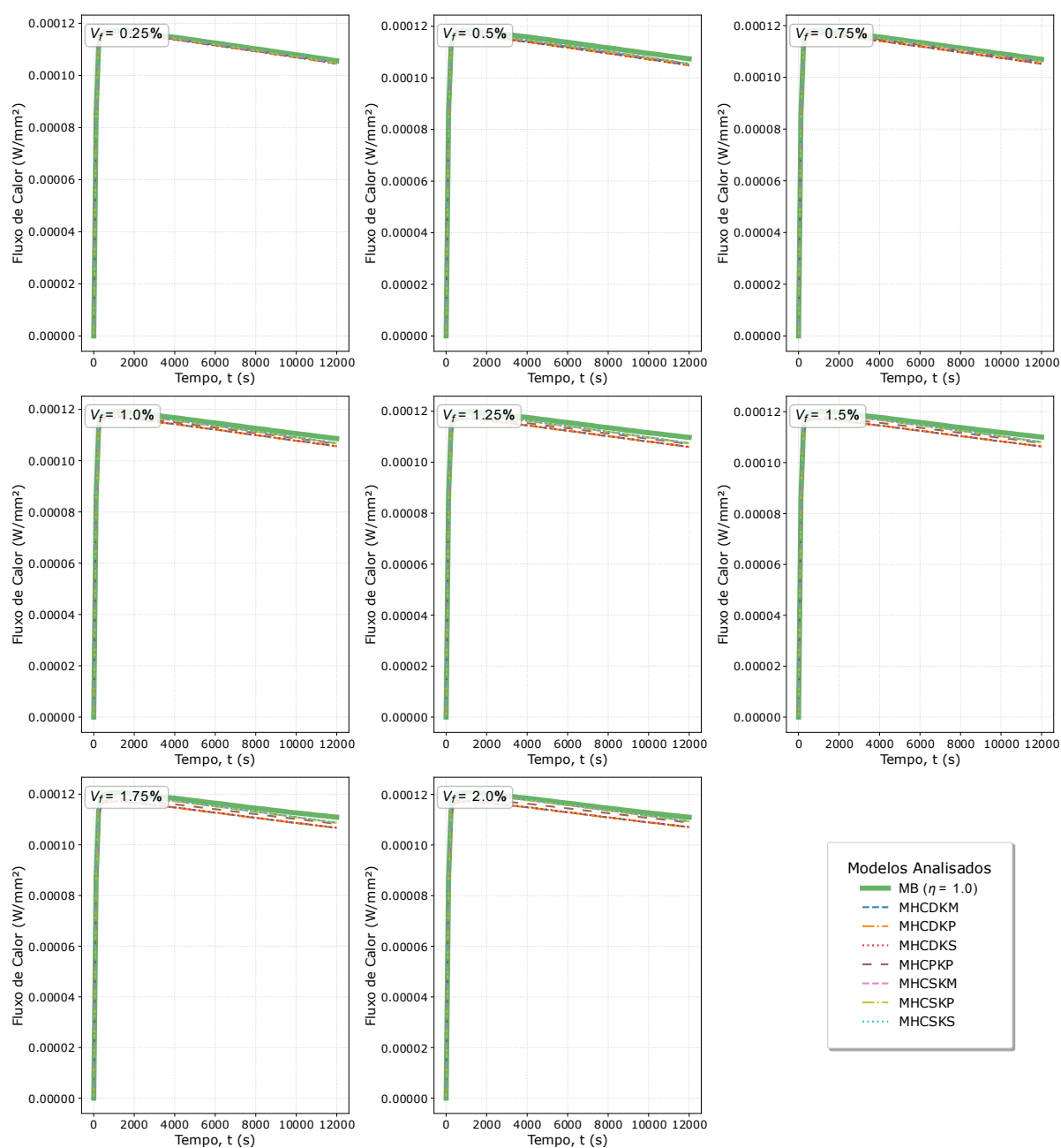
Fonte: O autor.

Figura 54 – Fluxo de calor no centro do corpo de prova ao longo do tempo t para $\eta = 0.79$



Fonte: O autor.

Figura 55 – Fluxo de calor no centro do corpo de prova ao longo do tempo t para $\eta = 1.00$



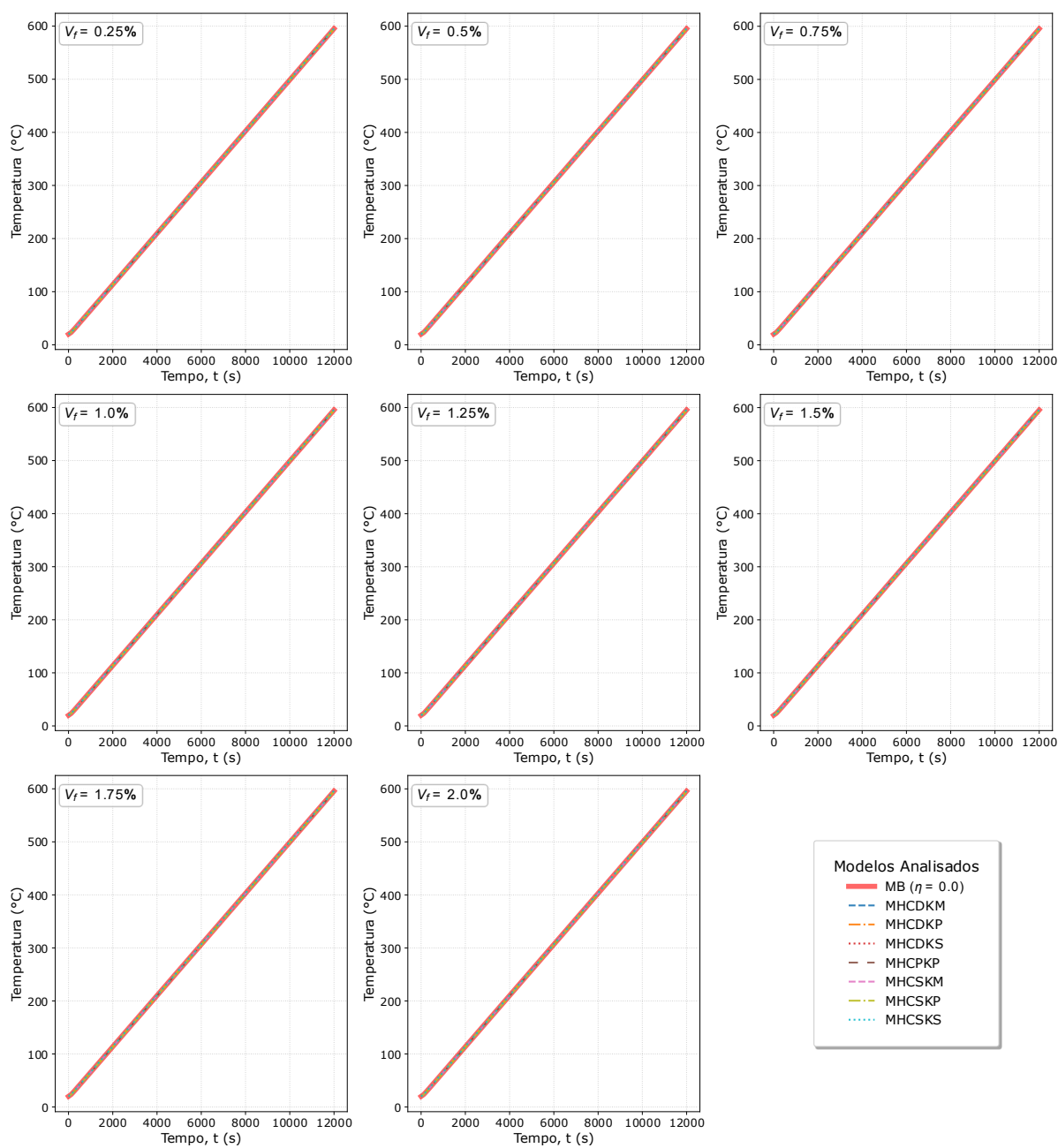
Fonte: O autor.

4.1.2 Distribuição do Campo de Temperaturas

A precisão na determinação do campo de temperaturas é crucial, pois ela ditará o nível de degradação mecânica que o material sofre ao longo do aquecimento. Nas Figuras 56, 57, 58 e 59 ilustra-se a evolução da temperatura no ponto central do *dogbone* em função do tempo de aquecimento para os coeficientes de orientação de 0.00, 0.50, 0.79 e 1.00, respectivamente.

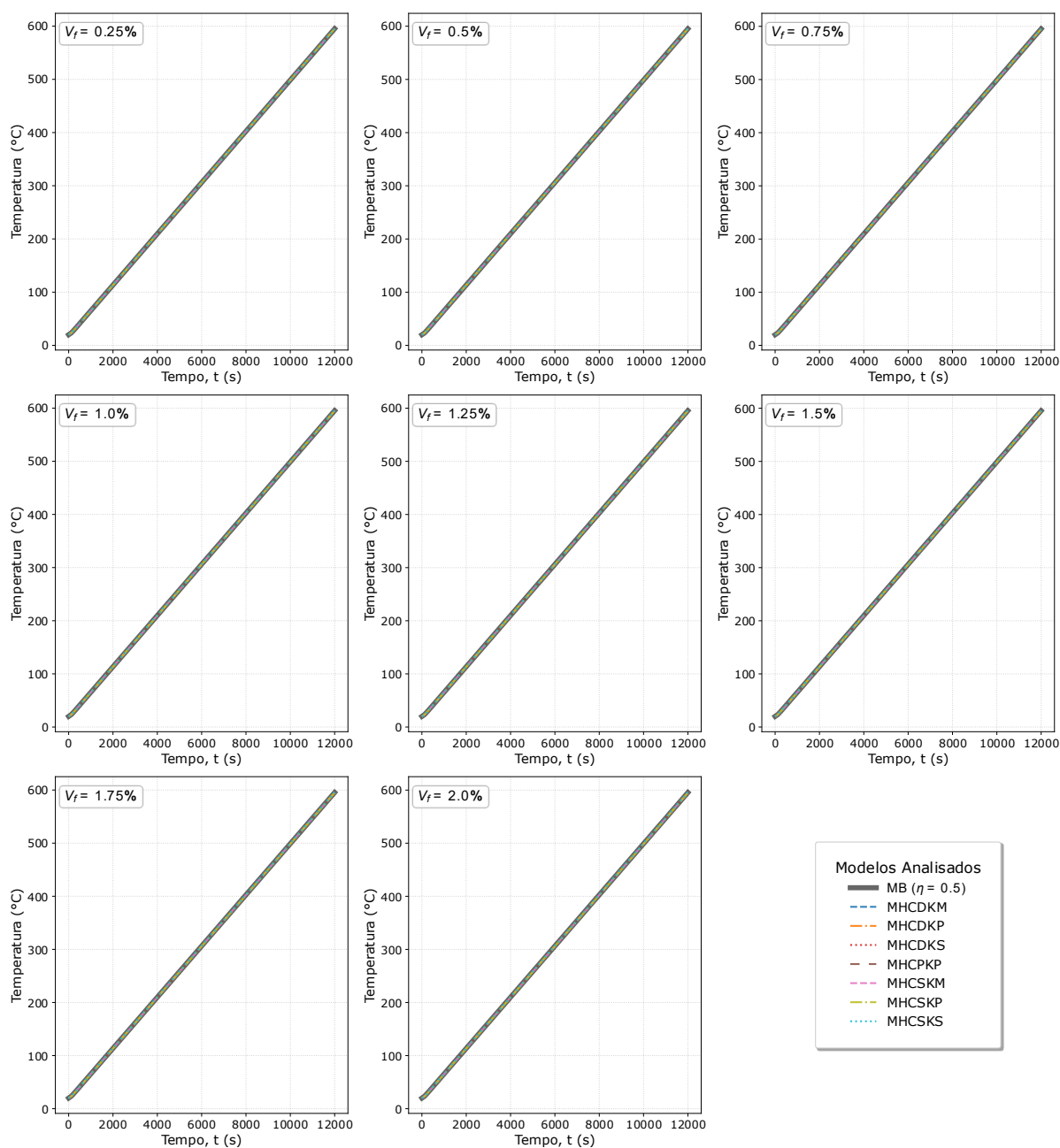
Conforme evidenciado pelos gráficos, independentemente do modelo adotado (seja homogêneo ou bifásico), todas as curvas de evolução térmica temporal no centro da peça sobrepõem-se graficamente, exibindo uma taxa de aquecimento ascendente unificada. Esse fenômeno indica que a inércia térmica global do corpo de prova é dominada majoritariamente pela matriz cimentícia, de modo que, no domínio do tempo, os métodos de homogeneização capturam de forma excelente o atraso térmico imposto pela difusividade do material.

Figura 56 – Temperatura no centro do corpo de prova ao longo do tempo t para $\eta = 0.00$



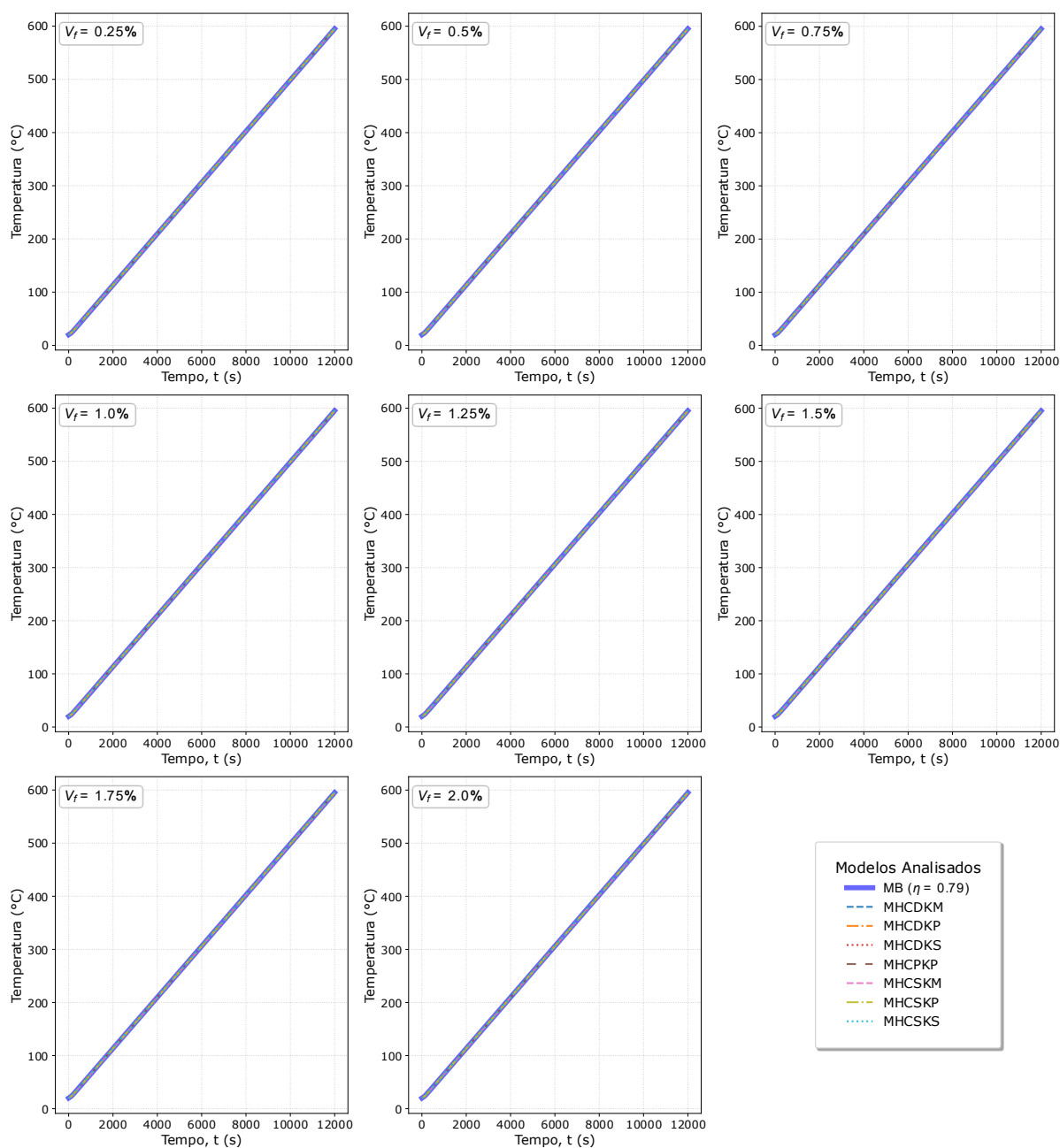
Fonte: O autor.

Figura 57 – Temperatura no centro do corpo de prova ao longo do tempo t para $\eta = 0.50$



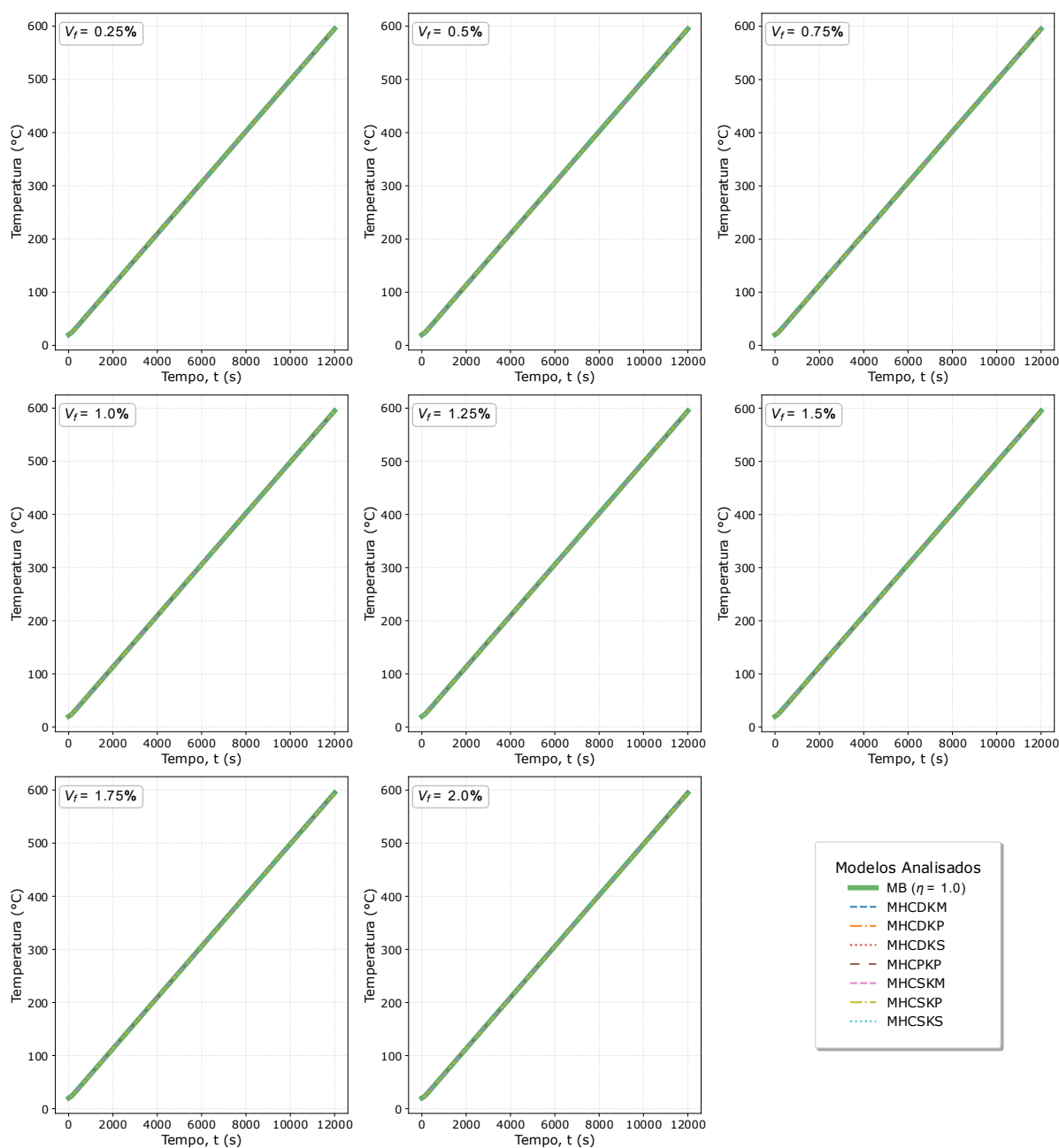
Fonte: O autor.

Figura 58 – Temperatura no centro do corpo de prova ao longo do tempo t para $\eta = 0.79$



Fonte: O autor.

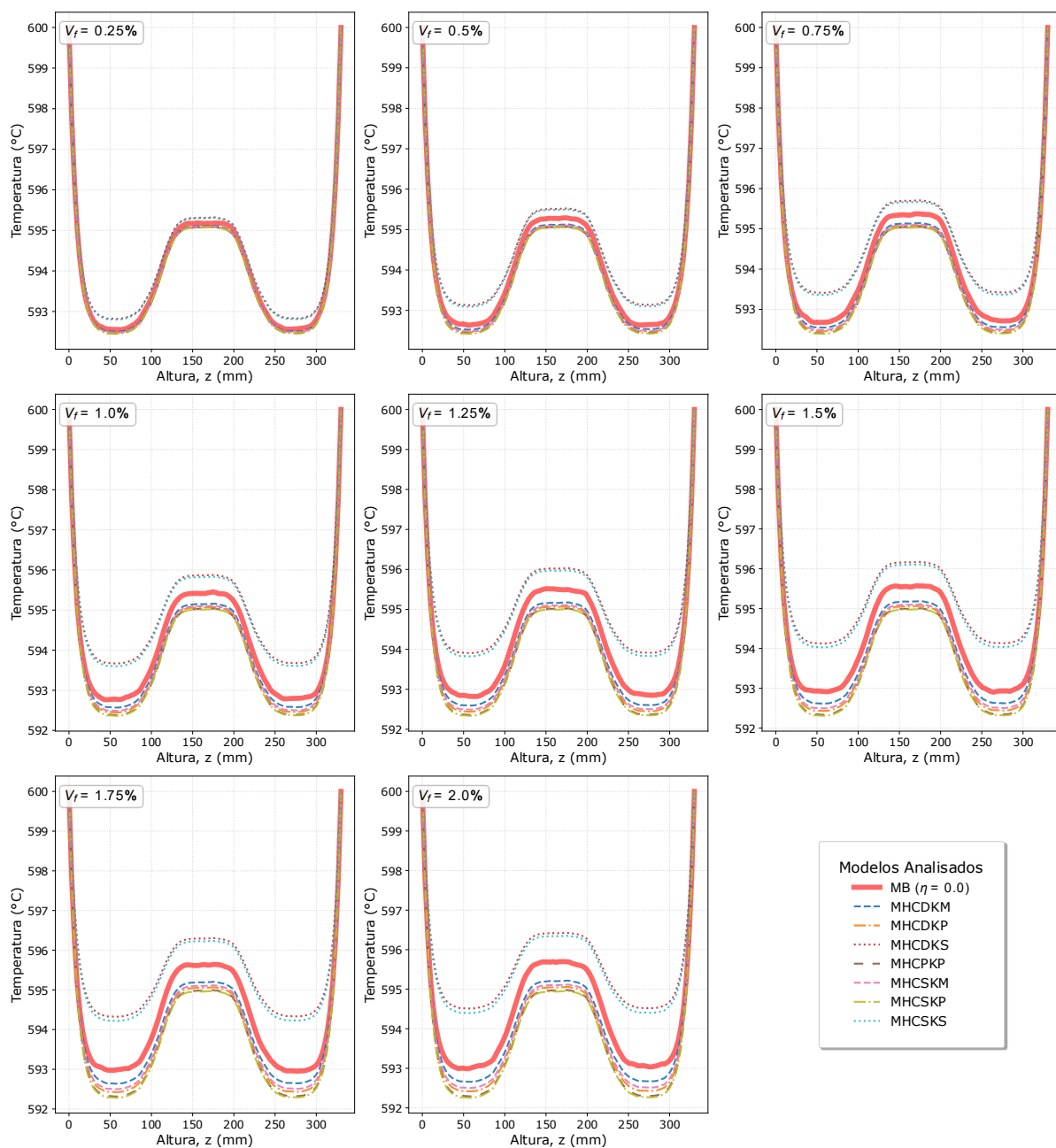
Figura 59 – Temperatura no centro do corpo de prova ao longo do tempo t para $\eta = 1.00$



Fonte: O autor.

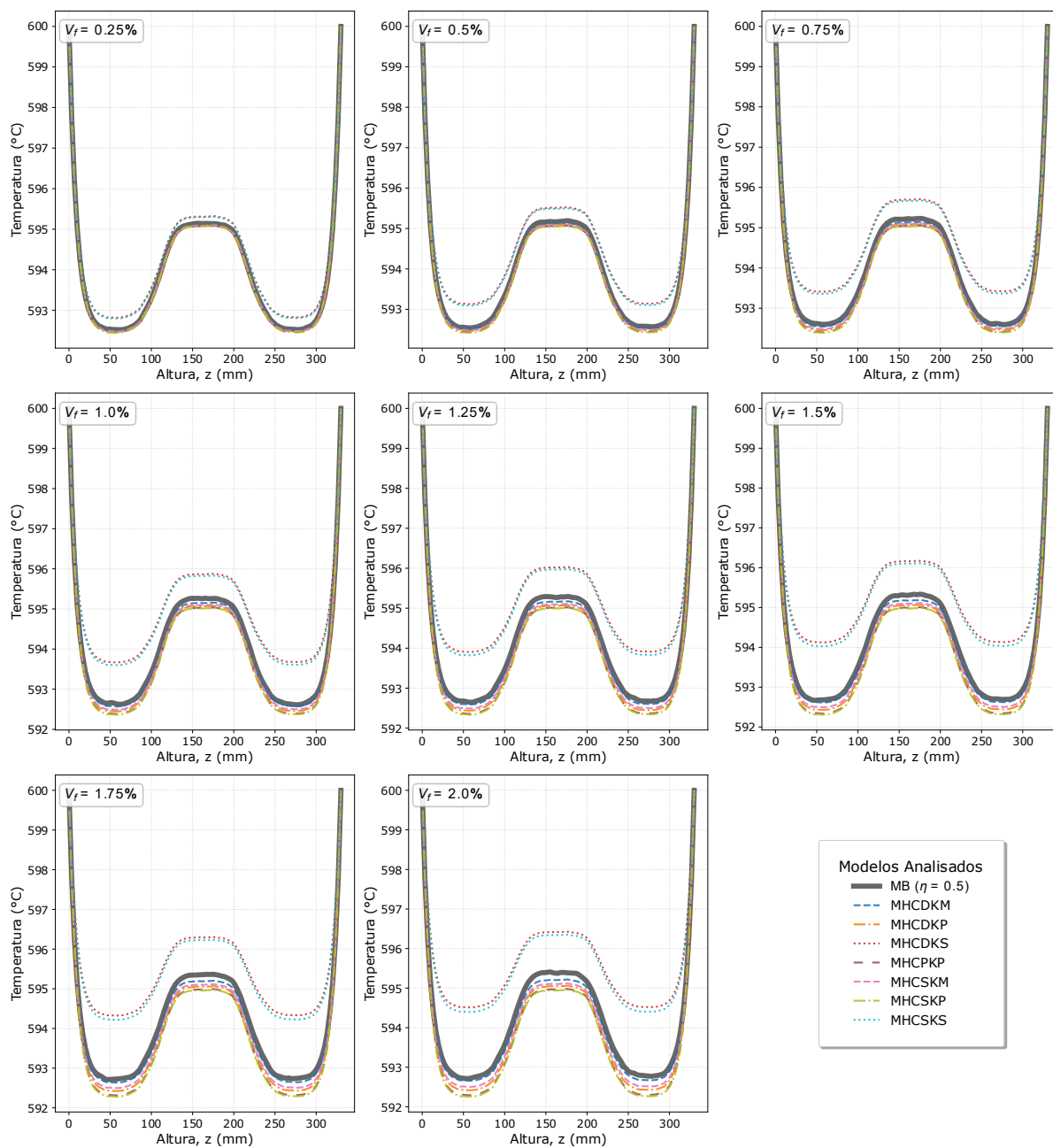
Entretanto, a análise dos perfis espaciais de temperatura revela as particularidades de cada regra de mistura. Nas Figuras 60, 61, 62 e 63 é apresentada a distribuição de temperaturas ao longo da altura (z) no instante final do ensaio térmico para as quatro orientações de fibras avaliadas.

Figura 60 - Temperatura ao longo da altura z para $\eta = 0.00$



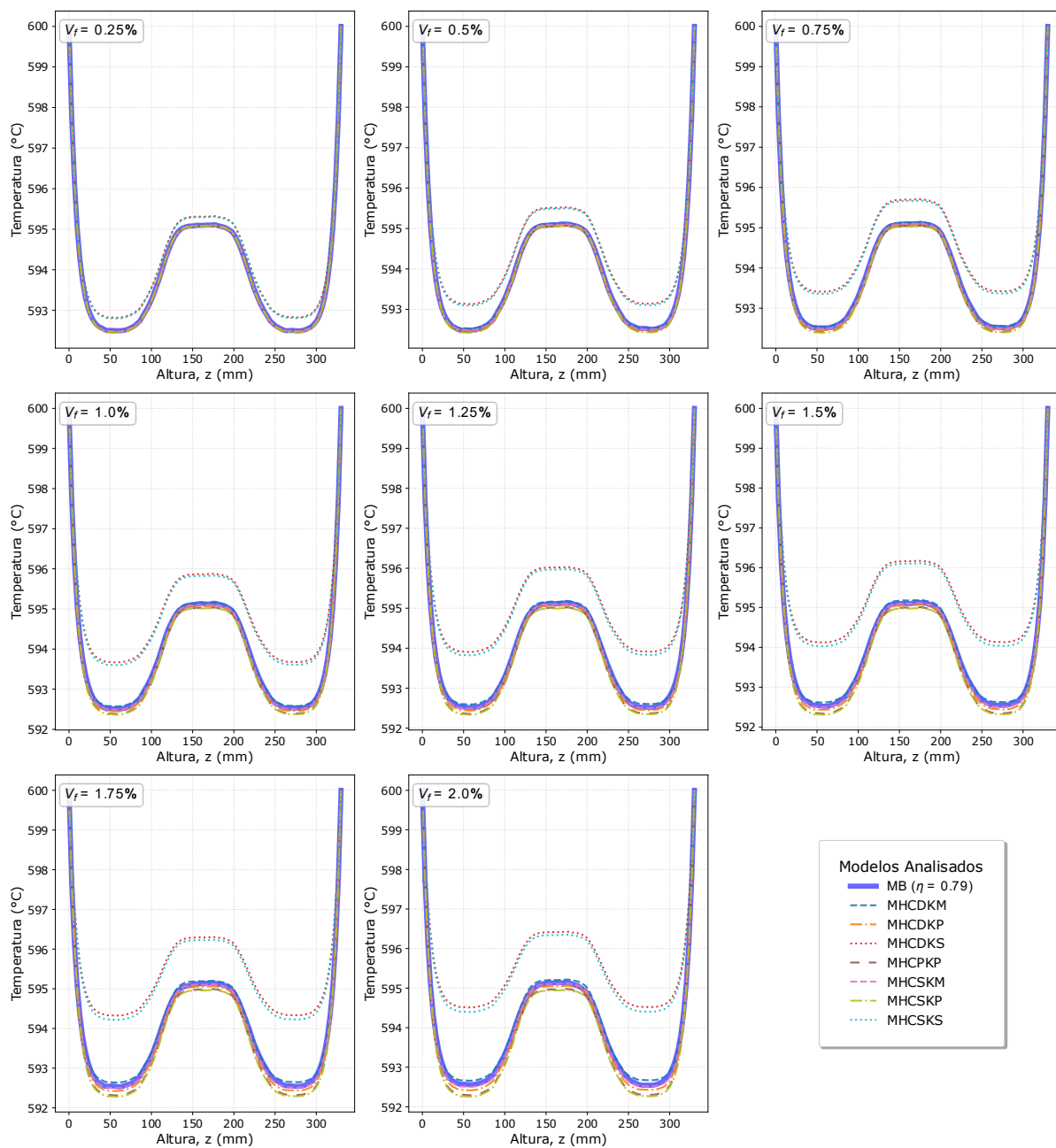
Fonte: O autor.

Figura 61 - Temperatura ao longo da altura z para $\eta = 0.50$

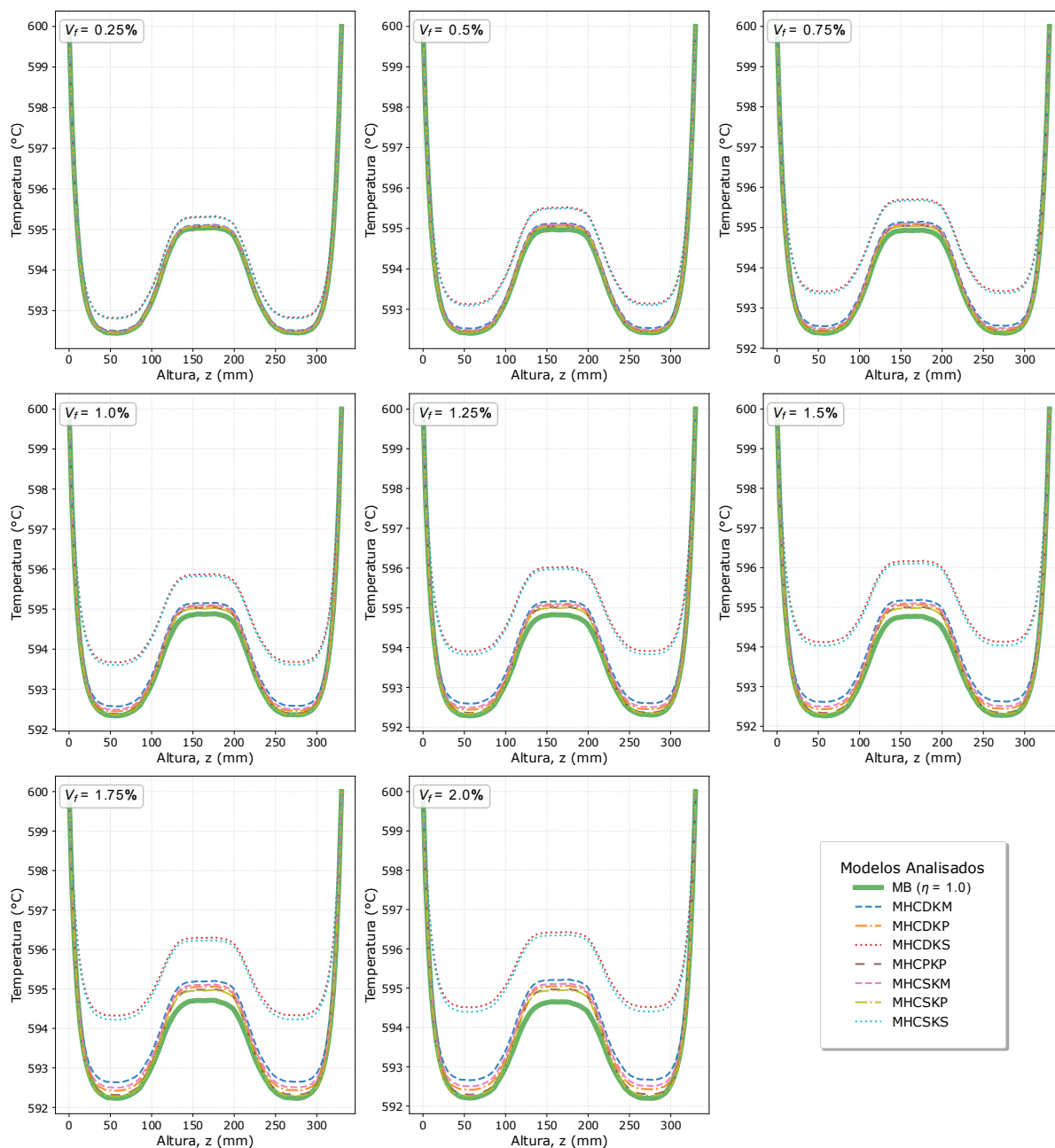


Fonte: O autor.

Figura 62 - Temperatura ao longo da altura z para $\eta = 0.79$



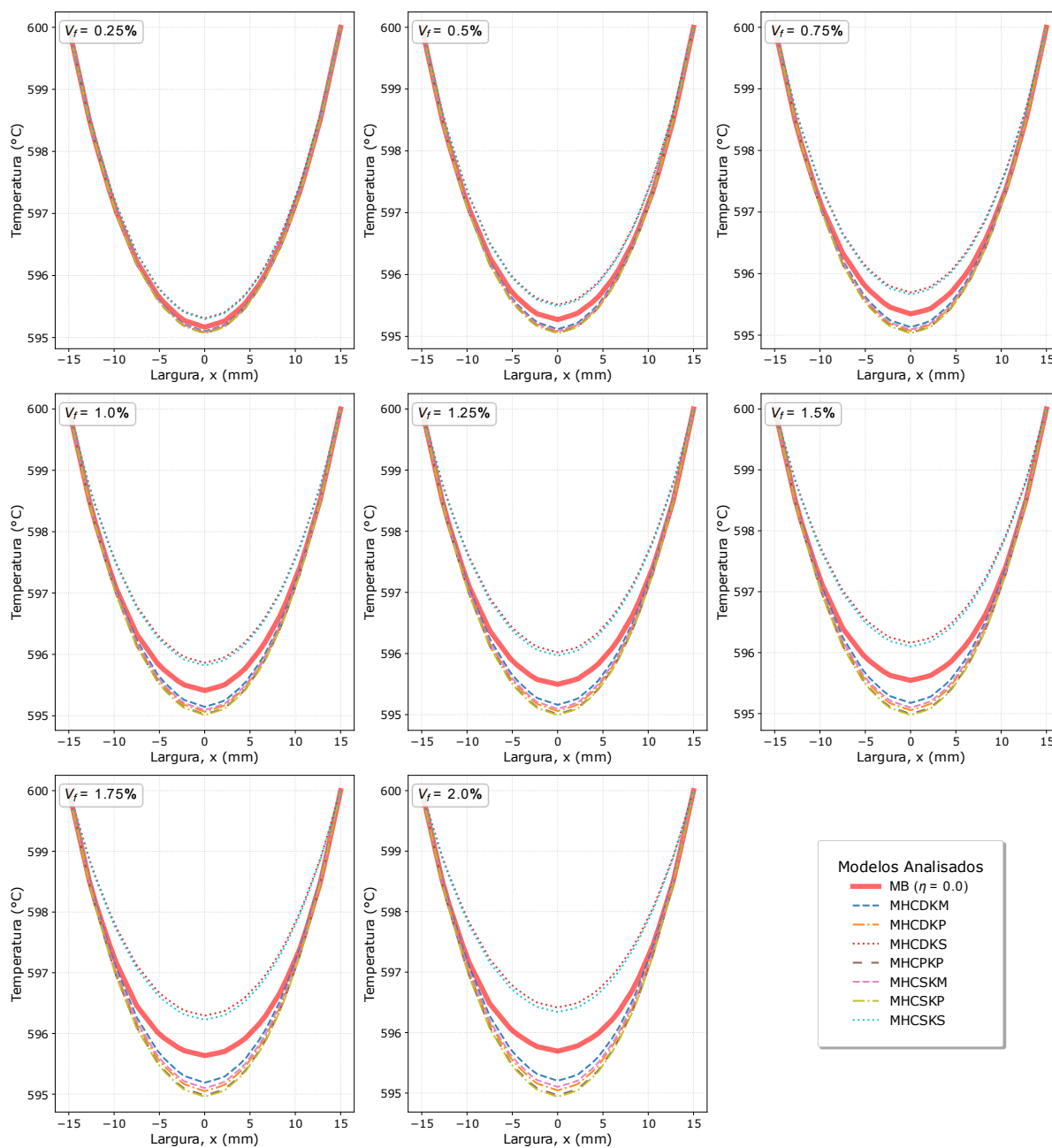
Fonte: O autor.

Figura 63 - Temperatura ao longo da altura z para $\eta = 1.00$ 

Fonte: O autor.

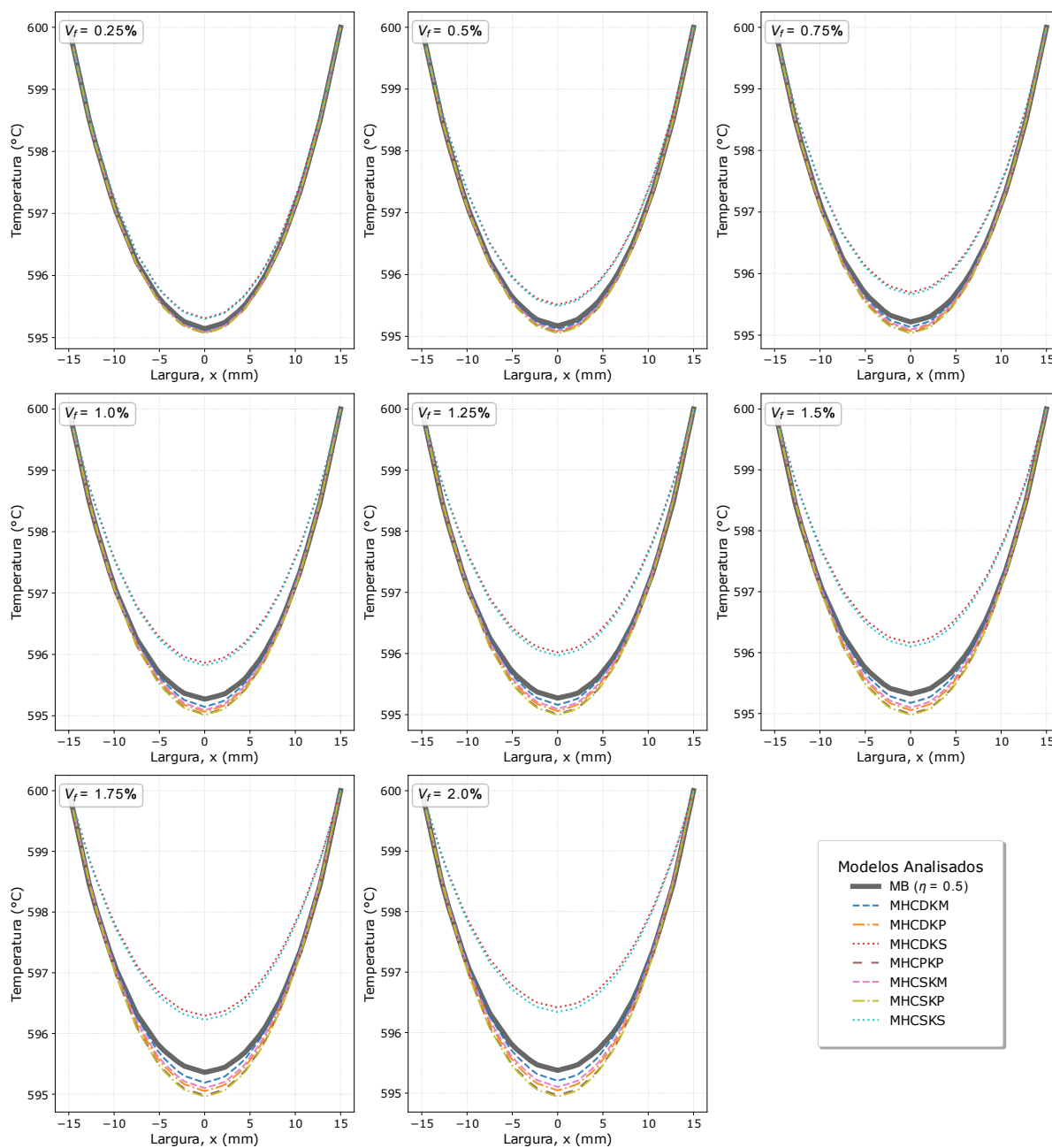
De forma análoga, para a análise transversal, nas Figuras 64, 65, 66 e 67 são expostas as distribuições de temperaturas ao longo da largura da seção útil central para os coeficientes estudados.

Figura 64 – Temperatura ao longo da largura x para $\eta = 0.00$



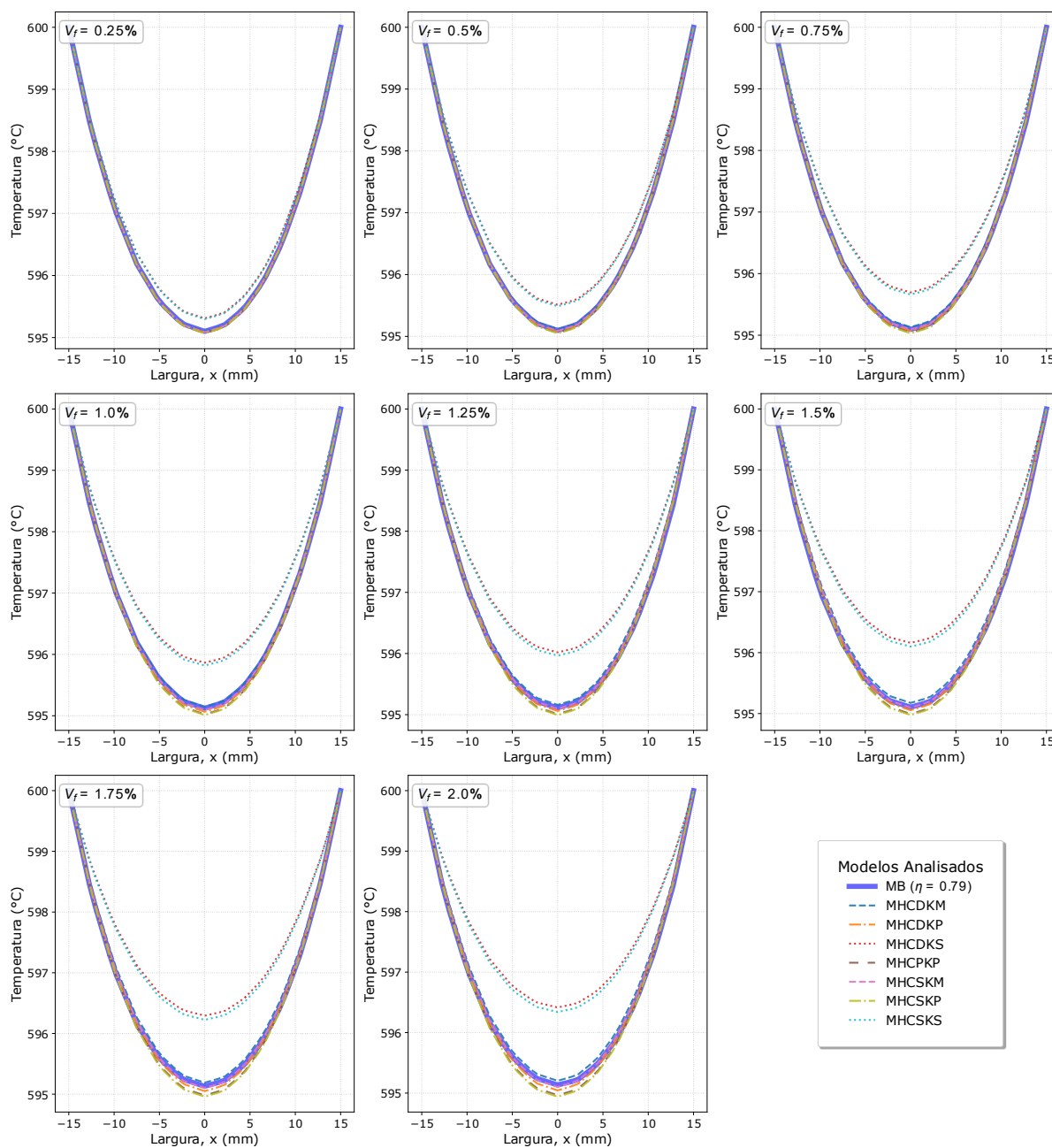
Fonte: O autor.

Figura 65 – Temperatura ao longo da largura x para $\eta = 0.50$

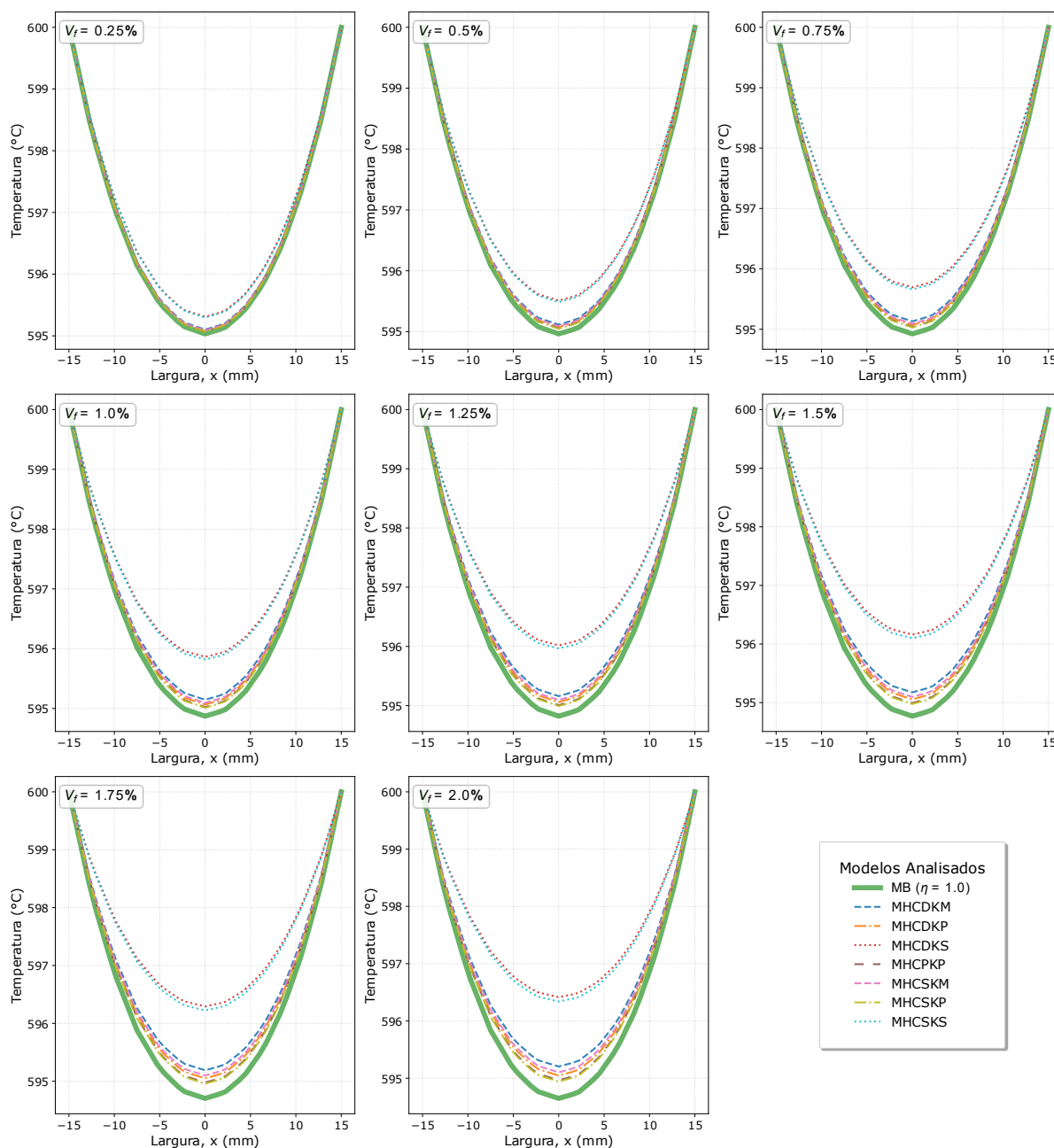


Fonte: O autor.

Figura 66 – Temperatura ao longo da largura x para $\eta = 0.79$



Fonte: O autor.

Figura 67 – Temperatura ao longo da largura x para $\eta = 1.00$ 

Fonte: O autor.

Verifica-se que, ao longo do perfil de aquecimento espacial, a temperatura cai sutilmente à medida que o coeficiente de orientação é elevado. Além disso, com o aumento progressivo do volume de fibras, ocorre uma maior dispersão entre as curvas dos modelos homogêneos em relação à solução de referência (MB).

Dentre as composições analíticas avaliadas, as formulações MHCSKS e MHCDKS (que utilizam o modelo em Série para a condutividade térmica) mostraram-

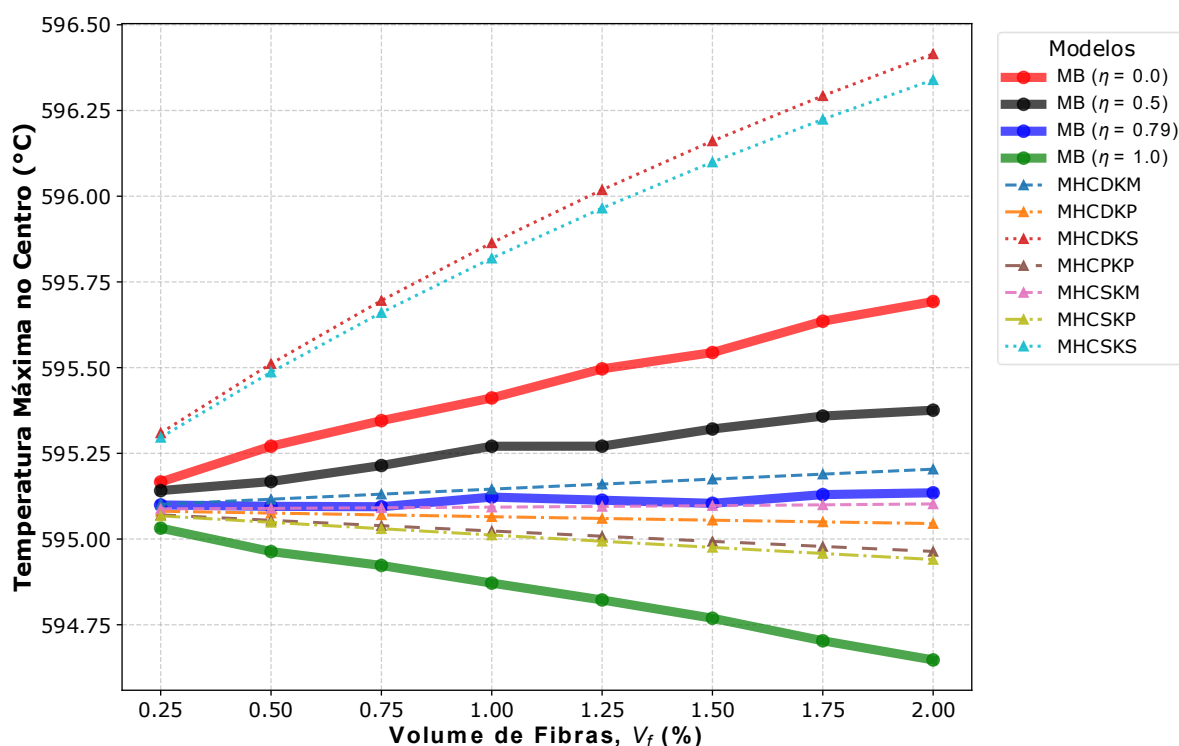
se as mais destoantes, tendendo a superestimar a temperatura interna do corpo de prova. Na formulação em série, assume-se que o fluxo térmico atravessa as fases de forma perpendicular à sua distribuição, o que subestima a condutividade térmica efetiva, "aprisionando" mais o calor nas extremidades numéricas e gerando divergências em relação ao comportamento isotrópico randômico das fibras reais.

Os demais modelos homogêneos apresentaram curvas bem mais próximas aos resultados do modelo bifásico, apesar de subestimarem levemente o perfil térmico espacial.

4.1.3 Discussão e Definição do Modelo Termicamente Equivalente

Para sintetizar a performance dos modelos frente à inserção de fibras dispersas, a Figura 68 condensa a temperatura de pico no último ponto de aquecimento em função do volume de fibras para todos os coeficientes de orientação e regras de homogeneização.

Figura 68 – Temperatura Máxima no Centro vs. Volume de Fibras



Fonte: O autor.

A análise deste consolidado e dos levantamentos anteriores permite identificar claramente a acurácia de cada regra de mistura. O modelo MHCDKM, que emprega a regra de misturas ponderada pela densidade para o calor específico (CD) e a regra de Maxwell para a condutividade térmica (KM), destacou-se como o modelo de tendência mais central.

Inicialmente, observa-se que todos os modelos homogêneos apresentaram temperaturas máximas muito próximas entre si e em relação aos respectivos modelos bifásicos de referência. Mesmo para o maior volume de fibras analisado ($V_f = 2.0\%$), as diferenças observadas permanecem inferiores a aproximadamente 1°C , correspondendo a desvios relativos inferiores a 0.2% em relação às temperaturas absolutas obtidas. Esse comportamento demonstra que todas as estratégias de homogeneização avaliadas são capazes de representar adequadamente a transferência de calor no compósito, diferenciando-se principalmente pela proximidade com a solução bifásica de referência.

O MHCDKM foi o que melhor se ajustou e representou as curvas originárias dos modelos bifásicos para todos os volumes de fibras e coeficientes de orientação testados. Esse resultado é respaldado pela física do modelo de Maxwell, que foi concebido especificamente para prever a condutividade de matrizes contendo inclusões particuladas dispersas e não interagentes, cenário que se aproxima muito mais da distribuição de fibras curtas no concreto do que os clássicos limites extremos de Voigt (Paralelo) e Reuss (Série). A Tabela 7 apresenta a diferença percentual entre esse modelo homogêneo e os modelos bifásicos.

Tabela 7 – Diferença percentual entre as temperaturas máximas obtidas pelo modelo MHCDKM e pelos modelos bifásicos de referência

Volume de fibras (%)	MB ($\eta = 0$)	MB ($\eta = 0,5$)	MB ($\eta = 0,79$)	MB ($\eta = 1,0$)
0.25	0.0109	0.0067	0.0003	0.0117
0.50	0.026	0.0087	0.0035	0.0257
0.75	0.036	0.014	0.0062	0.035
1.00	0.0447	0.021	0.0039	0.0461
1.25	0.0564	0.0186	0.0079	0.0568
1.50	0.062	0.0246	0.0119	0.0682
1.75	0.0749	0.0284	0.01	0.0817
2.00	0.0821	0.0289	0.0116	0.0936
Erro médio	0.0491	0.0189	0.0069	0.0523
Erro máximo	0.0821	0.0289	0.0119	0.0936

Fonte: O autor.

Os resultados apresentados corroboram a proximidade observada graficamente, demonstrando que o modelo MHCDKM reproduz as temperaturas máximas dos modelos bifásicos com desvios percentuais reduzidos para todas as orientações das fibras analisadas. Os erros médios permaneceram inferiores a 1%, enquanto os maiores desvios observados também apresentaram magnitude bastante limitada, confirmando a elevada capacidade preditiva da abordagem homogênea proposta.

Diante dos resultados obtidos nesta seção de validação térmica, conclui-se que a abordagem homogênea, especificamente regida pela formulação MHCDKM, possui precisão suficiente para representar a transferência de calor em compósitos cimentícios reforçados por fibras. A adoção deste modelo permite uma redução drástica no custo computacional (evitando a discretização de milhares de elementos de treliça apenas para condução de calor), viabilizando as análises mecânicas e de degradação estrutural subsequentes sem perda significativa de rigor científico.

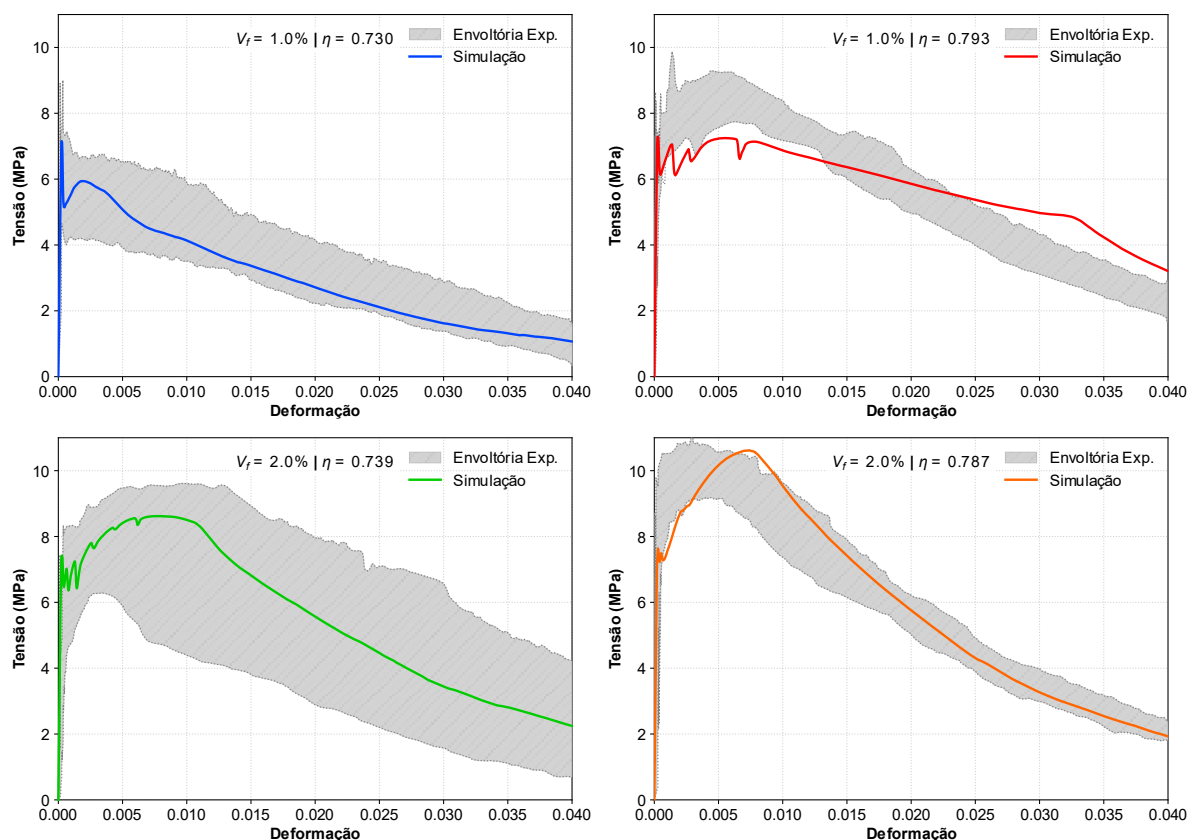
4.2 SIMULAÇÕES MECÂNICAS

Nesta seção, apresentam-se os resultados obtidos através das simulações numéricas de tração direta em corpos de prova do tipo *dogbone*. O objetivo central desta etapa foi validar o modelo micromecânico proposto e a estratégia de incorporação das fibras via técnica de elementos embebidos, confrontando as respostas numéricas com os dados experimentais obtidos por Ribeiro (2023).

4.2.1 Validação do Modelo em Temperatura Ambiente

Para a validação inicial, foram reproduzidos os ensaios para quatro misturas distintas, variando o volume de fibras (V_f) e o coeficiente de orientação médio (η_θ). Na Figura 69 é apresentada a comparação entre as curvas tensão-deformação simuladas e a envoltória experimental (limites superior e inferior) de Ribeiro (2023).

Figura 69 – Validação das misturas de UHPFRC para V_f de 1% e 2% sob diferentes orientações



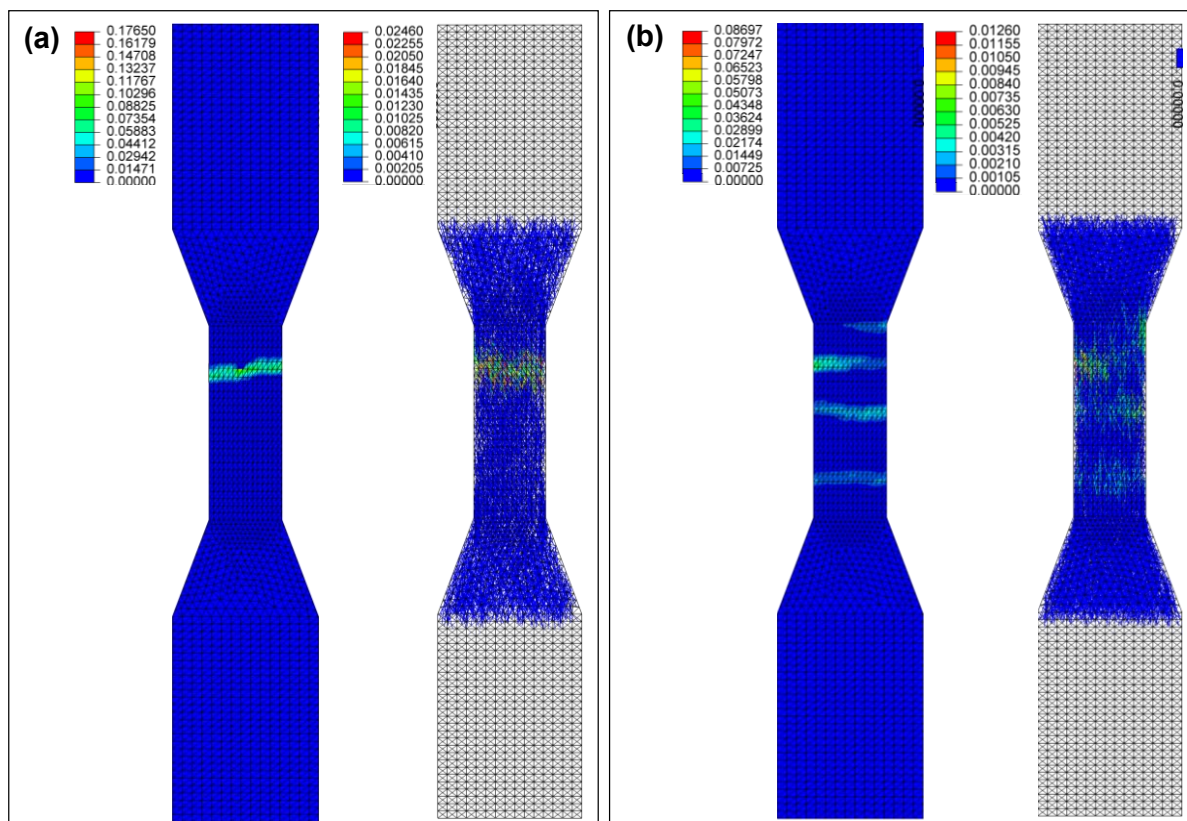
Fonte: O autor.

A análise da Figura 69 demonstra que o modelo numérico foi capaz de reproduzir com precisão o comportamento macroscópico das quatro misturas. Observa-se que as curvas simuladas situam-se majoritariamente dentro da envoltória experimental de referência, capturando não apenas a tensão de pico, mas também a rigidez inicial e o regime de dissipação de energia no pós-fissuração. Os resultados são considerados promissores, uma vez que a calibração dos parâmetros de interface ($\tau_{\max}$) e ancoragem (p_{Le}) permitiu que o modelo respondesse adequadamente às sutis variações de orientação das fibras.

4.2.2 Padrões de Fissuração e Localização de Deformações

Além da resposta global, o modelo permitiu investigar o comportamento local do material. Na Figura 70, é apresentado o mapa de deformações plásticas equivalentes para as misturas com 1% e 2% de fibras, ambas com orientação próxima a 0.73.

Figura 70 – Comparação do mapa de deformações plásticas: (a) $V_f = 1$ com $\eta_\theta = 0.73$ e (b) $V_f = 2$ com $\eta_\theta = 0.739$



Fonte: O autor.

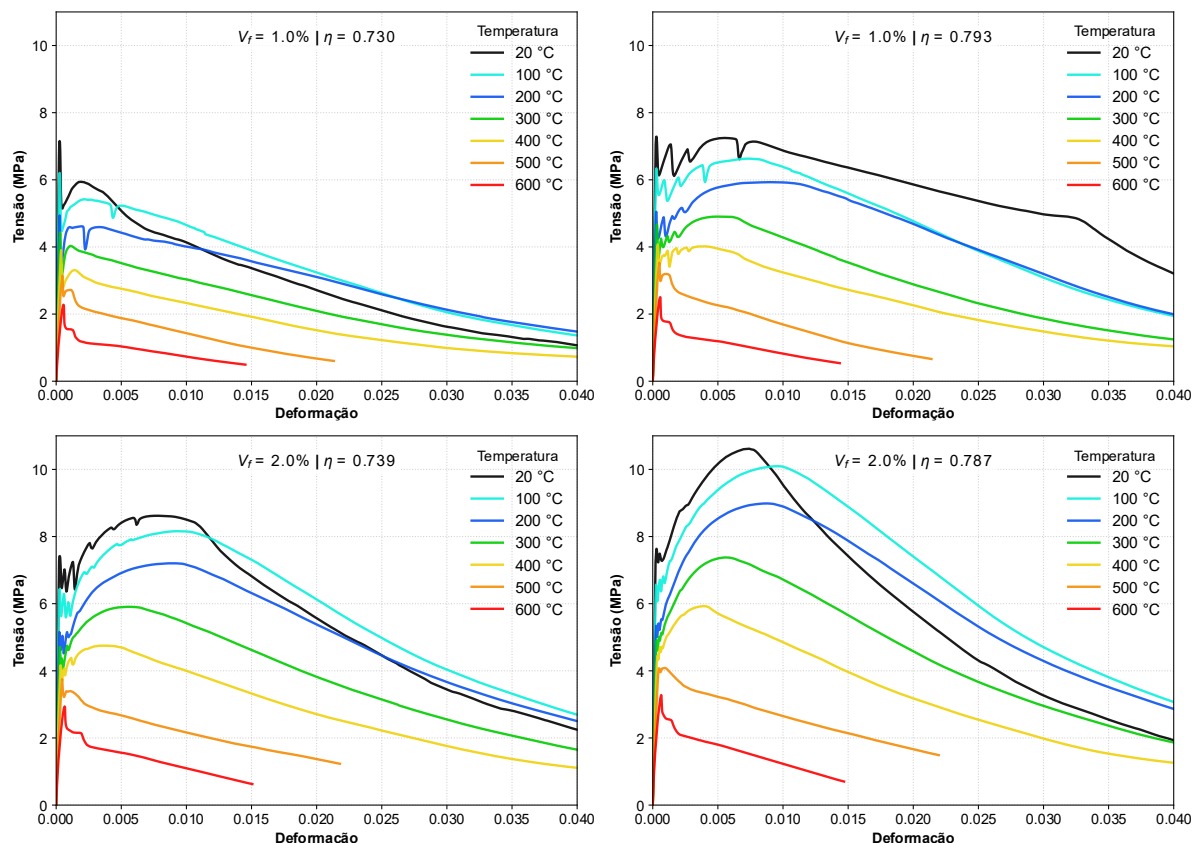
Conforme apresentado na Figura 70, nota-se uma distinção clara no comportamento fenomenológico das misturas. Para o volume de 1% (Figura 70-a), ocorre a rápida localização da macrofissura na região central da seção útil do corpo de prova, caracterizando um comportamento de *strain-softening*. Neste caso, a quantidade de fibras atravessando a seção fissurada não é suficiente para redistribuir as tensões para outras regiões do material.

Em contrapartida, para o volume de 2% (Figura 70-b), observa-se uma abertura distribuída de microfissuras ao longo de todo o trecho útil do CP antes da localização definitiva da falha. Este fenômeno de multifissuração caracteriza o comportamento de *strain-hardening*, onde a capacidade de ponte de fissuras exercida pelas fibras supera a capacidade resistente da matriz cimentícia fissurada, promovendo maior tenacidade e ductilidade ao compósito, em total conformidade com o comportamento esperado para o UHPFRC de alto desempenho.

4.2.3 Comportamento sob Altas Temperaturas

Uma das principais contribuições deste estudo é a avaliação do comportamento do material sob degradação térmica. Na Figura 71, são apresentadas as curvas tensão-deformação para as quatro misturas em um gradiente térmico variando de 20°C a 600°C.

Figura 71 – Influência da temperatura na resposta mecânica das misturas simuladas



Fonte: O autor.

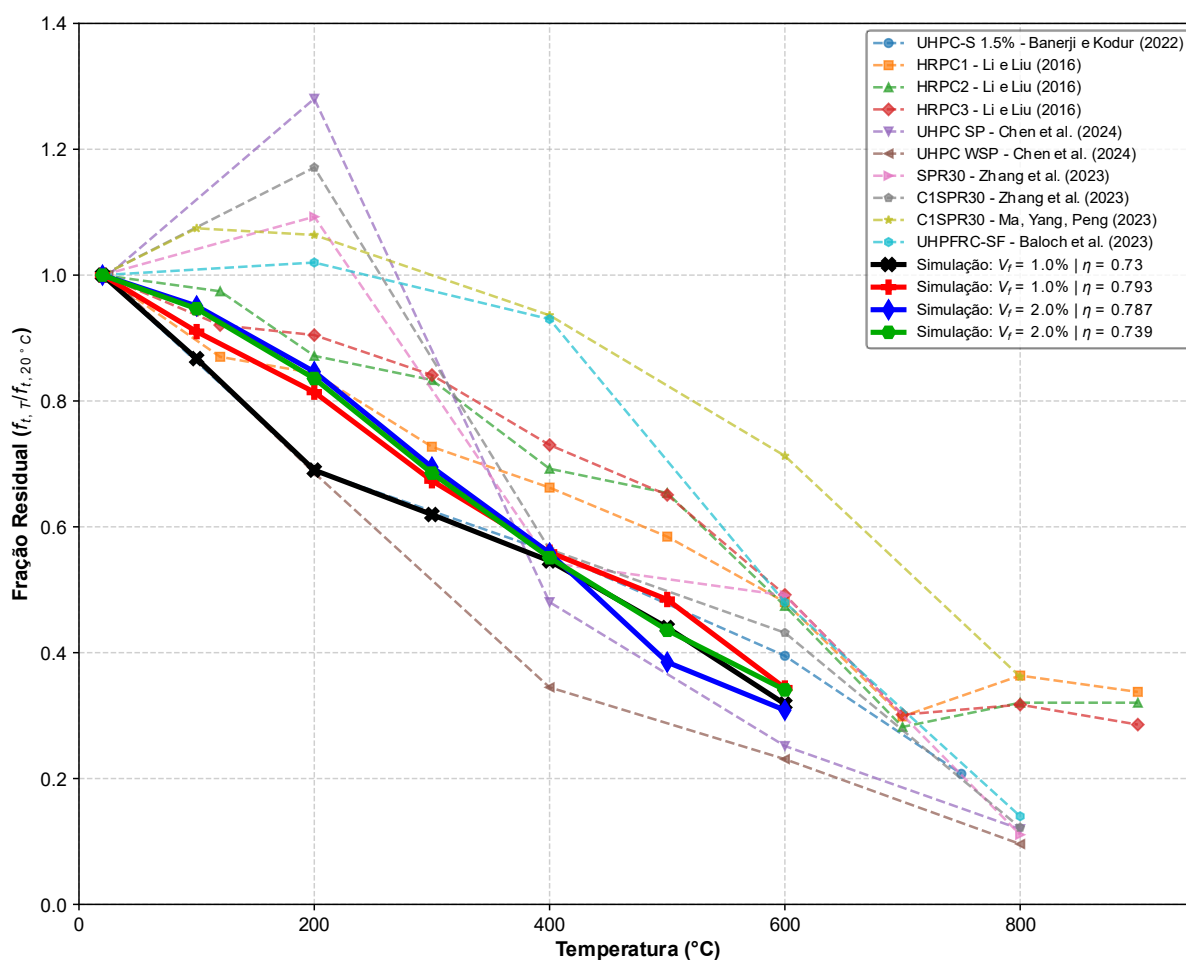
A Figura 71 evidencia a perda progressiva de resistência à tração e de rigidez (módulo de elasticidade) conforme a temperatura se eleva. Observa-se que o aumento da temperatura promove uma redução da tensão máxima e intensifica o comportamento de amolecimento pós-pico (strain-softening), refletindo a degradação das propriedades mecânicas da matriz cimentícia e da interface fibra-matriz. Ainda assim, a presença das fibras de aço contribui para mitigar essa perda de capacidade resistente, evitando um descarregamento abrupto após a fissuração e proporcionando uma redução mais gradual da tensão ao longo do processo de deformação. Mesmo em temperaturas elevadas, como 600 °C, quando a matriz já apresenta elevado grau

de degradação química e física, as fibras ainda são capazes de transferir parte dos esforços por meio do mecanismo de arrancamento (pullout), preservando níveis residuais de resistência superiores aos que seriam esperados para uma matriz não reforçada.

4.2.4 Validação da Fração de Tensão Residual

Por fim, para consolidar a validade térmica do modelo, foi realizada uma comparação da fração de tensão residual ($f_{t,T}/f_{t,20^{\circ}C}$) em função da temperatura. Na Figura 72, os resultados simulados são plotados em comparação com curvas experimentais disponíveis na literatura internacional para concretos de ultra-alto desempenho.

Figura 72 – Evolução da tensão residual relativa com a temperatura: Simulação vs. Literatura



Fonte: O autor, com inclusão de dados experimentais de Banerji e Kodur (2022), Li e Liu (2016), Chen, Y. *et al.* (2024), Zhang, Y. *et al.* (2023) e Baloch *et al.* (2023).

Como pode ser observado na Figura 72, os resultados obtidos através do modelo numérico estão bem centralizados em relação às tendências observadas na literatura. O decaimento da resistência simulada não se mostra excessivamente conservador nem otimista, capturando a transição crítica de perda de propriedades entre 200 °C e 600 °C. Essa convergência de resultados valida a metodologia de degradação dos parâmetros micromecânicos adotada, confirmando que o modelo é uma ferramenta robusta para a previsão do comportamento residual do UHPFRC após exposição ao fogo ou condições de aquecimento extremo.

Dessa forma, o modelo computacional atinge o objetivo proposto, consolidando-se como uma alternativa preditiva viável e segura frente aos altos custos e riscos envolvidos na instrumentação de ensaios térmicos destrutivos experimentais.

5 CONSIDERAÇÕES FINAIS

O presente trabalho teve como objetivo desenvolver e validar uma metodologia numérica para a simulação do comportamento térmico e mecânico do UHPFRC, com ênfase na representação explícita das fibras e na avaliação de estratégias de homogeneização térmica capazes de reduzir o custo computacional das análises.

No âmbito das análises térmicas, verificou-se que a representação discreta das fibras por elementos embutidos reproduz adequadamente os mecanismos locais de condução de calor no interior do compósito, constituindo um modelo de referência para comparação das abordagens homogêneas. A partir da investigação de diferentes regras de mistura, constatou-se que o modelo homogêneo baseado na combinação da regra de mistura ponderada pela densidade para o calor específico e do modelo de Maxwell para a condutividade térmica apresentou o melhor desempenho na reprodução dos resultados obtidos pelo modelo bifásico. Os resultados demonstraram que essa abordagem é capaz de representar satisfatoriamente a distribuição de temperaturas e a evolução temporal do aquecimento para diferentes teores de fibras e coeficientes de orientação, proporcionando significativa redução do custo computacional sem comprometer a precisão da solução.

No modelo mecânico, a utilização do Concrete Damaged Plasticity em conjunto com um modelo elastoplástico equivalente para representação das fibras permitiu reproduzir de forma consistente as curvas tensão-deformação observadas experimentalmente para diferentes combinações de volume de fibras e orientação média. A estratégia adotada mostrou-se capaz de capturar tanto o comportamento global quanto os mecanismos locais de fissuração, distinguindo adequadamente respostas associadas ao *strain-softening* e ao *strain-hardening* característicos do UHPFRC.

Entre as principais contribuições originais desta dissertação destacam-se: (i) a comparação sistemática entre diferentes estratégias de homogeneização térmica para compósitos cimentícios reforçados com fibras de aço; (ii) a identificação da formulação MHCDKM como modelo homogêneo capaz de reproduzir satisfatoriamente o comportamento térmico do modelo bifásico; (iii) o desenvolvimento de uma metodologia para atualização das propriedades mecânicas das fibras em função da temperatura; e (iv) a integração dessas formulações em uma abordagem numérica

voltada à previsão do comportamento residual do UHPFRC após exposição a elevadas temperaturas.

Destaca-se ainda como contribuição original deste trabalho a implementação de uma metodologia para incorporação dos efeitos da temperatura sobre as propriedades mecânicas do concreto e das fibras. Para o concreto, foram empregados fatores de degradação baseados na literatura, complementados por uma proposta simplificada para atualização da energia de fratura em função da redução da resistência à tração, assumindo constante a inclinação do ramo descendente da curva tensão–abertura de fissura. Para as fibras de aço, foi desenvolvida uma estratégia de atualização das curvas constitutivas a partir de resultados experimentais de arrancamento em diferentes temperaturas, permitindo representar simultaneamente a degradação da aderência fibra-matriz e da contribuição resistente das fibras ao compósito.

Outra contribuição relevante consiste na adoção de uma estratégia de acoplamento indireto entre os modelos térmico e mecânico para avaliação da resistência residual do material após exposição a temperaturas elevadas. Essa abordagem mostrou-se compatível com as hipóteses assumidas na formulação do modelo equivalente de arrancamento das fibras, evitando inconsistências decorrentes da introdução direta de deformações térmicas diferenciais entre aço e concreto em um modelo constitutivo calibrado para representar apenas o comportamento mecânico equivalente da interface.

Os resultados obtidos evidenciaram que o modelo desenvolvido é capaz de reproduzir satisfatoriamente as tendências observadas experimentalmente tanto em temperatura ambiente quanto após exposição térmica, apresentando boa concordância com dados disponíveis na literatura internacional. Em especial, observou-se que a degradação progressiva da resistência e da rigidez do material foi adequadamente capturada pelas formulações implementadas, mantendo coerência física com o comportamento esperado para compósitos cimentícios reforçados com fibras de aço submetidos a elevadas temperaturas.

Apesar dos resultados promissores, algumas limitações devem ser destacadas. O modelo de fibras adotado baseia-se em uma representação unidimensional equivalente do mecanismo de arrancamento, não contemplando explicitamente os fenômenos tridimensionais de interação entre concreto, fibra e interface, tais como redistribuição local de tensões, concentração de deformações e efeitos geométricos

associados à extração inclinada das fibras. Adicionalmente, assumiu-se perfeita aderência cinemática entre matriz e fibras por meio da técnica de elementos embutidos, hipótese que desconsidera possíveis mecanismos locais de deslizamento durante o aquecimento. Outra simplificação importante refere-se à consideração de um ângulo constante para caracterização da inclinação do ramo descendente da curva tensão–abertura de fissura na atualização da energia de fratura, hipótese adotada em razão da escassez de dados experimentais específicos disponíveis na literatura.

Diante dos resultados apresentados, considera-se que os objetivos inicialmente propostos foram integralmente alcançados. A metodologia desenvolvida permitiu investigar a transferência de calor no UHPFRC, identificar uma estratégia eficiente de homogeneização térmica, reproduzir satisfatoriamente o comportamento mecânico observado experimentalmente em temperatura ambiente e representar de forma consistente a degradação residual do material após exposição a elevadas temperaturas.

Como perspectivas para trabalhos futuros, recomenda-se inicialmente a realização de campanhas experimentais destinadas à caracterização do comportamento do UHPFRC em diferentes temperaturas, possibilitando a calibração direta das propriedades constitutivas empregadas nas simulações e refinamento de todas as simplificações empregadas.

Sugere-se também o desenvolvimento de modelos tridimensionais explícitos para representação da interface fibra-matriz, permitindo incorporar simultaneamente os efeitos de expansão térmica diferencial, perda de aderência e arrancamento progressivo das fibras. Outra linha promissora consiste na implementação de modelos termomecânicos totalmente acoplados, capazes de considerar a evolução simultânea dos campos de temperatura, deformações térmicas e degradação mecânica durante todo o processo de aquecimento.

Adicionalmente, recomenda-se investigar a influência de diferentes geometrias e tipos de fibras metálicas, bem como de fibras híbridas, sobre a resposta residual do compósito.

A aplicação da metodologia proposta em elementos estruturais de maiores dimensões, tais como vigas, pilares e ligações, também constitui uma evolução natural do presente trabalho, permitindo avaliar o potencial da abordagem para problemas de engenharia estrutural em escala real. Por fim, destaca-se como perspectiva

particularmente relevante a integração dos modelos desenvolvidos às recentes diretrizes estabelecidas pela série ABNT NBR 17246:2025, contribuindo para o avanço das ferramentas computacionais de apoio ao projeto e à avaliação de estruturas em concreto de ultra-alto desempenho no contexto nacional.

REFERÊNCIAS

ABNT. **NBR 17246: Concreto de ultra-alto desempenho. Associação Brasileira de Normas Técnicas.** Rio de Janeiro, 2025.

ASSIS, L. S. DE. **Avaliação da influência da temperatura no dano do concreto via modelagem computacional.** Juiz de Fora: Universidade Federal de Juiz de Fora (UFJF), 2019.

AZMEE, N. M.; SHAFIQ, N. Ultra-high performance concrete: From fundamental to applications. **Case Studies in Construction Materials**, v. 9, 1 dez. 2018.

BALOGH, W. L. *et al.* Effect of high temperatures on hot-bonded SCC/ECC and SCC/UHPC composite systems. **Construction and Building Materials**, v. 369, 10 mar. 2023.

BANERJI, S.; KODUR, V. Effect of temperature on mechanical properties of ultra-high performance concrete. **Fire and Materials**, v. 46, n. 1, p. 287–301, 1 jan. 2022.

BEHNOOD, A.; ZIARI, H. Effects of silica fume addition and water to cement ratio on the properties of high-strength concrete after exposure to high temperatures. **Cement and Concrete Composites**, v. 30, n. 2, p. 106–112, 1 fev. 2008.

BOLINA, F. L.; LAGO, B. D.; RODRÍGUEZ, E. D. Effects of thermal properties on temperature field of UHPC structures under fire conditions. **Construction and Building Materials**, v. 411, 12 jan. 2024.

BOLINA, F. L.; POLETO, G.; CARVALHO, H. Proposition of parametric data for UHPC at high temperatures. **Journal of Building Engineering**, v. 76, 1 out. 2023.

CARREIRA, D. J.; CHU, K.-H. **Stress-Strain Relationship for Plain Concrete in Compression.** 1985.

CHAN, Y. W.; CHU, S. H. Effect of silica fume on steel fiber bond characteristics in reactive powder concrete. **Cement and Concrete Research**, v. 34, n. 7, p. 1167–1172, 1 jul. 2004.

CHEN, M. *et al.* Effect of elevated temperatures on behavior of recycled steel and polypropylene fibre reinforced ultra-high performance concrete under dynamic splitting tension. **Journal of Building Engineering**, v. 84, 1 maio 2024.

CHEN, Y. *et al.* Experimental study on the thermal properties of a novel ultra-high performance concrete reinforced with multi-scale fibers at elevated temperatures. **Construction and Building Materials**, v. 366, 22 fev. 2023.

____. Effect of multiscale fibers and cenospheres on the uniaxial tensile behavior of ultra-high performance concrete subjected to high temperatures. **Journal of Building Engineering**, v. 95, 15 out. 2024.

CHOI, M. S. *et al.* Improvement in predicting the post-cracking tensile behavior of ultra-high performance cementitious composites based on fiber orientation distribution. **Materials**, v. 9, n. 10, 13 out. 2016.

CHRIST, R. *et al.* Conceitos e aplicações do concreto de ultra alto desempenho: Panorama nacional e internacional. **Revista Diálogos: Economia e Sociedade (ISSN: 2594-4320)**, n. 1, p. 89–102, 2019.

CHRIST, R.; TUTIKIAN, B.; HELENE, P. Método de dosagem UNISINOS para UHPC. **CONCRETO & Construções**, v. XLIX, n. 105, p. 30–33, 2022.

CHRISTENSEN, R. M. **Mechanics of Composite Materials**. New York: Dover, 2005.

CUONG-LE, T.; MINH, H. LE; SANG-TO, T. A nonlinear concrete damaged plasticity model for simulation reinforced concrete structures using ABAQUS. **Frattura ed Integrita Strutturale**, v. 16, n. 59, p. 232–242, 1 jan. 2021.

DASSAULT SYSTÈMES. Abaqus 2016 Documentation. © **Dassault Systemes**, v. II, 2016.

DASSAULT SYSTEMES SIMULIA CORPORATION. **Abaqus** Providence, Rhode Island, USA Dassault systemes simulia corporation, 2018.

DESIGNBOOM. **MuCEM by rudy riccioti sports a delicate concrete filigree**. Disponível em: <<https://www.designboom.com/architecture/mucem-by-rudy-riccioti-sports-a-delicate-concrete-filigree/>>. Acesso em: 3 fev. 2026.

FAKEH, Mina; JAWDHARI, Akram; FAM, Amir. Recommended concrete damage plasticity parameters and constitutive models for UHPC in ABAQUS. **Engineering Structures**, v. 333, p. 120154, 2025.

FANG, H. *et al.* Constitutive model of interfacial bond-slip between steel fibers and concrete matrix after exposing to high temperature. **Journal of Building Engineering**, 2023.

FARHANGI, V. *et al.* Application of artificial intelligence in predicting the residual mechanical properties of fiber reinforced concrete (FRC) after high temperatures. **Construction and Building Materials**, v. 411, 12 jan. 2024.

FEHLING, Ekkehard. *et al.* **Ultra-high performance concrete UHPC: fundamentals, design, examples**. Ernst & Sohn, 2014.

FIGUEIREDO, A. D. DE. **Concreto reforçado com fibras**. São Paulo: Universidade de São Paulo, 18 maio 2012.

GAO, D. *et al.* Effect of steel fiber on the compressive performance and microstructure of ultra-high performance concrete at elevated temperatures. **Construction and Building Materials**, v. 435, 12 jul. 2024.

HABEL, K. *et al.* Development of the mechanical properties of an Ultra-High Performance Fiber Reinforced Concrete (UHPFRC). **Cement and Concrete Research**, v. 36, n. 7, p. 1362–1370, jul. 2006.

HELENE, P.; BRITEZ, C.; CARVALHO, M. Ações e efeitos deletérios do fogo em estruturas de concreto. Uma breve revisão. **Revista ALCONPAT**, v. 10, n. 1, p. 1–21, 30 dez. 2019.

HORDIJK, D. A. **Local approach to fatigue of concrete**. Dissertation, Delft University of Technology, 1991.

HUANG, H. *et al.* Improvement effect of steel fiber orientation control on mechanical performance of UHPC. **Construction and Building Materials**, v. 188, p. 709–721, 10 nov. 2018.

HUANG, H.; GAO, X.; TENG, L. Fiber alignment and its effect on mechanical properties of UHPC: An overview. **Construction and Building Materials**, v. 296, p. 123741, 16 ago. 2021.

HUANG, H.; WANG, R.; GAO, X. Improvement effect of fiber alignment on resistance to elevated temperature of ultra-high performance concrete. **Composites Part B: Engineering**, v. 177, 15 nov. 2019.

ISLAM, MD. M. *et al.* Experimental Investigation of the Compressive, Tensile and the Flexural Capacity of Beams made of Steel Fiber Reinforced Concrete (SFRC). **The AUST Journal of Science and Technology**, v. 4, p. 52–69, fev. 2012.

KANG, S. T.; KIM, J. K. Investigation on the flexural behavior of UHPCC considering the effect of fiber orientation distribution. **Construction and Building Materials**, v. 28, n. 1, p. 57–65, mar. 2012.

KAZEMI, F.; SHAFIGHFARD, T.; YOO, D. Y. **Data-Driven Modeling of Mechanical Properties of Fiber-Reinforced Concrete: A Critical Review** *Archives of Computational Methods in Engineering* Springer Science and Business Media B.V., 1 maio 2024.

KIM, N. H.; SANKAR, B. V.; KUMAR, A. V. **Introduction to Finite Element Analysis and Design**. 2. ed. John Wiley & Sons, 2018.

KODUR, V.; BANERJI, S.; SOLHMIRZAEI, R. Effect of Temperature on Thermal Properties of Ultrahigh-Performance Concrete. **Journal of Materials in Civil Engineering**, v. 32, n. 8, ago. 2020.

LARANJEIRA, F. *et al.* Characterization of the orientation profile of steel fiber reinforced concrete. **Materials and Structures/Materiaux et Constructions**, v. 44, n. 6, p. 1093–1111, jul. 2011.

LEE, J.; FENVES, G. L. Plastic-Damage Model for Cyclic Loading of Concrete Structures. **Journal of Engineering Mechanics**, v. 124, n. 8, p. 892–900, ago. 1998.

LEE, N. *et al.* Relationship between three-dimensional steel fiber statistics and electromagnetic shielding effectiveness of high-performance, fiber-reinforced cementitious composites. **Materials**, v. 13, n. 22, p. 1–22, 2 nov. 2020.

LEE, Y.; KANG, S. T.; KIM, J. K. Pullout behavior of inclined steel fiber in an ultra-high strength cementitious matrix. **Construction and Building Materials**, v. 24, n. 10, p. 2030–2041, out. 2010.

LI, H. *et al.* Flexural Toughness Test and Inversion Research on a Thermal Conductivity Formula on Steel Fiber-Reinforced Concrete Components Post-Fire. **Materials**, v. 15, n. 15, 1 ago. 2022.

LI, H.; LIU, G. Tensile Properties of Hybrid Fiber-Reinforced Reactive Powder Concrete After Exposure to Elevated Temperatures. **International Journal of Concrete Structures and Materials**, v. 10, n. 1, p. 29–37, 1 mar. 2016.

LIN, J. *et al.* Impact of synthetic fibers on spalling and intrinsic pore structure of ultra-high performance concrete (UHPC) under elevated temperatures. **Construction and Building Materials**, v. 439, 16 ago. 2024.

LIU, K. *et al.* Theoretical and experimental study on multi-phase model of thermal conductivity for fiber reinforced concrete. **Construction and Building Materials**, v. 148, p. 465–475, 1 set. 2017.

LUBLINER, J. *et al.* A plastic-damage model for concrete. **International Journal of Solids and Structures**, v. 25, n. 3, p. 299–326, 1 jan. 1989.

MAŁEK, M. *et al.* Influence of polypropylene, glass and steel fiber on the thermal properties of concrete. **Materials**, v. 14, n. 8, 2 abr. 2021.

MAXWELL, J. C. **A Treatise On Electricity And Magnetism**. 1998.

MEHTA, P. K.; MONTEIRO, P. J. M. **Concrete microstructure, properties, and materials**. 3. ed.

MORIN, V. *et al.* Superplasticizer effects on setting and structuration mechanisms of ultrahigh-performance concrete. **Cement and Concrete Research**, v. 31, n. 1, p. 63–71, 1 jan. 2001.

NAAMAN, A. E. *et al.* Fiber Pullout and Bond Slip. I: Analytical Study. **Journal of Structural Engineering**, v. 117, n. 9, p. 2769–2790, set. 1991.

NEVILLE, A. M. **Propriedades do concreto**. 5. ed. 2016.

OLIVEIRA, C. O. E. **Estudo numérico e experimental da distribuição das fibras de aço em vigas de UHPFRC**. São Carlos: Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo, 2019.

OZAWA, M. *et al.* Study of mechanisms of explosive spalling in high-strength concrete at high temperatures using acoustic emission. **Construction and Building Materials**, v. 37, p. 621–628, dez. 2012.

PASTORE, M. **Norma para concreto de ultra-alto desempenho (UHPC) é publicada**. Disponível em: <<https://www.cimentoitambe.com.br/norma-para-concreto-de-ultra-alto-desempenho-uhpc-e-publicada/>>. Acesso em: 4 maio. 2026.

PEREIRA, L. R. S. **Formulação de modelos de dano tensorial para análise fisicamente não linear de estruturas de concreto submetidas a carregamentos monotônicos e cíclicos**. Belo Horizonte: Universidade Federal de Minas Gerais, 2020.

PIANEZZER, G. A.; GRAMANI, L.; KAVISKI, E. Change of effective properties of concrete by alkali-silica reaction. **Revista Internacional de Métodos Numéricos para Cálculo y Diseño en Ingeniería**, v. 35, n. 1, 18 ago. 2018.

PIMIENTA, P. *et al.* Behaviour of high-performance concrete at high temperatures: Some highlights. **RILEM Technical Letters**, v. 2, p. 45–52, 21 set. 2017.

POON, C. S. *et al.* Comparison of the strength and durability performance of normal- and high-strength pozzolanic concretes at elevated temperatures. **Cement and Concrete Research**, v. 31, n. 9, p. 1291–1300, 1 set. 2001.

RAO, R. *et al.* Models for estimating the thermal properties of electric heating concrete containing steel fiber and graphite. **Composites Part B: Engineering**, v. 164, p. 116–120, 1 maio 2019.

REDDY, J. N.; GARTLING, D. K. **The finite element method in heat transfer and fluid dynamics third edition.**

RIBEIRO, P. DE O. **Contributions to a constitutive model for Ultra-High Performance Fiber-Reinforced Concrete.** São Carlos: Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo, 2023.

RIBEIRO, P. DE O.; KRAHL, P. A; CARRAZEDO, R; BERNARDO, L. F. A. **Modeling the Tensile Behavior of Fiber-Reinforced Strain-Hardening Cement-Based Composites: A Review.** *Materials* MDPI, 1 maio 2023.

SAJID, H. U.; KIRAN, R. **Effect of fiber reinforcement, mineral admixtures, and air entrainment on the fire performance of concrete in bridges: A review.** *Construction and Building Materials*. Elsevier Ltd, 7 jun. 2024.

SELEEM, H. E. D. H.; RASHAD, A. M.; ELSOKARY, T. Effect of elevated temperature on physico-mechanical properties of blended cement concrete. **Construction and Building Materials**, v. 25, n. 2, p. 1009–1017, 1 fev. 2011.

SHAH, Hammad Ahmed; YUAN, Qiang; PHOTWICHAI, Nopphalak. Use of materials to lower the cost of ultra-high-performance concrete—A review. **Construction and Building Materials**, v. 327, p. 127045, 2022.

SIDODIKROMO, E. P.; CHEN, Z.; HABIB, M. Review of The Cement-Based Composite Ultra-High-Performance Concrete (UHPC). **The Open Civil Engineering Journal**, v. 13, n. 1, p. 147–162, 16 nov. 2019.

SILVA, C. M. DA *et al.* **Concreto de alto desempenho: Composição, produção e propriedades.** Atena Editora, 2022.

SOETENS, T. *et al.* Basis of a Finite-Element Simulation Tool to Predict the Flexural Behavior of SFRC Prisms. p. 91–98.

TAI, Y. S.; EL-TAWIL, S. High loading-rate pullout behavior of inclined deformed steel fibers embedded in ultra-high performance concrete. **Construction and Building Materials**, v. 148, p. 204–218, 1 set. 2017.

TENEK, L. T.; ARGYRIS, J. **Finite element analysis for composite structures**. Springer Science & Business Media, 2013. v. 59

THAM, M. W. *et al.* Tensile properties prediction of natural fibre composites using rule of mixtures: A review. **Journal of Reinforced Plastics and Composites**, v. 38, n. 5, p. 211–248, 1 mar. 2019.

TOUTLEMONDE, F. *et al.* **Long-term material performance checked on world's oldest UHPFRC road bridges at Bourg-Lès-Valence**. RILEM-fib-AFGC International symposium on UHPFRC. **Anais...**France: out. 2013Disponível em: <<https://hal.science/hal-01063038>>

TUTIKIAN, B. F.; ISAIA, G. C.; HELENE, P. Concreto de Alto e Ultra-Alto Desempenho. *Em*: **Concreto: Ciência e Tecnologia**. São Paulo. IBRACON, 2011.

ULLAH, R. *et al.* Ultra-High-Performance Concrete (UHPC): A State-of-the-Art Review. **Materials**, v. 15, n. 12, 1 jun. 2022.

WEN, C. *et al.* **Influence of fibers on the mechanical properties and durability of ultra-high-performance concrete: A review** **Journal of Building Engineering** Elsevier Ltd, 15 jul. 2022.

WILLE, K. *et al.* Ultra-high performance concrete and fiber reinforced concrete: Achieving strength and ductility without heat curing. **Materials and Structures/Materiaux et Constructions**, v. 45, n. 3, p. 309–324, mar. 2012.

XUE, C. *et al.* Experimental study on thermal performance of ultra-high performance concrete with coarse aggregates at high temperature. **Construction and Building Materials**, v. 314, 3 jan. 2022.

YANG, J. *et al.* On the explosive spalling behavior of ultra-high performance concrete with and without coarse aggregate exposed to high temperature. **Construction and Building Materials**, v. 226, p. 932–944, 30 nov. 2019.

YOO, D. Y.; KIM, J. J.; PARK, J. J. Effect of fiber spacing on dynamic pullout behavior of multiple straight steel fibers in ultra-high-performance concrete. **Construction and Building Materials**, v. 210, p. 461–472, 20 jun. 2019.

ZHANG, H. *et al.* Comparison of compressive, flexural, and temperature-induced ductility behaviours of steel-PVA hybrid fibre reinforced OPC and geopolymer concretes after high temperatures exposure. **Construction and Building Materials**, v. 399, p. 132560, 5 out. 2023.

ZHANG, T. *et al.* Mitigating the damage of ultra-high performance concrete at elevated temperatures using synergistic flame-retardant polymer fibres. **Cement and Concrete Research**, v. 158, 1 ago. 2022.

ZHANG, Y. *et al.* Uniaxial tensile properties of multi-scale fiber reinforced rubberized concrete after exposure to elevated temperatures. **Journal of Cleaner Production**, v. 389, 20 fev. 2023.

ZHOU, J. *et al.* Comparison of different CFD-FEM coupling methods in advanced structural fire analysis. **International Journal of Thermal Sciences**, v. 193, p. 108465, 1 nov. 2023.