

**Simulação numérica em mesoescala do comportamento à flexão do UHPFRC: Influência da razão de aspecto, fração volumétrica e orientação das fibras**

**Deymer Yesid Páez Sepúlveda**

Dissertação de Mestrado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil (Engenharia de Estruturas) da Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.



DEYMER YESID PÁEZ SEPÚLVEDA

**Simulação numérica em mesoescala do comportamento à flexão  
do UHPFRC: Influência da razão de aspecto, fração volumétrica e  
orientação das fibras**

VERSÃO CORRIGIDA

A versão original encontra-se na Escola de Engenharia de São Carlos

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil (Engenharia de Estruturas) da Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo para obtenção do título de Mestre em Ciências.

Área de Concentração: Estruturas

Orientador: Prof. Dr. Ricardo Carrazedo

SÃO CARLOS

2025

AUTORIZO A REPRODUÇÃO E DIVULGAÇÃO TOTAL OU PARCIAL DESTE TRABALHO, POR QUALQUER MEIO CONVENCIONAL OU ELETRÔNICO, PARA FINS DE ESTUDO E PESQUISA, DESDE QUE CITADA A FONTE.

Ficha catalográfica elaborada pela Biblioteca Prof. Dr. Sérgio Rodrigues  
Fontes da EESC/USP

P127s Páez Sepúlveda, Deymer Yesid  
Simulação numérica em mesoescala do comportamento à flexão do UHPFRC : influência da razão de aspecto, fração volumétrica e orientação das fibras / Deymer Yesid Páez Sepúlveda; orientador Ricardo Carrazedo. -- São Carlos, 2025.

Dissertação (Mestrado) - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil (Engenharia de Estruturas) e Área de Concentração em Estruturas -- Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo, 2025.

1. UHPFRC. 2. Simulação numérica. 3. Razão de aspecto. 4. Fração volumétrica. 5. Orientação das fibras.I. Título.

## FOLHA DE JULGAMENTO

Candidato: Engenheiro **DEYMER YESID PAEZ SEPULVEDA**.

Título da dissertação: "Simulação numérica em mesoescala do comportamento à flexão do UHPFRC: Influência da razão de aspecto, fração volumétrica e orientação das fibras."

Data da defesa: 31/03/2025.

### Comissão Julgadora

### Resultado

**Prof. Associado Ricardo Carrazedo**  
(Orientador)  
(EESC-USP)

APROVADO

**Prof. Associado Luís Antonio Guimaraes Bitencourt Jr.**  
(EP-USP)

APROVADO

**Profa. Dra. Ana Elisabete Paganelli Guimarães de Ávila Jacintho**  
(PUC)

APROVADO

Coordenador do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil (Engenharia de Estruturas):

Prof. Associado **Ricardo Carrazedo**

Presidente da Comissão de Pós-Graduação:

Prof. Titular **Carlos De Marqui Junior**



## **AGRADECIMENTOS**

Primeiramente, agradeço a Deus pela força nos momentos de maior dificuldade e por não me deixar desistir ao longo desta etapa.

À minha mãe, Luz Mary, e ao meu irmão, Nicolás, por serem meu apoio constante e fonte de confiança durante toda esta jornada.

Ao Prof. Ricardo Carrazedo, pela orientação dedicada, paciência e por me guiar na conclusão deste trabalho.

Aos meus colegas e amigos da turma de mestrado, pelas conversas, pelo incentivo e pela amizade ao longo desses anos.

Ao Wesley, pela valiosa assistência nos códigos em Python, fundamentais para o desenvolvimento desta pesquisa.

À Caroline Oliveira, pelas sugestões construtivas e pelos documentos que foram essenciais para orientar e aprimorar minha investigação.

Ao Alex, Lucas Antônio e Matheus, que me ajudaram a me adaptar nos primeiros meses em São Carlos.

Ao meu amigo Julián, pela amizade e por ter sido a pessoa com quem compartilhei grande parte do meu tempo durante minha estadia em São Carlos.

Aos professores do Departamento de Engenharia de Estruturas (SET), pela excelência no ensino e dedicação.



## RESUMO

PÁEZ SEPÚLVEDA, D. Y. **Simulação numérica em mesoescala do comportamento à flexão do UHPFRC**: Influência da razão de aspecto, fração volumétrica e orientação das fibras. 2025. Dissertação (Mestrado) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2025.

A incorporação de fibras de aço no concreto de ultra-alto desempenho reforçado com fibras (UHPFRC) contribui significativamente para o aumento da resistência à flexão, devido ao efeito de ponte que as fibras exercem, restringindo a formação e a propagação de fissuras. No entanto, as propriedades mecânicas do UHPFRC são fortemente influenciadas pela razão de aspecto, fração volumétrica e orientação das fibras. Diante disso, este estudo teve como objetivo investigar a influência desses fatores no comportamento à flexão do UHPFRC por meio de simulações numéricas em mesoescala, considerando-o como um material bifásico heterogêneo composto por fibras e matriz. Para isso, foram realizadas simulações numéricas de vigas entalhadas de UHPFRC, submetidas a ensaios de flexão de três pontos, com diferentes alturas (30 mm, 60 mm, 90 mm, 120 mm e 150 mm). Inicialmente, foi aplicada uma abordagem 3D em mesoescala, que permitiu uma análise mais detalhada. No entanto, devido ao alto custo computacional dessa estratégia, também foi adotada uma abordagem 2D simplificada, que reduziu o número de fibras em 30 vezes, mantendo, porém, a mesma fração volumétrica. Os resultados numéricos, tanto em 3D quanto em 2D, apresentaram boa concordância com os dados experimentais considerados, destacando o modelo 2D como uma alternativa eficiente devido à sua significativa redução no custo computacional, cerca de 75.6% em comparação ao modelo 3D, apesar de uma queda mais acentuada na fase de amolecimento. As análises paramétricas demonstraram que a resistência à flexão do UHPFRC é aprimorada pelo aumento da fração volumétrica de fibras e pelo uso de fibras com maior razão de aspecto, embora esta última tenha influência limitada na resistência inicial à formação de fissuras, dominada pela matriz. Além disso, no estudo sobre a orientação das fibras, a maior contribuição para a resposta à flexão foi observada quando o ângulo médio de orientação foi de  $30^\circ$ , devido ao efeito pino que melhora a interação fibra-matriz. Por fim, verificou-se que o UHPFRC produzido com 1% de fibras mais longas ( $l_f=20$  mm) e uma orientação média favorável ( $\theta_m=30^\circ$ ) apresentou desempenho superior àquele com 2% de fibras mais curtas ( $l_f=13$  mm) e orientação mais aleatória, evidenciando o potencial de reduzir custos.

**Palavras-chave:** UHPFRC. Simulação numérica. Razão de aspecto. Fração volumétrica. Orientação das fibras.



## ABSTRACT

PÁEZ SEPÚLVEDA, D. Y. **Meso-scale numerical simulation of the flexural behavior of UHPFRC: Influence of fiber aspect ratio, volume fraction, and fiber orientation.** 2025. Dissertação (Mestrado) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2025.

The incorporation of steel fibers into ultra-high-performance fiber-reinforced concrete (UHPFRC) significantly enhances its flexural strength due to the bridging effect of the fibers, which restricts crack formation and propagation. However, the mechanical properties of UHPFRC are strongly influenced by the aspect ratio, volume fraction, and orientation of the fibers. In light of this, the present study aimed to investigate the influence of these factors on the flexural behavior of UHPFRC through mesoscale numerical simulations, considering it as a heterogeneous biphasic material composed of fibers and matrix. Numerical simulations were conducted on notched UHPFRC beams subjected to three-point bending tests with varying heights (30 mm, 60 mm, 90 mm, 120 mm, and 150 mm). Initially, a 3D mesoscale approach was applied, allowing for a detailed analysis. However, due to the high computational cost of this strategy, a simplified 2D approach was also adopted, reducing the number of fibers by 30 times while maintaining the same volume fraction. The numerical results, both in 3D and 2D, showed good agreement with the experimental data considered, highlighting the 2D model as an efficient alternative due to its significant reduction in computational cost, about 75.6% lower than the 3D model, despite a more pronounced softening phase. Parametric analyses demonstrated that the flexural strength of UHPFRC improves with an increase in fiber volume fraction and the use of fibers with a higher aspect ratio, although the latter has limited influence on the initial resistance to crack formation, which is predominantly governed by the matrix. Additionally, in the study of fiber orientation, the greatest contribution to flexural response was observed when the mean orientation angle was  $30^\circ$ , attributed to the snubbing effect that enhances the fiber-matrix interaction. Finally, it was found that UHPFRC produced with 1% of longer fibers ( $l_f=20$  mm) and a favorable mean orientation ( $\theta_m=30^\circ$ ) exhibited superior performance compared to that produced with 2% of shorter fibers ( $l_f=13$  mm) and a more random orientation, demonstrating the potential for cost reduction.

**Keywords:** UHPFRC. Numerical simulation. Aspect ratio. Volume fraction. Fiber orientation.



# SUMÁRIO

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO .....</b>	<b>15</b>
1.1	Considerações iniciais.....	15
1.2	Objetivos.....	17
1.3	Justificativa.....	18
1.4	Metodologia.....	19
<b>2</b>	<b>REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....</b>	<b>21</b>
2.1	Histórico do UHPFRC.....	21
2.2	Definição do UHPFRC.....	22
2.3	Composição do UHPFRC.....	23
2.3.1	Cimento.....	24
2.3.2	Agregados.....	25
2.3.3	Água.....	25
2.3.4	Superplastificantes.....	26
2.3.5	Fibras.....	26
2.4	Propriedades mecânicas do UHPFRC.....	28
2.4.1	Resistência à compressão.....	28
2.4.1.1	Efeito da fração volumétrica das fibras.....	30
2.4.1.2	Efeito da razão de aspecto das fibras.....	31
2.4.2	Resistência à tração direta.....	33
2.4.3	Resistência à flexão.....	35
2.5	Influência das fibras na resistência à tração e à flexão do UHPFRC.....	36
2.5.1	Fração volumétrica.....	36
2.5.2	Comprimento e razão de aspecto.....	39
2.5.3	Orientação das fibras.....	42
2.6	Comportamento de arrancamento da fibra de aço lisa no UHPFRC.....	48
2.6.1	Modelo analítico do comportamento de arrancamento da fibra de aço lisa e inclinada em UHPFRC.....	52
2.7	Abordagem de modelagem mesoscópica do UHPFRC.....	57
2.7.1	Geração das fibras.....	58
2.7.2	Modelos constitutivos dos diferentes materiais do UHPFRC.....	60
2.7.2.1	Matriz cimentícia.....	60
2.7.2.2	Fibras.....	66
2.7.3	Interação entre a fibra de aço e a matriz.....	67
<b>3</b>	<b>ANÁLISE NUMÉRICA.....</b>	<b>71</b>
3.1	Geração das fibras.....	72

3.2	Propriedades dos materiais.....	73
3.3	Modelos constitutivos .....	74
3.3.1	Matriz cimentícia .....	74
3.3.1.1	Comportamento à compressão .....	74
3.3.1.2	Comportamento à tração .....	76
3.3.1.3	Variáveis de dano .....	77
3.3.1.4	Parâmetros de plasticidade .....	77
3.3.2	Fibras de aço .....	78
3.4	Modelo de validação do UHPFRC.....	81
3.4.1	Geometria do modelo.....	81
3.4.2	Condições de contorno.....	82
3.4.3	Elementos finitos.....	83
3.4.4	Resultados .....	83
3.5	Implementação numérica 3D .....	85
3.5.1	Geometria do modelo.....	85
3.5.2	Condições de contorno.....	86
3.5.3	Elementos finitos.....	87
3.5.4	Malha.....	87
3.6	Implementação numérica 2D .....	88
3.6.1	Elementos finitos.....	88
3.6.2	Condições de contorno e malha .....	89
3.6.3	Simplificações adotadas .....	89
3.7	Resultados .....	92
3.7.1.1	curvas Força–CMOD .....	93
3.7.1.2	Distribuição de tensões nas fibras .....	97
3.7.1.3	Custo computacional .....	100
<b>4</b>	<b>ANÁLISE PARAMÉTRICA .....</b>	<b>101</b>
4.1	Efeito da razão de aspecto das fibras .....	102
4.2	Efeito da fração volumétrica de fibras .....	104
4.3	Efeito da orientação das fibras .....	106
4.4	Otimização da fração volumétrica de fibras.....	108
<b>5</b>	<b>CONCLUSÕES E TRABALHOS FUTUROS .....</b>	<b>111</b>
5.1	Conclusões .....	111
5.2	Sugestões para trabalhos futuros .....	113
	<b>REFERÊNCIAS .....</b>	<b>115</b>

# 1 INTRODUÇÃO

---

Neste capítulo serão apresentadas as considerações iniciais, o objetivo geral e os objetivos específicos da pesquisa, além da justificativa e da metodologia utilizada.

## 1.1 Considerações iniciais

O Concreto de Ultra-Alto Desempenho Reforçado com Fibras (UHPFRC, do inglês Ultra-High Performance Fiber Reinforced Concrete) representa uma das mais avançadas inovações no campo dos materiais de construção. Este material é caracterizado por uma matriz cimentícia densa e altamente compactada, que confere ao UHPFRC uma resistência à compressão significativamente superior à dos concretos convencionais, ultrapassando frequentemente os 150 MPa (Fehling *et al.*, 2014). Essa resistência extrema torna o UHPFRC uma escolha ideal para aplicações que requerem alta durabilidade e desempenho mecânico elevado, como em estruturas de pontes, fachadas arquitetônicas e componentes de infraestrutura submetidos a condições severas.

Além da sua excepcional resistência à compressão, o UHPFRC também exibe uma resistência à tração notável, especialmente quando comparado ao concreto convencional. Essa propriedade é amplificada pela incorporação de fibras, que funcionam como um reforço distribuído na matriz do concreto. As fibras não apenas contribuem para a resistência à tração, mas também melhoram a tenacidade, ductilidade e a capacidade de absorção de energia do material. Essas características tornam o UHPFRC particularmente eficaz em resistir a cargas dinâmicas e em aplicações onde a durabilidade a longo prazo é crítica.

A incorporação de fibras no UHPFRC é um aspecto crucial que influencia diretamente suas propriedades mecânicas, especialmente em relação à resistência à tração e à flexão. A fração volumétrica de fibras, ou seja, a quantidade de fibras presentes em relação ao volume total do material, é um parâmetro fundamental. Aumentar a fração volumétrica tende a melhorar a capacidade do UHPFRC de resistir à tração, uma vez que as fibras atuam na redistribuição das tensões e impedem o crescimento e a propagação de fissuras. Contudo, é essencial equilibrar essa fração para evitar problemas de trabalhabilidade e segregação na mistura (Yan *et al.*, 2021).

Outro fator importante é a geometria das fibras utilizadas no UHPFRC. As fibras podem variar em termos de comprimento e diâmetro, e cada um desses aspectos influencia a interação entre as fibras e a matriz de concreto (Gong *et al.*, 2022). Além disso, a forma das fibras, como retas, onduladas ou com gancho, também desempenha um papel importante na aderência e na capacidade do material de suportar cargas de tração elevadas. A escolha da geometria adequada das fibras é, portanto, essencial para otimizar as propriedades mecânicas do UHPFRC. De acordo com Acker e Behloul (2004), fibras de aço retas com comprimento entre 13 e 15 mm e uma fração volumétrica de 2% são as mais utilizadas na produção do UHPFRC para garantir uma trabalhabilidade adequada da mistura.

Finalmente, a orientação das fibras dentro da matriz do concreto é outro parâmetro que exerce uma influência significativa sobre as propriedades mecânicas do UHPFRC. Fibras orientadas de maneira a se alinharem com a direção das tensões máximas contribuem mais efetivamente para a resistência do material, aumentando tanto a resistência à tração quanto a flexão. Em contrapartida, fibras orientadas de forma aleatória podem não ser tão eficazes em reforçar o material, especialmente em aplicações onde as cargas são predominantemente unidirecionais (Zhong; Zhang, 2020). Controlar a orientação das fibras durante o processo de fabricação e aplicação do UHPFRC pode contribuir significativamente para garantir o desempenho ideal do material.

No entanto, o desempenho das fibras no concreto depende de características essenciais como o módulo de elasticidade e a resistência mecânica. Fibras com alto módulo, mas baixa resistência à tração ou cisalhamento, têm capacidade limitada de reforçar o concreto após a fissuração, pois se tornam materiais frágeis e com baixa capacidade de deformação. Dessa forma, as fibras mais eficazes são aquelas que apresentam maior resistência à tração e capacidade de deformação, pois são capazes de atuar como pontes que transferem tensões pelas fissuras formadas no concreto. Fibras de aço, que combinam alta resistência e módulo de elasticidade, são particularmente eficientes no reforço do concreto endurecido (Figueiredo, 2011).

Para investigar os efeitos das fibras nas propriedades mecânicas do UHPFRC, inúmeros ensaios experimentais têm sido realizados, enfocando especialmente a fração volumétrica, a forma, as dimensões, a orientação e distribuição das fibras (Abrishambaf; Pimentel; Nunes, 2017; Bayard, 2003; Hassan; Jones; Mahmud, 2012; Hoang; Fehling, 2017; Hu *et al.*, 2018; Huang; Gao; Khayat, 2021; Kusumawardaningsih *et al.*, 2015; Lee; Kim; Yoo, 2018; Prem; Bharatkumar; Murthy, 2015; Teng *et al.*, 2021; Wille; Kim; Naaman, 2011; Zhou; Uchida, 2017).

No entanto, a compreensão dos efeitos quantitativos da constituição micro e mesoestrutural do material no desempenho mecânico em macroescala ainda é limitada. As dificuldades em controlar precisamente essas micro/mesoestruturas, como a orientação das fibras, durante a produção dos compósitos, tornam esse entendimento ainda mais complexo.

Como uma alternativa promissora aos ensaios experimentais, as simulações numéricas em mesoescala têm se mostrado eficazes na modelagem explícita da distribuição, orientação, forma e tamanho das fibras. Esses modelos permitem a identificação de fatores-chave através de estudos paramétricos detalhados, além de possibilitar a geração de um grande número de amostras aleatórias para análises estatísticas mais robustas. A modelagem numérica não apenas complementa os ensaios experimentais, mas também oferece uma compreensão qualitativa e quantitativa das correlações entre as características micro e mesoestruturais do material e suas propriedades mecânicas em macroescala.

No contexto dessas simulações, o concreto reforçado com fibras é geralmente tratado como um material trifásico heterogêneo, composto por matriz, fibras e a interface fibra/matriz. Alternativamente, ele pode ser modelado como um material bifásico (fibras e matriz), onde o comportamento da interface é incorporado no modelo constitutivo das fibras através de uma lei tensão-deformação equivalente. Essas abordagens permitem uma análise mais detalhada e precisa dos mecanismos de falha e do desempenho geral do UHPFRC.

## 1.2 Objetivos

O objetivo geral desta pesquisa é estudar o comportamento à flexão do UHPFRC, avaliando a influência da razão de aspecto, fração volumétrica e orientação das fibras por meio de simulações numéricas em mesoescala, com o intuito de otimizar suas propriedades mecânicas.

Com base no objetivo geral, os seguintes objetivos específicos são propostos:

- a) Desenvolver modelos numéricos em 3D e 2D para o UHPFRC, considerando-o como um material bifásico heterogêneo, com base nos ensaios experimentais analisados.
- b) Avaliar a viabilidade e a eficiência dos modelos numéricos em 2D, levando em consideração as simplificações adotadas e a redução do custo computacional em comparação ao modelo 3D.

- c) Realizar análises paramétricas para investigar o impacto da razão de aspecto, orientação e fração volumétrica das fibras no comportamento à flexão do UHPFRC, visando a otimização de suas propriedades mecânicas.
- d) Avaliar o efeito da combinação de fibras mais longas e uma orientação média otimizada na melhoria do desempenho à flexão do UHPFRC, investigando seu potencial para otimizar as propriedades mecânicas e reduzir os custos de produção do material.

### 1.3 Justificativa

O UHPFRC tem se destacado como uma solução inovadora para estruturas exigentes, como pontes de grande vão, edifícios de grande altura e instalações nucleares. Este material é amplamente reconhecido por suas notáveis melhorias em termos de propriedades mecânicas e durabilidade, que o tornam uma escolha preferencial em projetos desafiadores. A excepcional resistência à tração e flexão do UHPFRC é um dos principais fatores que atraem a atenção tanto da comunidade científica quanto da engenharia, consolidando sua posição como uma alternativa eficaz ao concreto convencional em aplicações que demandam alto desempenho estrutural. No entanto, o custo elevado do UHPFRC, com aproximadamente 50% desse custo associado às fibras de aço de alta resistência, ainda é de 5 a 10 vezes maior que o do concreto convencional, limitando sua aplicação em larga escala (Zhang *et al.*, 2022a).

A resistência à tração e à flexão do UHPFRC é fortemente influenciada por fatores como a razão de aspecto das fibras, bem como pelo volume e pela orientação das fibras. Assim, a otimização desses parâmetros é crucial para explorar todo o potencial desse material compósito de forma mais eficiente. Embora tenham sido realizados extensivos estudos experimentais para avaliar os efeitos das fibras nas propriedades mecânicas do UHPFRC, esses estudos frequentemente enfrentam limitações relacionadas às técnicas experimentais, especialmente no controle da orientação das fibras durante a produção da mistura. Além disso, existem altos custos, principalmente em ensaios de membros de grande dimensão (Huang *et al.*, 2018).

Diante dessas limitações, a simulação numérica destaca-se como um recurso metodológico de grande potencial para a análise do UHPFRC. Contudo, o UHPFRC é frequentemente modelado como um material homogêneo em simulações numéricas (Al-Osta *et al.*, 2017; Lampropoulos *et al.*, 2016; Murthy; Karihaloo; Priya, 2018; Paschalis; Lampropoulos; Tsioulou, 2018; Safdar; Matsumoto; Kakuma, 2016; Zhu *et al.*, 2021). Essa

abordagem simplificada limita a investigação detalhada dos efeitos do volume, forma, dimensões e orientação das fibras nas propriedades mecânicas do material.

Portanto, para uma análise mais precisa e eficaz, é essencial desenvolver simulações numéricas que representem o UHPFRC como um material heterogêneo. Isso permite uma consideração mais adequada dos parâmetros relacionados às fibras e possibilita a otimização das propriedades mecânicas do UHPFRC. Assim, é fundamental avançar no desenvolvimento de modelos numéricos que integrem esses fatores para explorar plenamente o potencial desse material compósito inovador.

#### 1.4 Metodologia

Para a realização desta pesquisa, foi desenvolvido um estudo paramétrico baseado em análises numéricas dos resultados experimentais obtidos por Mahmud, Yang e Hassan (2013), os quais consistem em vigas entalhadas de UHPFRC submetidas ao ensaio de flexão de três pontos.

Nas modelagens numéricas realizadas no software de elementos finitos ABAQUS, o UHPFRC foi considerado como um material bifásico heterogêneo, composto por fibras de aço e uma matriz cimentícia. A interação entre fibras e matriz foi representada de forma implícita, atribuindo às fibras uma lei de tensão-deformação equivalente, derivada do comportamento de arrancamento da fibra. Nessa abordagem, a relação força de arrancamento-deslizamento foi convertida em uma relação tensão-deformação. Para descrever o comportamento de arrancamento das fibras de aço da matriz de UHPFRC, foi adotado o modelo analítico proposto por Lee, Kang e Kim (2010).

A geração das fibras de aço na matriz foi feita por meio de um algoritmo desenvolvido em Python. As fibras foram inseridas e modeladas como elementos de treliça, assumindo-se uma aderência perfeita com a matriz cimentícia.

Inicialmente, com o objetivo de validar a abordagem numérica do UHPFRC como material bifásico heterogêneo, foi realizada uma simulação dos ensaios experimentais de tração em corpos de prova em forma de *dog-bone*, conforme os ensaios realizados por Hassan, Jones e Mahmud (2012).

Uma vez validada a estratégia de simulação numérica do UHPFRC como um material bifásico heterogêneo, prosseguiu-se com as simulações das vigas entalhadas de UHPFRC

submetidas ao ensaio de flexão de três pontos. As vigas foram modeladas com diferentes alturas (30 mm, 60 mm, 90 mm, 120 mm e 150 mm), conforme descrito nos experimentos conduzidos por Mahmud, Yang e Hassan (2013). Inicialmente, foi utilizada uma abordagem 3D em mesoescala, permitindo uma análise mais detalhada dos ensaios. Entretanto, devido ao elevado custo computacional dessa metodologia, também foi explorada uma abordagem 2D em mesoescala simplificada, que consistiu em reduzir o número de fibras por meio do aumento da seção transversal das mesmas, mantendo, porém, a mesma fração volumétrica.

Com os modelos validados, tanto em 3D quanto em 2D, foram realizadas análises paramétricas para investigar a influência da razão de aspecto, fração volumétrica e orientação das fibras no comportamento à flexão do UHPFRC. Além disso, avaliou-se a eficácia da abordagem 2D em termos de redução do custo computacional, sem comprometer a precisão dos resultados.

Finalmente, avaliou-se o efeito da combinação de fibras mais longas com uma orientação média otimizada, analisando como essa configuração pode melhorar o desempenho à flexão do UHPFRC e investigando seu potencial para otimizar as propriedades mecânicas e reduzir os custos de produção do material.

## 2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

---

Neste capítulo, serão apresentados os conceitos mais relevantes do UHPFRC, abordando sua definição e propriedades fundamentais. Além disso, será explorado a influência das fibras nas propriedades mecânicas do UHPFRC, destacando a importância desses elementos na resistência e ductilidade do material. Adicionalmente, serão discutidas as estratégias para modelar numericamente o UHPFRC como um material heterogêneo, fornecendo uma visão aprofundada das abordagens utilizadas para simular o comportamento complexo do UHPFRC em análises estruturais.

### 2.1 Histórico do UHPFRC

Na década de 1970, Roy, Gouda e Bobrowsky (1972) e Yudenfreund *et al.* (1972) foram pioneiros na introdução da pasta cimentícia de ultra-alta resistência com baixa porosidade. Yudenfreund *et al.* (1972) conseguiram desenvolver uma pasta cimentícia com resistência à compressão de 250 MPa aos 180 dias utilizando uma relação água/cimento de 0.2. Em contraste, Roy, Gouda e Bobrowsky (1972) alcançaram uma pasta cimentícia com uma microestrutura densa e uma resistência à compressão de 510 MPa, submetendo o concreto a temperaturas elevadas (150 °C) no processo de cura.

Bache (1981) introduziu uma inovação no campo do concreto ao desenvolver um novo tipo denominado DSP (Densified with Small Particles ou Densificado com Partículas Pequenas), capaz de alcançar resistências à compressão na faixa de 120 a 270 MPa. Paralelamente, Birchall, Howard e Kendall (1981) apresentaram uma pasta de cimento denominada MDF (Macro Defect Free ou Livre de Macros defeitos) com resistência à compressão superior a 200 MPa e resistência à flexão na faixa de 60 a 70 MPa, eliminando falhas macroscópicas durante a preparação da mistura, sem a necessidade de fibras. É crucial destacar que tanto o DSP quanto o MDF compartilham um processo semelhante, que envolveu a utilização de partículas ultrafinas para preencher os vazios da matriz, consumo significativo de adições minerais, baixas relações água/cimento e aditivos redutores de água de alto alcance (Tutikian; Isaia; Helene, 2011).

Na metade da década de 1990, Richard e Cheyrezy (1995) foram pioneiros ao apresentar o conceito de Concreto de Pós Reativos (CPR), que serviu como precursor do UHPFRC. Para alcançar elevada resistência, otimizou-se o tamanho dos grãos na mistura por meio da teoria da

densidade de empacotamento, empregando materiais ultrafinos como cimento, areia, pó de quartzo e sílica ativa, juntamente com superplastificantes, e eliminando os agregados graúdos da composição. No processo de cura, foram empregadas temperaturas elevadas, variando entre 90 e 400 °C. Adicionalmente, incorporou-se na mistura frações volumétricas de 1.5% a 3% de fibras de aço lisas, com comprimento de 13 mm e diâmetro de 0.15 mm, para obter um comportamento dúctil. Como resultado, o CPR desenvolvido por Richard e Cheyrezy (1995) apresentou resistência à compressão na faixa de 200 a 800 MPa e uma energia de fratura de até 40 kJ/m<sup>2</sup>. No final da década de 1990, surgiu o primeiro UHPFRC comercializado, chamado Ductal®, desenvolvido com base na tecnologia do CPR (Gu; Ye; Sun, 2015).

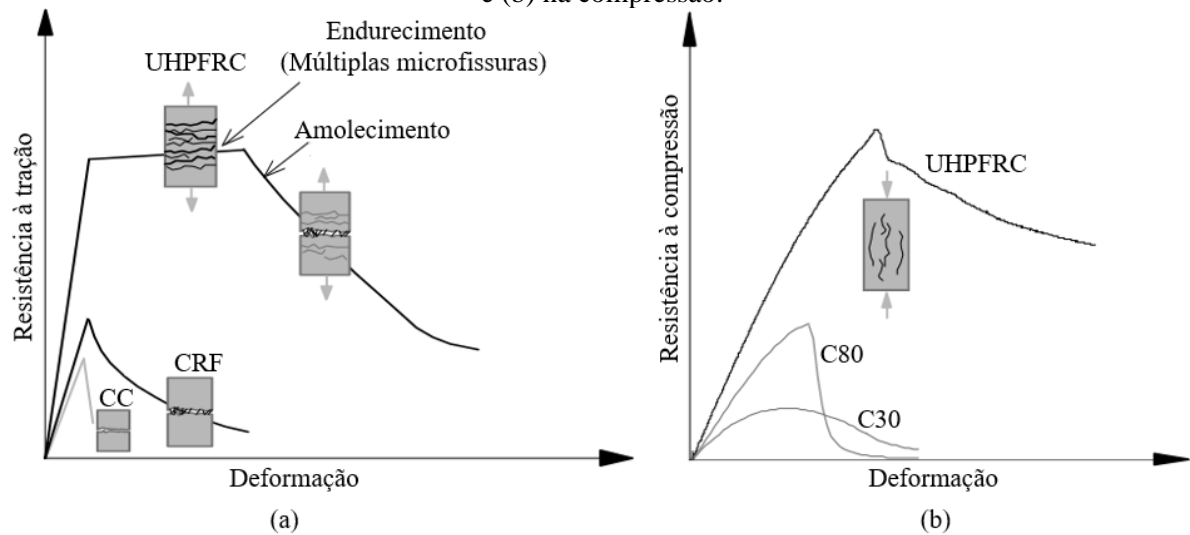
## 2.2 Definição do UHPFRC

Nos últimos anos, foram realizados esforços significativos para melhorar a resistência do concreto. Contudo, esse aumento de resistência tem sido acompanhado por uma falha inevitavelmente frágil, gerando diversos desafios em sua aplicação em infraestruturas civis. A incorporação de fibras no concreto pode atenuar esse comportamento frágil, aprimorando a capacidade de absorção de energia do material (Spasojevic, 2008; Yoo; Lee; Yoon, 2013). Em especial, o UHPFRC desenvolvido recentemente, exhibe não apenas uma resistência superior, mas também ductilidade.

O UHPFRC demonstra uma resistência à compressão na faixa de 150 a 250 MPa, uma resistência à tração superior a 8 MPa e também pode alcançar resistências à flexão na faixa de 15 a 40 MPa (ACI, 2018; AFGC/SETRA, 2013; Fehling *et al.*, 2014; Spasojevic, 2008). Essas propriedades excepcionais são alcançadas por meio da otimização da mistura granular, associada a uma baixa relação água/aglomerante, a reação pozolânica dos materiais cimentícios suplementares, especialmente a sílica ativa, e a eliminação dos agregados graúdos, resultando na homogeneização da microestrutura, além da incorporação de uma significativa quantidade de fibras que retardam o crescimento de microfissuras e fornecem maior rigidez na zona de tração (Khayat *et al.*, 2019).

O comportamento típico do UHPFRC em um estado de tensão uniaxial comparado ao concreto convencional (CC) e o concreto reforçado com fibras (CRF) é apresentado na Figura 2.1. De acordo com Spasojevic (2008), o UHPFRC se diferencia dos outros concretos por apresentar endurecimento (*strain hardening*) na tração (Figura 2.1a).

Figura 2.1- Resposta típica da curva tensão-deformação uniaxial de diferentes concretos: (a) na tração e (b) na compressão.



Fonte: Adaptado de Spasojevic (2008).

Richard e Cheyrezy (1995) formularam os princípios básicos para a produção do UHPFRC, buscando aprimorar a homogeneidade do material pela exclusão dos agregados graúdos da mistura. Além disso, visaram aumentar a densidade da matriz por meio da otimização da densidade de empacotamento, sendo crucial a melhoria da distribuição granulométrica dos constituintes da matriz do UHPFRC. Com o objetivo de conferir ductilidade à matriz, em razão do comportamento frágil do UHPC na ausência de fibras, foi proposta a incorporação de fibras de aço, comumente em frações volumétricas em torno de 2%. Essa abordagem visa, principalmente, aprimorar o desempenho mecânico do material, ao mesmo tempo em que se busca manter uma trabalhabilidade adequada da mistura no estado fresco (ACI, 2018).

### 2.3 Composição do UHPFRC

A seleção dos materiais desempenha um papel crucial na fabricação de concretos de ultra-alto desempenho. O princípio da produção do UHPFRC reside na melhoria das propriedades micro e macro da matriz cimentícia, visando assegurar homogeneidade e densidade máxima de empacotamento das partículas (Shi *et al.*, 2015). Eliminar os agregados graúdos aprimora a homogeneidade da mistura, resultando em uma distribuição de tensões mais uniforme. A otimização da densidade de empacotamento é alcançada pela distribuição adequada do tamanho das partículas das matérias-primas, permitindo que partículas menores preencham os vazios entre as maiores (Gu; Ye; Sun, 2015). Azmee e Shafiq (2018) enfatizam

que a escolha dos materiais não deve se concentrar apenas nas proporções dos diferentes tamanhos de grãos, mas também na seleção criteriosa de materiais com propriedades físicas e químicas adequadas.

Após décadas de desenvolvimento, uma abordagem amplamente adotada na produção do UHPFRC envolve a utilização de cimento de alta qualidade, materiais cimentícios suplementares, uma baixa relação água/aglomerante, superplastificante e fibras de aço (Gu; Ye; Sun, 2015). A Figura 2.2 apresenta os componentes básicos do UHPFRC.

Figura 2.2- Componentes básicos do UHPFRC.



Fonte: Autor.

### 2.3.1 Cimento

Um cimento Portland convencional pode ser utilizado na produção do UHPFRC (Bajaber; Hakeem, 2021; Tayeh *et al.*, 2019; Voort, 2008). De acordo com Vanderlei (2004), cimentos com partículas extremadamente finas podem ser menos satisfatórios devido à maior demanda de água. Recomenda-se, para a produção de concretos de ultra-alto desempenho, a escolha de cimentos de pureza elevada, sendo os tipos CP I e CP V ARI os mais indicados. Esses cimentos, apesar de possuírem partículas muito finas, são reconhecidos por sua pureza (Tutikian; Isaia; Helene, 2011). Adicionalmente, é crucial que o cimento apresente um baixo teor de aluminato tricálcico ( $C_3A$ ) e uma finura média, visando a redução das necessidades de água, a minimização da formação de etringita e a mitigação do calor de hidratação (Habel, 2004; Tayeh *et al.*, 2019).

No que se refere ao teor de cimento, Habel (2004) e Tayeh *et al.* (2019) indicam valores superiores a 700 kg/m<sup>3</sup>.

### 2.3.2 Agregados

Conforme Tutikian, Isaia e Helene (2011), é crucial restringir a dimensão característica dos agregados. Agregados com granulometria elevada tendem a apresentar mais falhas em sua microestrutura, enquanto agregados de dimensão muito reduzida exigem uma quantidade maior de água.

O agregado miúdo desempenha um papel essencial na resistência e trabalhabilidade do UHPFRC. O tamanho das partículas de areia varia de 150 a 600 µm, com um diâmetro médio de 250 µm (Bajaber; Hakeem, 2021; Du *et al.*, 2021; Richard; Cheyrezy, 1995; Vanderlei, 2004; Voort, 2008). Segundo Habel (2004), as distribuições granulométricas do cimento, sílica ativa e areia devem ser otimizadas para alcançar alta compactidade e, assim, uma matriz densa com baixa permeabilidade.

O agregado graúdo é excluído da composição do UHPFRC para aumentar a homogeneidade no concreto e, conseqüentemente, evitar fissuras na zona de transição. De acordo com Du *et al.* (2021), os agregados graúdos não são considerados no UHPFRC devido a três razões principais: (i) redução da densidade inicial de empacotamento de partículas devido à angularidade dos agregados, (ii) enfraquecimento da matriz do UHPFRC devido às concentrações de tensões entre as superfícies dos agregados, e (iii) enfraquecimento da zona de transição entre os agregados e a matriz cimentícia.

### 2.3.3 Água

A composição do UHPFRC utiliza uma baixa relação água/aglomerante. Richard e Cheyrezy (1995) adotaram uma relação de 0.08, alcançando uma mistura com excelente trabalhabilidade. No entanto, essa relação não garantiu a máxima densidade de empacotamento. Shi *et al.* (2015), sugerem valores na faixa de 0.13 a 0.2 para atingir a máxima densidade relativa na mistura do UHPFRC.

### 2.3.4 Superplastificantes

Dado que a trabalhabilidade do UHPFRC é afetada pelo baixo teor de água, a inclusão de superplastificantes é crucial no processo de mistura. Conforme indicado por Tayeh *et al.* (2019), esses aditivos são empregados para dispersar as partículas de cimento e sílica ativa, melhorando assim a fluidez da mistura do UHPFRC. Dessa forma, os superplastificantes facilitam a obtenção de uma reduzida relação água/cimento e uma baixa relação água/aglomerante (onde o aglomerante inclui cimento e sílica ativa) sem comprometer a trabalhabilidade.

Os superplastificantes mais eficazes para a produção do UHPFRC são os de terceira geração à base de policarboxilatos (Bajaber; Hakeem, 2021; Du *et al.*, 2021; Vanderlei, 2004; Voort, 2008). De acordo com Richard e Cheyrezy (1995), a quantidade ideal de superplastificante é relativamente elevada devido à baixa relação água/cimento, situando-se em torno de 1.6% do teor de cimento. Por sua vez, Mishra e Singh (2019) observaram que o teor ótimo de superplastificante para alcançar as melhores propriedades mecânicas e de trabalhabilidade no UHPFRC varia entre 1.5% e 2.4%.

### 2.3.5 Fibras

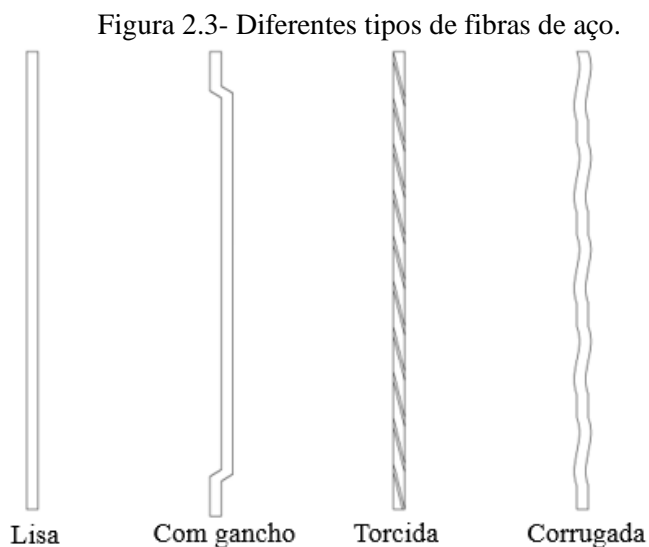
A adição de fibras de aço não só incrementa a resistência à tração, mas também melhora a ductilidade no UHPFRC, conforme destacado por Graybeal (2005). Além disso, a presença de fibras retarda o surgimento de fissuras, o que contribui para a durabilidade do concreto.

Micelli *et al.* (2020), propõem quatro parâmetros para avaliar a eficácia das fibras:

- A relação entre o comprimento e o diâmetro da fibra, influenciando na transferência da força de adesão e na trabalhabilidade do concreto no estado fresco.
- A rugosidade da superfície da fibra, afetando o contato mecânico e o comportamento de atrito entre a matriz cimentícia e as fibras.
- Resistência à tração, o módulo de elasticidade e o modo de ruptura, que determinam a quantidade de energia dissipada na fase de fissuração.
- A fração volumétrica das fibras em relação ao volume total, que afeta a difusão dos esforços internos na matriz cimentícia.

A trabalhabilidade de qualquer concreto reforçado com fibras de aço depende tanto da fibra quanto do agregado graúdo na mistura. Devido à ausência de agregados graúdos no

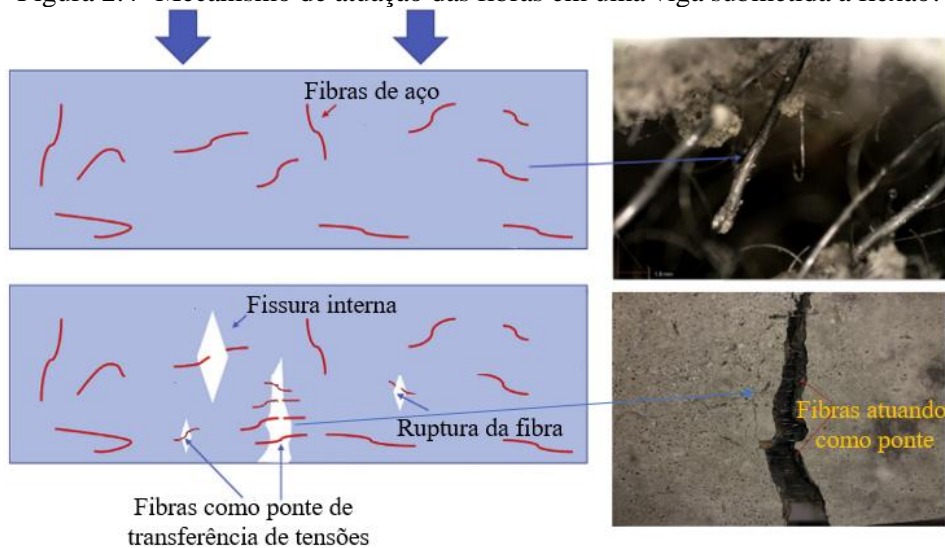
UHPFRC, as dimensões e a fração volumétrica das fibras de aço são as principais responsáveis da fluidez do concreto. Recomenda-se o uso de fibras de aço com comprimento entre 13 a 15 mm, diâmetro de 0.2 mm e uma quantidade de 2% em volume para garantir uma adequada trabalhabilidade na mistura (Acker; Behloul, 2004). A Figura 2.3 ilustra os diferentes tipos de fibras utilizadas geralmente na composição do UHPFRC.



Fonte: Adaptado de Micelli *et al.* (2020).

A Figura 2.4 mostra um esquema das fibras atuando como pontes de transferência das tensões nas fissuras de uma viga submetida a flexão. No início do carregamento, várias microfissuras internas surgem devido a defeitos intrínsecos e à retração, enquanto a fissura principal externa não se forma. Enquanto isso, as fibras distribuídas aleatoriamente conseguem criar uma ponte sobre a fissura, aliviando as tensões na matriz. À medida que a carga aumenta, a fissura principal se propaga gradualmente, e as fibras desempenham um papel essencial na melhoria do comportamento à flexão, sendo esse aprimoramento mais pronunciado quando mais fibras estão alinhadas perpendicularmente à direção de carga, ou seja, fibras alinhadas na direção da tensão principal de tração (Zhong; Zhang, 2020).

Figura 2.4- Mecanismo de atuação das fibras em uma viga submetida a flexão.



Fonte: Adaptado de Zhong e Zhang (2020).

## 2.4 Propriedades mecânicas do UHPFRC

O UHPFRC é uma evolução significativa no campo dos materiais de construção, apresentando propriedades mecânicas excepcionais que o distinguem dos concretos convencionais. Sua resistência à compressão proporciona uma base sólida para aplicações estruturais, enquanto a resistência à tração é aprimorada pela incorporação de fibras, conferindo ao material uma notável capacidade de suportar cargas. Além disso, o UHPFRC exibe excelentes propriedades de flexão, tornando-o adequado para uma variedade de aplicações, desde elementos pré-fabricados até estruturas complexas de engenharia. Neste contexto, serão explorados detalhadamente as características dessas propriedades mecânicas cruciais.

### 2.4.1 Resistência à compressão

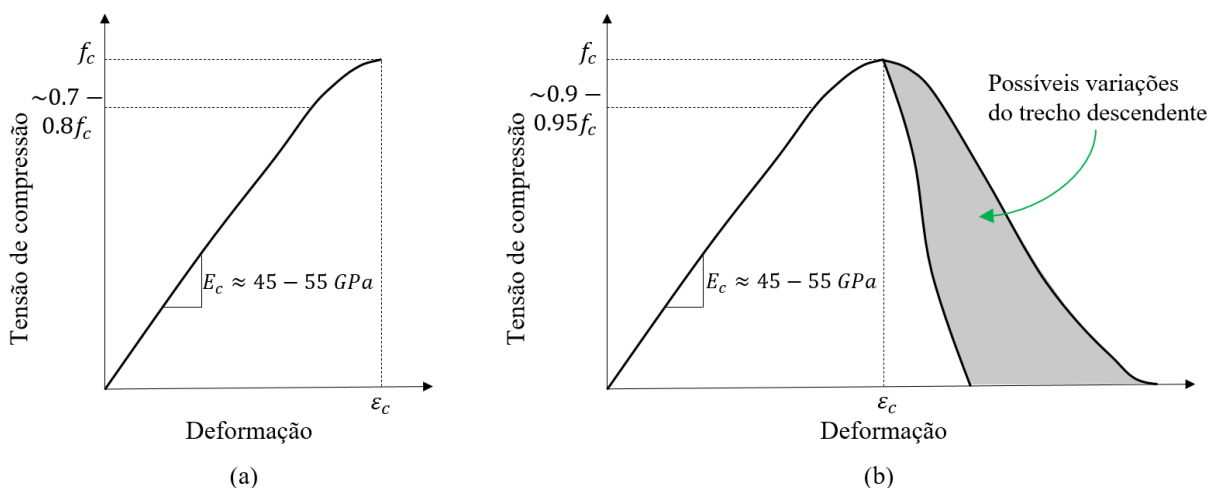
A resistência à compressão é uma propriedade fundamental no projeto de estruturas de concretos. A resistência à compressão típica do UHPFRC é superior a 150 MPa, sendo alcançada por meio da aplicação da teoria do empacotamento de partículas (AFGC/SETRA, 2013; Gu; Ye; Sun, 2015; Habel, 2004; Wille *et al.*, 2012; Yoo *et al.*, 2017b).

Segundo Fehling *et al.* (2014), a incorporação de fibras não influencia significativamente o trecho ascendente do diagrama tensão-deformação à compressão do UHPFRC. No entanto, as fibras melhoram consideravelmente o comportamento pós-pico, diminuindo a fragilidade e aumentando a capacidade de absorção de energia.

De acordo com Fehling *et al.* (2014), o UHPC (sem fibras) exibe um comportamento elástico linear até 70 a 80% da resistência à compressão, com o módulo de elasticidade situado na faixa de 45 a 55 GPa (Figura 2.5a). Em contraste, Hassan, Jones e Mahmud (2012) relataram que o UHPFRC se comporta elástico linear até 90 a 95% de sua resistência à compressão, conforme mostrado na Figura 2.5b. Nos estudos experimentais realizados por Hoang e Fehling (2017), observou-se que a curva tensão-deformação é linear em aproximadamente 79% para o UHPC e varia de 80% a 85% da resistência à compressão para o UHPFRC.

O módulo de elasticidade do UHPFRC não demonstra variações significativas em relação ao UHPC, sendo geralmente encontrado na faixa de 45 a 55 GPa. É importante ressaltar que essa faixa pode depender de vários fatores, como a composição da mistura, a quantidade e o tipo de agregados utilizados, bem como o processo de cura empregado. Esses elementos influenciam diretamente nas propriedades elásticas do material, destacando a complexidade da relação entre o módulo de elasticidade e os diversos componentes que compõem o UHPFRC (Gu; Ye; Sun, 2015).

Figura 2.5- Comparação da resistência à compressão uniaxial do: (a) UHPC e (b) UHPFRC.



Fonte: Adaptado de Fehling *et al.* (2014).

A influência das fibras na resistência à compressão, especialmente no trecho descendente da curva de tensão-deformação, é um fator de extrema importância devido às variações que esse trecho pode apresentar, conforme ilustrado na Figura 2.5b. As diferentes inclinações estão diretamente relacionadas às características específicas das fibras incorporadas, incluindo a fração volumétrica, geometria, orientação e distribuição das fibras dentro da matriz cimentícia. A interação complexa entre esses elementos desempenha um papel

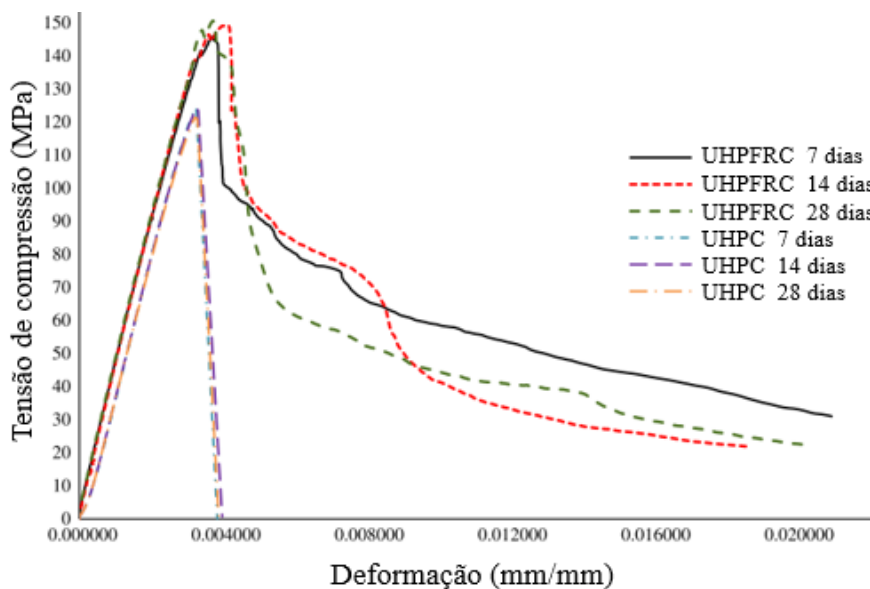
significativo na determinação das propriedades mecânicas finais do concreto reforçado com fibras.

#### 2.4.1.1 Efeito da fração volumétrica das fibras

A variação na influência da fração volumétrica das fibras na resistência à compressão demonstra uma divergência nos resultados de diferentes estudos, uma vez que sua expressão está intrinsecamente relacionada à proporção de mistura, condições de cura e composição específica do material (Wen *et al.*, 2022).

Hassan, Jones e Mahmud (2012) realizaram ensaios com corpos de prova cilíndricos (50 mm de diâmetro e 100 mm de altura) de UHPC e UHPFRC contendo 2% de fibras de aço. A adição dessas fibras resultou em um aumento de 10% a 20% na resistência à compressão do UHPFRC em comparação ao UHPC, conforme ilustrado na Figura 2.6. Os autores concluíram que a influência das fibras de aço na resistência à compressão e no módulo de elasticidade foi relativamente baixa.

Figura 2.6- Diagrama tensão-deformação à compressão do UHPC e UHPFRC.

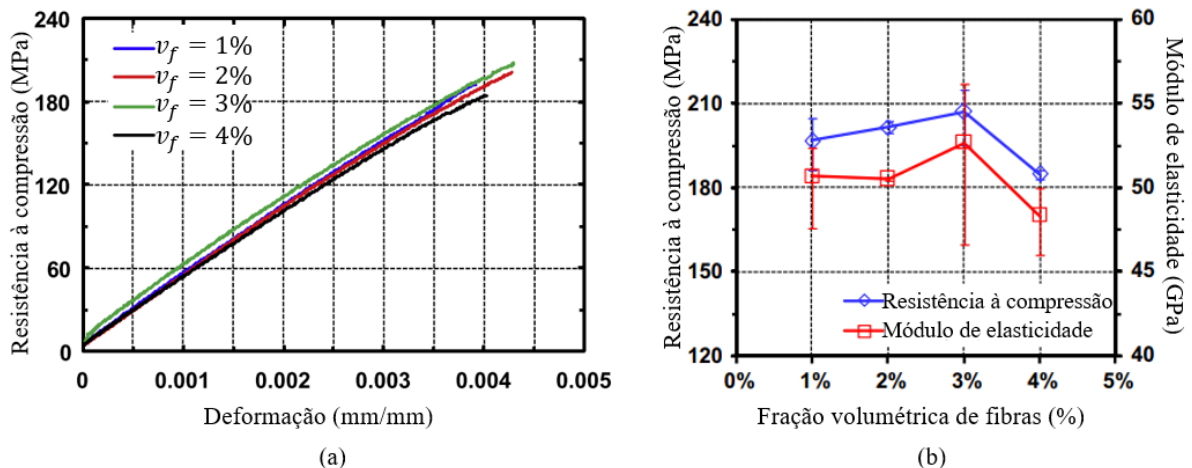


Fonte: Adaptado de Hassan, Jones e Mahmud (2012).

De forma semelhante, Teng, Meng e Khayat (2020) investigaram frações volumétricas de fibras de 1%, 2% e 3%, mostrando que maiores quantidades de fibras resultaram em melhorias contínuas na resistência à compressão. Esse efeito foi atribuído ao aumento no módulo de elasticidade e à capacidade das fibras de aço em redistribuir tensões através das microfissuras. Em outro estudo, Yan e Feng (2008) avaliaram espécimes com 0.5% e 2% de fibras, observando que, apesar do aumento na resistência, o comportamento frágil persistiu, com falha explosiva após atingir a resistência máxima. Assim, os autores sustentaram que não é viável melhorar a ductilidade do UHPFRC com a incorporação de fibras de aço.

Por outro lado, Yoo, Lee e Yoon (2013) afirmaram que a resistência à compressão e o módulo de elasticidade do UHPFRC são melhorados com uma fração volumétrica até 3%. A resistência à compressão encontrada foi de 207.2 MPa para o espécime com  $V_f=3\%$ , sendo 5.3%, 2.7% e 12.1% maior do que as dos espécimes com 1%, 2% e 4%, respectivamente. Todos os espécimes exibiram um comportamento frágil, como ilustrado Figura 2.7a. Segundo os autores, o espécime com  $V_f=4\%$  apresentou a menor resistência à compressão e módulo de elasticidade devido à dificuldade em obter uma distribuição homogênea das fibras na mistura. Esses achados foram confirmados em estudos subsequentes por Yoo *et al.* (2014).

Figura 2.7- Efeito da fração volumétrica de fibra nas propriedades do UHPFRC: (a) na compressão e (b) no módulo de elasticidade.



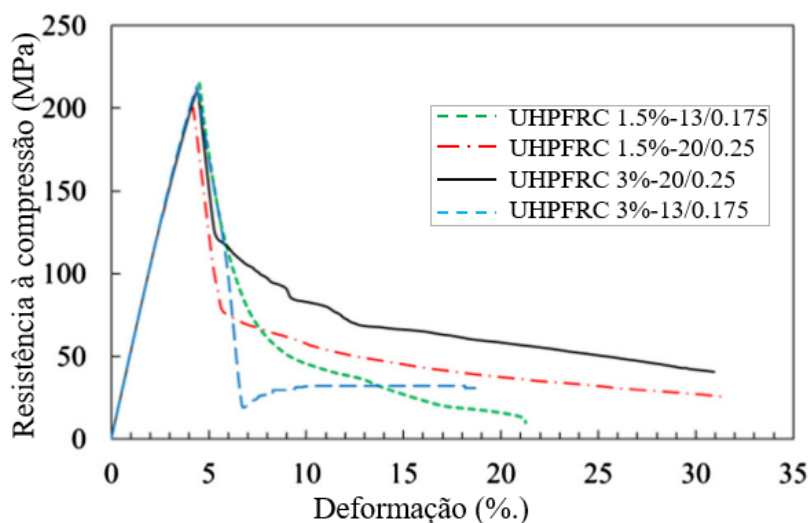
Fonte: Adaptado de Yoo, Lee e Yoon (2013).

#### 2.4.1.2 Efeito da razão de aspecto das fibras

A razão de aspecto das fibras, definida como o comprimento dividido pelo diâmetro ( $l_f/d_f$ ), também é um fator importante na resistência à compressão, pois influencia a distribuição das tensões e o comportamento do concreto sob carga (Wen *et al.*, 2022).

Hoang e Fehling (2017) investigaram o efeito de teores de fibras de aço de 1.5% e 3%, com diferentes razões de aspecto ( $l_f/d_f=13/0.175=74.3$  e  $l_f/d_f=20/0.25=80$ ), no comportamento à compressão do UHPFRC. Os resultados dos ensaios indicaram que não há uma mudança significativa na resistência à compressão e no módulo de elasticidade com a incorporação de fibras de aço, como mostrado na Figura 2.8. No entanto, o comportamento pós-pico é substancialmente afetado pelo teor de fibras de aço e pela razão de aspecto. Nos corpos de prova com o mesmo volume de fibras, observou-se que aqueles com fibras de aço de maior razão de aspecto (20/0.25) apresentaram comportamento mais dúctil no trecho descendente em comparação com os que utilizaram fibras com razão de aspecto menor (13/0.175). Segundo os autores, esse comportamento se deve à melhor interação entre as fibras e a matriz de concreto.

Figura 2.8-Curva tensão-deformação na compressão uniaxial de cilindros de UHPFRC.



Fonte: Adaptado de Hoang e Fehling (2017).

Tai e El-Tawil (2020) investigaram experimentalmente o comportamento do UHPFRC com fibras de diferentes comprimentos e diâmetro de 0.2 mm ( $l_f/d_f=65$  e  $95$ ) e frações volumétricas de 1.5% e 2%. Os resultados mostraram um aumento de 5% na resistência à compressão nas amostras com 2% de fibras. No entanto, os autores destacam que a razão de aspecto das fibras de aço desempenha um papel pouco significativo na resistência à compressão do UHPFRC.

## 2.4.2 Resistência à tração direta

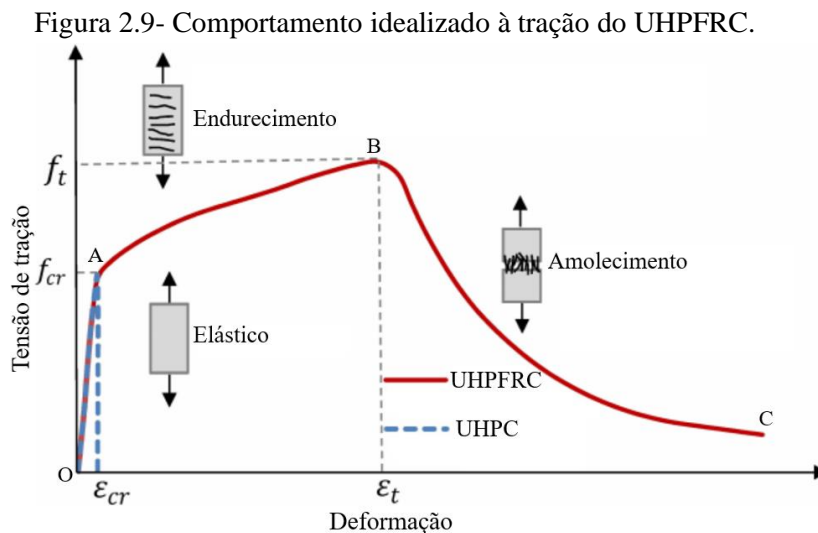
Nos códigos de projeto estrutural para concreto convencional, a resistência à tração frequentemente é considerada como zero. O concreto pode suportar cargas de tração. No entanto, essa capacidade é baixa. As fibras permitem que o concreto mantenha a integridade estrutural em relação à carga de tração após a primeira fissura, ao interligar as fissuras e transferir a carga através delas. O principal desafio para o UHPFRC, que os distingue radicalmente de outros tipos de concreto, reside na resistência à tração. Em geral, os ensaios experimentais de resistência à tração direta no UHPC revelam um comportamento frágil, com valores médios entre 7 a 10 MPa (Kusumawardaningsih *et al.*, 2015). Por outro lado, os valores de resistência à tração do UHPFRC tendem a ser superiores, situando-se na faixa de 7 a 15 MPa (Fehling *et al.*, 2014; Gu; Ye; Sun, 2015; Hoang; Fehling, 2017; Kusumawardaningsih *et al.*, 2015).

Tradicionalmente, a resposta à tração do UHPFRC é caracterizada em três fases, conforme apresentado na Figura 2.9. Essas fases incluem a fase elástica, de endurecimento por deformação e de amolecimento (Habel, 2004; Shen; Brühwiler, 2020; Spasojevic, 2008). Na fase elástica (trecho OA), o aumento da tensão é elástico-linear até atingir a resistência limite para a formação de fissuras ( $f_{cr}$ ). A maior parte da resistência à tração máxima é alcançada nesse regime, mas com uma contribuição muito pequena das deformações, e observa-se que esse trecho é pouco influenciado pela presença de fibras. O fim do regime elástico corresponde à ocorrência da primeira microfissura na seção.

A fase de endurecimento por deformação (trecho AB), é caracterizada por um aumento significativo nas deformações devido à formação de um grande número de microfissuras. O comportamento de endurecimento por deformação distingue o UHPFRC de outros concretos reforçados com fibras. Ele é caracterizado pela deformação atingida antes do início do amolecimento ( $\varepsilon_t$ ) e pela resistência correspondente a essa deformação ( $f_t$ ). Para o UHPFRC,  $\varepsilon_t$  tem um valor na faixa de 2 a 3 ‰ (Spasojevic, 2008). Ambos esses parâmetros ( $\varepsilon_t$  e  $f_t$ ) são funções da quantidade e propriedades das fibras e de sua interação com a matriz.

Por último, na fase de amolecimento (trecho BC), ocorre a localização da microfissura. Não há mais transferência de tensões através das microfissuras, e as fibras são arrancadas da matriz, resultando na falha do material. A capacidade de deformação durante o amolecimento por deformação é muito pronunciada para o UHPFRC, e o valor limitante está tipicamente relacionado à metade do comprimento da fibra.

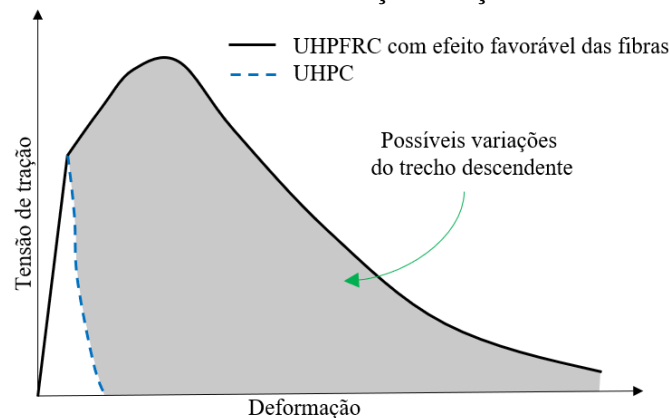
É importante destacar que a curva tensão-deformação na tração não obrigatoriamente seguirá o mesmo padrão apresentado na Figura 2.9. Isso se deve ao fato de que o comportamento pós-fissuração (trechos AB e BC) do UHPFRC é influenciado pela quantidade, tipo e orientação das fibras (Gu; Ye; Sun, 2015).



Fonte: Adaptado de Habel (2004).

A incorporação de fibras na matriz cimentícia do UHPFRC confere ao material um comportamento dúctil. Esse comportamento está intrinsecamente ligado a uma variedade de fatores, incluindo, mas não se limitando a, características específicas das fibras, fração volumétrica, geometria da fibra, orientação e distribuição (Fehling *et al.*, 2014; Kusumawardaningsih *et al.*, 2015). Esses fatores influenciam as propriedades mecânicas do UHPFRC, resultando em diferentes curvas no trecho descendente do diagrama tensão de tração-deformação, conforme ilustrado na Figura 2.10. O entendimento detalhado desses elementos é essencial para avaliar e otimizar o desempenho do UHPFRC em aplicações específicas.

Figura 2.10- Curvas tensão-deformação à tração do UHPFRC.



Fonte: Adaptado de Fehling *et al.* (2014).

### 2.4.3 Resistência à flexão

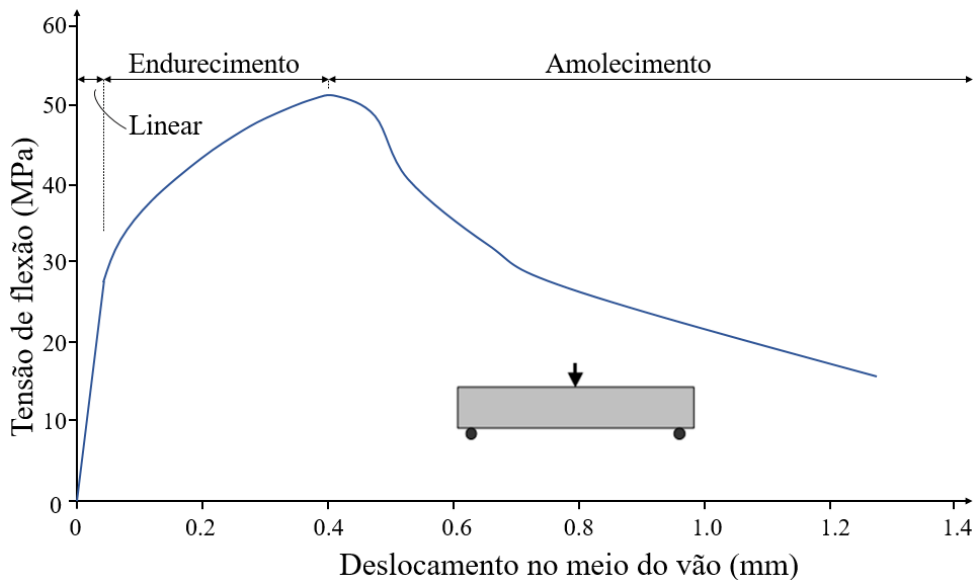
Além das melhorias na resistência à tração, o UHPFRC também pode alcançar resistências à flexão na faixa de 15 a 40 MPa (Fehling *et al.*, 2014; Spasojevic, 2008). Essa combinação de resistência à tração e resistência à flexão torna o UHPFRC um material dúctil, capaz de suportar cargas consideráveis mesmo após o surgimento de fissuras, tornando-o o material ideal para estruturas que exigem maior durabilidade.

Os ensaios de flexão são frequentemente preferidos para determinar as propriedades de resistência à tração, pois também podem ser facilmente realizados com uma máquina de ensaio de compressão e não exigem arranjos elaborados para introduzir a carga (Ravichandran *et al.*, 2022).

O desempenho à flexão do UHPFRC é fortemente influenciado pelas características das fibras de aço incorporadas no material. Variações na quantidade, forma, razão de aspecto, orientação e distribuição dessas fibras provocam mudanças nas propriedades à flexão do UHPFRC. Aumentar a quantidade de fibras é considerado o método mais eficaz para aprimorar as características à flexão, incluindo resistência e capacidade de energia de fratura do material (Huang; Gao; Khayat, 2021). Isso é atribuído ao aumento no número de fibras, o que melhora a rigidez intrínseca do material e sua capacidade de resistir à fissuração. No entanto, segundo Hoang e Fehling (2017), a incorporação excessiva de fibras pode resultar em aglomerações e uma dispersão não uniforme, reduzindo assim as propriedades à flexão do UHPFRC.

Assim como no comportamento à tração, o comportamento típico do UHPFRC na flexão é caracterizado por uma resposta elástica-linear até a primeira fissura do material, seguida por uma fase de endurecimento por deformação até a carga máxima e, posteriormente, uma fase de amolecimento após atingir o pico de carga. A Figura 2.11 apresenta um diagrama típico de tensão versus deslocamento para o UHPFRC em flexão, com as fases devidamente identificadas.

Figura 2.11-Comportamento típico do UHPFRC em ensaio de flexão a três pontos.



Fonte: Adaptado de Acker e Behloul (2004).

## 2.5 Influência das fibras na resistência à tração e à flexão do UHPFRC

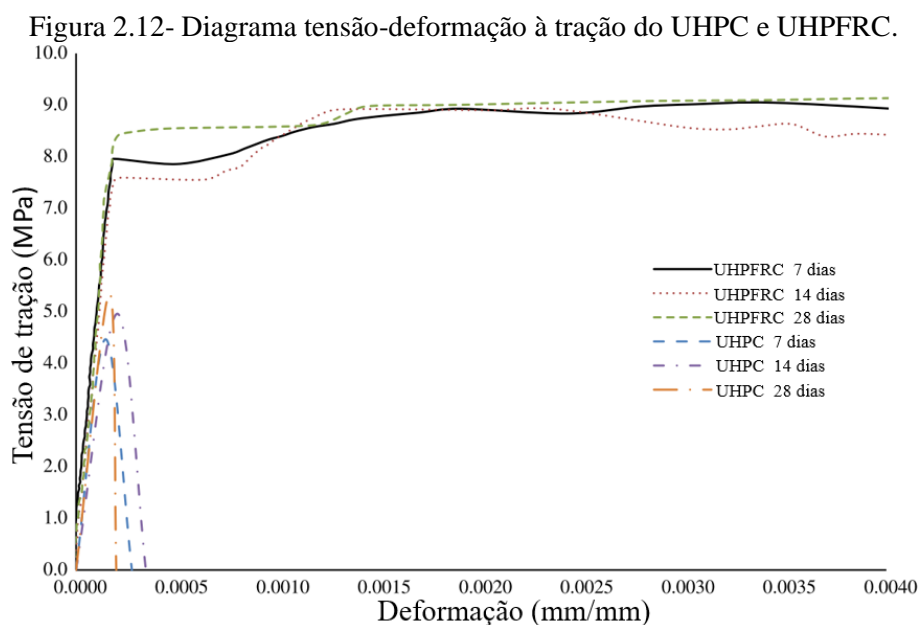
Nos itens a seguir, serão apresentados de forma concisa os efeitos de parâmetros relacionados às fibras, como a fração volumétrica, a geometria e a orientação das fibras, sobre as propriedades de tração e flexão do UHPFRC. Esses fatores desempenham um papel crucial na resistência e no comportamento mecânico do material, sendo todos os conceitos apresentados baseados em fibras de aço lisas.

### 2.5.1 Fração volumétrica

Ao contrário da influência das fibras na melhoria da resistência à compressão do UHPFRC, a fração volumétrica de fibras exerce um efeito de melhoria mais significativo na resistência à tração (Wen *et al.*, 2022). A maioria dos resultados de ensaios experimentais tem demonstrado que a resistência à tração e à flexão aumenta com o acréscimo da fração volumétrica de fibras (Hassan; Jones; Mahmud, 2012; Hoang; Fehling, 2017; Hu *et al.*, 2018; Huang; Gao; Khayat, 2021; Karim; Shafei, 2021; Kusumawardaningsih *et al.*, 2015; Wille; Kim; Naaman, 2011).

Hassan, Jones e Mahmud (2012) realizaram ensaios experimentais no UHPC e UHPFRC submetidos à tração direta, utilizando dois tipos de corpos de prova em forma de *dog-bone* com geometrias ligeiramente diferentes. Os comprimentos da seção transversal reduzida foram estabelecidos como 76 mm e 126 mm, respectivamente, com uma seção transversal de

26x50 mm. Os resultados mostraram que a resistência à tração aumentou de 5.36 MPa para 9.07 MPa com 2% de volume de fibras de aço, em comparação com o UHPC, como ilustrado na Figura 2.12. Além disso, a ductilidade na tração foi substancialmente melhorada. Finalmente, a variação no comprimento da seção prismática mostrou ter pouca influência na resistência à tração de ambos os concretos.



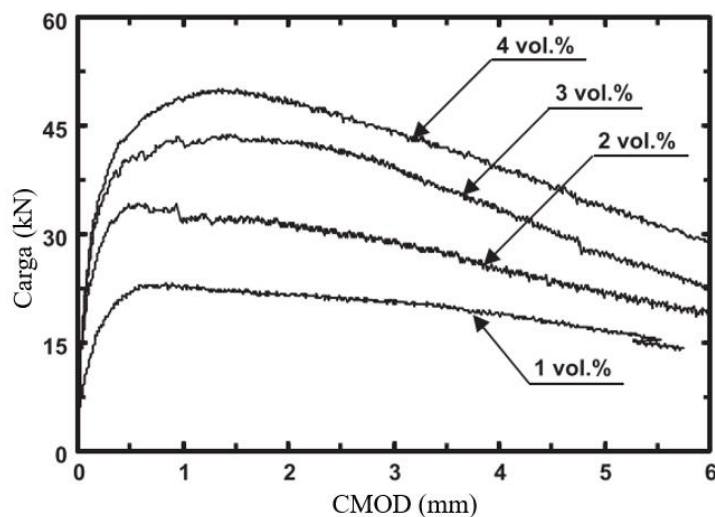
Na pesquisa realizada por Hu *et al.* (2018), ensaios de tração direta foram conduzidos em amostras com diferentes frações volumétricas de fibras curtas de aço (0%, 1%, 2%, 3%, 4% e 5%). Os resultados indicaram que as fibras de aço promoveram melhorias na resistência à tração, ductilidade do material e capacidade de absorção de energia, sem implicar problemas na trabalhabilidade. Observou-se também que a resistência à tração apresentou crescimento proporcional ao aumento do teor volumétrico de fibras, com um aumento da tensão máxima de pico de 13%, 18%, 34%, 58% e 78%, para as amostras com 1%, 2%, 3%, 4% e 5% de fibras, respectivamente.

Por outro lado, Pyo, Kim e Lee (2017) identificaram que a resistência à tração diminuiu de 18.43 MPa para 17.67 MPa quando a fração de fibras aumentou de 1.5% para 2%. No entanto, na composição do UHPFRC foi empregado agregado graúdo de dolomita com tamanho máximo de 5 mm, substancialmente maior que o agregado convencional. Conforme apontado pelos pesquisadores, essa redução na resistência pode ser atribuída à possível interrupção da

dispersão de fibras causada pelo agregado dolomítico, que possui um diâmetro significativamente maior em comparação com os demais componentes. Assim, o grau de interrupção da dispersão de fibras pode aumentar à medida que a quantidade de fibra é incrementada.

Yoo *et al.* (2014) conduziram uma investigação sobre o impacto do conteúdo de fibras na resistência à flexão do UHPFRC em prismas entalhados ( $100 \times 100 \times 400$  mm), utilizando frações volumétricas de microfibras de aço de 1%, 2%, 3% e 4%. A carga de flexão e a abertura de fissura (CMOD) aumentaram de forma linear com o teor de fibras, conforme ilustrado na Figura 2.13. A maior resistência foi de 46 MPa, alcançada com 4% de fibras, superando em 114%, 44% e 14% os valores obtidos para 1%, 2% e 3%, respectivamente, destacando a influência do teor de fibras no comportamento pós-fissuração.

Figura 2.13-Curva carga-CMOD do UHPFRC para diferentes teores de fibras.



Fonte: Adaptado de Yoo *et al.* (2014).

Da mesma forma, Qadir *et al.* (2020) examinaram os efeitos do teor de fibras de aço (6 mm de comprimento e 0.16 mm de diâmetro) em prismas entalhados de UHPFRC submetidos ao ensaio de flexão de três pontos, com frações volumétricas de 0%, 1%, 1.5%, 2%, 2.5%, 3%, 3.5% e 4%. Os testes experimentais revelaram que, à medida que o teor de fibras aumentava, tanto a carga máxima quanto a área sob a curva força-deslocamento apresentavam aumento significativo. Ao adicionar 4% de fibras de aço ao UHPFRC, a resistência à flexão teve um acréscimo de 41.12% em comparação ao teor de 0% de fibras. No entanto, os autores observaram que, com o crescimento das fissuras, as fibras se tornavam inativas devido ao seu

curto comprimento, resultando em uma queda rápida na inclinação das curvas após os prismas atingirem sua capacidade máxima.

Alguns estudos, entretanto, sugerem que a resistência à flexão pode ser aprimorada até um certo limite de fração volumétrica. Após esse ponto crítico, não são observadas melhorias adicionais na resistência, conforme destacado por Yan *et al.* (2021), que investigaram a resistência à flexão do UHPFRC para diferentes teores de fibras de aço (0%, 1%, 2%, 3%, 4%, 5% e 6%) e observaram que, à medida que a fração volumétrica de fibras de aço aumentou de 0% para 4%, a resistência à flexão do UHPFRC aumentou progressivamente, atingindo o valor máximo de 45.9 MPa. Entretanto, quando a fração volumétrica de fibras de aço ultrapassou 4%, a resistência diminuiu gradualmente. Especificamente, ao aumentar a fração volumétrica de fibras de aço de 4% para 6%, observou-se uma redução de 9.7% na resistência à flexão do UHPFRC. Os autores atribuíram essa diminuição ao fenômeno de aglomeração, que aumentou as imperfeições internas do concreto, comprometendo significativamente a compacidade do UHPFRC.

Da mesma forma, Meng e Khayat (2018) também relataram que a resistência à flexão aumentou progressivamente com os teores de fibras de 0% a 4%, atingindo o valor máximo de 23 MPa. No entanto, para uma fração volumétrica de 5%, houve uma redução na propriedade de flexão, atribuída à aglomeração de fibras. Os autores também concluíram que o aumento do teor de fibras de 2% para 5% não proporcionou uma melhoria na resistência, mas reduziu de maneira notável a retração autógena.

### **2.5.2 Comprimento e razão de aspecto**

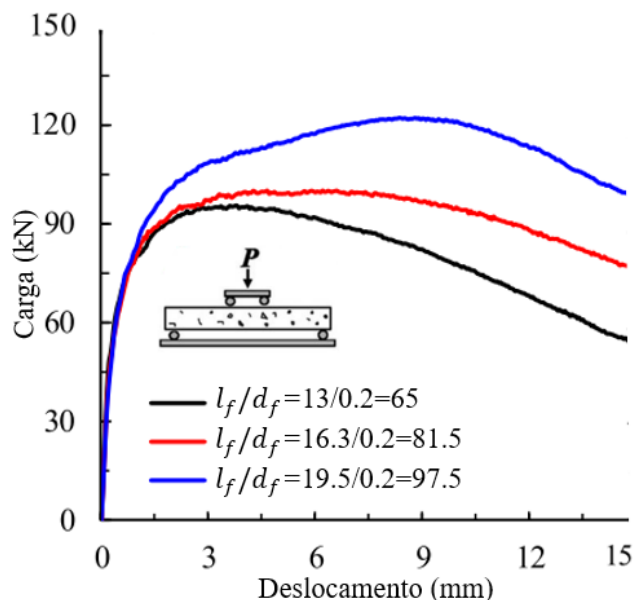
De modo geral, o uso de fibras de aço com maior razão de aspecto é capaz de melhorar a resistência à tração e à flexão do UHPFRC. Essa tendência foi identificada dentro da faixa de razão de aspecto considerada razoável, geralmente inferior a 100. À medida que a razão de aspecto aumenta, há um correspondente aumento no desempenho mecânico do material (Gong *et al.*, 2022). Essa observação ressalta a importância dessa relação como um fator influente na caracterização e no comportamento mecânico do UHPFRC.

Alguns estudos indicam que a resistência à tração do UHPFRC pode ser aprimorada até atingir um valor crítico na razão de aspecto das fibras. No entanto, ao ultrapassar esse valor, não se observa uma melhoria adicional na resistência à tração. Lee, Kim e Yoo (2018) conduziram ensaios de tração direta para investigar o impacto da razão de aspecto da fibra ( $l_f/d_f=65, 97.5$  e  $100$ ) na resistência do UHPFRC. O espécime S97.5 alcançou a maior resistência à tração, atingindo 12.9 MPa, enquanto o valor mais baixo, de 10.6 MPa, foi observado no espécime com S65. Os autores explicam que a amostra S100 foi menos eficaz no aumento da resistência devido ao maior comprimento das fibras, o que dificultou sua adequada orientação dentro da matriz cimentícia.

Hoang e Fehling (2017) investigaram o efeito de teores de fibras de aço de 1.5% e 3%, com diferentes razões de aspecto ( $l_f/d_f=9/0.15, 13/0.175$  e  $20/0.25$ ), no comportamento à tração direta do UHPFRC em prismas entalhados. Foi observado que não houve variação significativa na fase linear elástica entre os prismas com diferentes razões de aspecto para o mesmo volume de fibras. No entanto, a razão de aspecto  $13/0.175$  apresentou a maior eficiência das fibras, enquanto o UHPFRC com fibras de aço de razão de aspecto  $9/0.15$  apresentou a menor. Vale destacar que os autores não forneceram uma justificativa ou explicação para esse padrão específico de comportamento.

A maioria dos estudos sobre a resistência à flexão do UHPFRC mostra uma melhoria significativa à medida que a razão de aspecto da fibra aumenta. O acréscimo no comprimento das fibras apresenta um aumento significativo na resistência à flexão e tenacidade do UHPFRC, conforme evidenciado nos estudos conduzidos por Yoo *et al.* (2015). Nos painéis de UHPFRC com fibras de aço longas e retas ( $l_f/d_f=19.5/0.2=97.5$ ), observou-se um aumento de 13% e 26% na resistência à flexão em comparação com os painéis que utilizaram fibras médias ( $l_f/d_f=16.3/0.2=81.5$ ) e curtas ( $l_f/d_f=13/0.2=65$ ), como indicado na Figura 2.14. Esse fenômeno ocorre predominantemente devido ao fato de que o uso de fibras de aço mais longas amplia a área de aderência entre a fibra e a matriz, potencializando a capacidade da fibra em suportar carga e permitir um maior deslizamento. Adicionalmente, todos os corpos de prova revelaram um aumento significativo na tenacidade à medida que o comprimento da fibra aumentava, pois o deslizamento final da fibra era amplificado com o aumento do comprimento.

Figura 2.14-Curva carga-deslocamento para diferentes razões de aspecto.



Fonte: Adaptado de Yoo *et al.* (2015).

Huang, Gao e Khayat (2021) conduziram uma análise sobre o comportamento à flexão do UHPFRC, o qual foi produzido com diferentes comprimentos (6, 13 e 20 mm) e volumes de fibras de aço (1%, 2% e 3%). As análises experimentais apontaram que o aumento no comprimento das fibras de 6 para 20 mm resultou em um acréscimo de 98% na resistência à flexão e de 246% na tenacidade para o UHPFRC com 1% de fibras. Essa melhoria foi de 74% e 198%, respectivamente, para um volume de fibras de 2%, e de 61% e 245%, respectivamente, para um volume de fibras de 3%. Os autores destacam que essa otimização nas propriedades de flexão pode ser associada ao fato de que fibras mais longas têm o potencial de gerar um aumento significativo na resistência ao arrancamento.

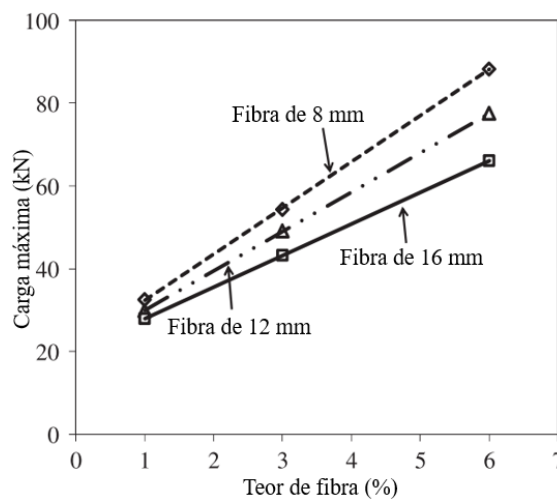
Prem, Bharatkumar e Murthy (2015) investigaram a resistência à flexão do UHPFRC em prismas submetidos ao ensaio de quatro pontos. Eles utilizaram diversas razões de aspecto de fibras ( $l_f/d_f=13/0.16$  e  $6/0.16$ ) e diferentes frações volumétricas (2% e 2.5%). Os resultados indicaram que, para a mesma fração volumétrica, a resistência à flexão pode ser aprimorada em 20.5% à medida que a razão de aspecto aumenta. Observações semelhantes foram descritas por Yoo, Kang e Yoon (2016).

No entanto, alguns estudos indicam que o aumento da razão de aspecto das fibras não resulta em melhoria significativa na resistência à flexão do UHPFRC. Yoo, Kang e Yoon (2014) investigaram o efeito do comprimento das fibras no comportamento à flexão do UHPFRC,

considerando quatro comprimentos diferentes ( $l_f=13, 16.3, 19.5$  e  $30$  mm). A carga máxima de flexão aumentou com o comprimento da fibra até  $19.5$  mm, devido ao aumento da área de aderência entre a fibra e a matriz nas superfícies de fissura. No entanto, o espécime com fibras de  $30$  mm apresentou uma diminuição na carga máxima devido à dificuldade em garantir uma dispersão uniforme das fibras na matriz e à redução do número de fibras na superfície da fissura. Resultados semelhantes foram reportados por Park *et al.* (2017) e Yoo *et al.* (2017b).

Abbas, Soliman e Nehdi (2015) observaram que as misturas de UHPFRC incorporando fibras de aço curtas de  $8$  mm demonstraram propriedades de flexão aprimoradas em comparação com as fibras de aço mais longas, mantendo um mesmo teor de fibras, como mostrado na Figura 2.15. Segundo os autores, o aumento da resistência pode ser explicado pelo maior número de fibras curtas presentes para transferir as tensões nas fissuras, aumentando assim a capacidade de carga e contribuindo para evitar a propagação e o desenvolvimento das fissuras.

Figura 2.15- Efeito do comprimento e do teor das fibras na carga máxima do UHPFRC.



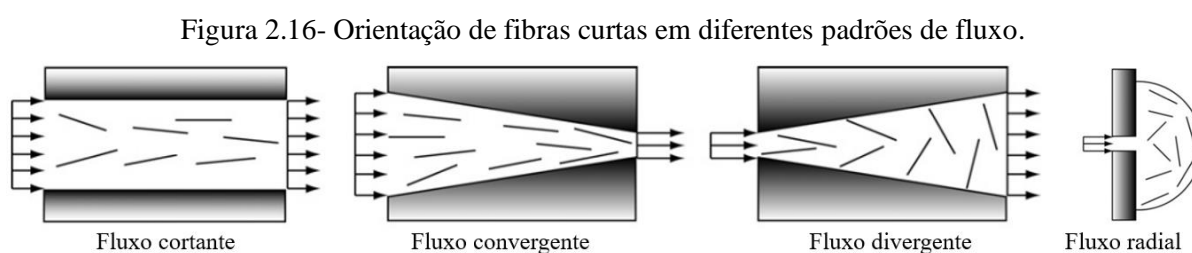
Fonte: Adaptado de Abbas, Soliman e Nehdi (2015).

### 2.5.3 Orientação das fibras

Em ensaios de tração direta, a tensão principal de tração se alinha com a direção da carga de tração. Para amostras prismáticas submetidas a flexão, a tensão principal de tração se alinha com a direção longitudinal dos prismas, ou seja, perpendicular à direção da carga de flexão. O alinhamento das fibras com a direção da tensão principal de tração pode aumentar consideravelmente a eficácia das fibras como ponte de transferência das tensões nas fissuras,

resultando em uma melhoria das propriedades de tração e flexão do UHPFRC (Huang; Gao; Teng, 2021).

A orientação das fibras pode ser influenciada pelos padrões de fluxo da mistura, ajuste das propriedades reológicas, otimização dos métodos de colocação, efeito de parede dos moldes, extrusão da mistura e indução eletromagnética. A Figura 2.16 mostra a orientação das fibras em diferentes padrões de fluxo das misturas. Esses padrões de fluxo podem ser alcançados devido às alterações na geometria e tamanho da fôrma, na posição e direção de colocação, e na reologia da mistura.



Fonte: Adaptado de Kang e Kim (2012a).

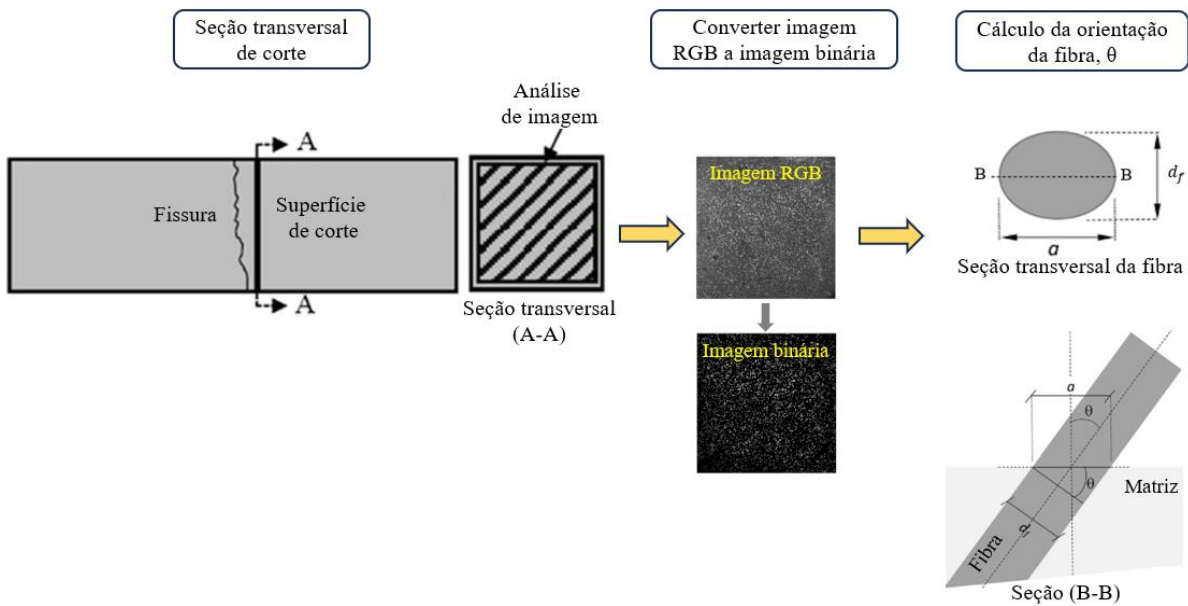
Dado o impacto crucial do alinhamento das fibras nas propriedades mecânicas, há uma série de tecnologias avançadas disponíveis para avaliar esse alinhamento, abrangendo desde métodos destrutivos até não destrutivos. Por exemplo, técnicas como análise de imagem e tomografia computadorizada são utilizadas para determinar o número e os ângulos de orientação das fibras em toda a seção transversal. Outras abordagens incluem a medição da resistividade elétrica e das propriedades magnéticas, as quais podem ser correlacionadas com o alinhamento das fibras (Huang; Gao; Teng, 2021).

O procedimento para obter a orientação das fibras por meio da análise de imagem é ilustrado na Figura 2.17. Inicialmente, são realizados cortes transversais na seção próxima à fissura localizada. Posteriormente, a imagem da superfície de corte é capturada por uma câmera de alta resolução, gerando uma imagem RGB. Essa imagem RGB é então convertida em uma imagem binária para separar as fibras de aço da matriz circundante. A partir da imagem binária resultante, a orientação das fibras pode ser calculada utilizando a Equação (2.1):

$$\theta = \cos^{-1}(d_f/a) \quad (2.1)$$

onde  $a$  e  $d_f$  são os comprimentos dos eixos maior e menor da elipse que representa a fibra na imagem obtida, respectivamente.

Figura 2.17- Procedimento de análise de imagem para determinar a orientação das fibras.



Fonte: Adaptado de Huang, Gao e Teng (2021) e Maya e Graybeal (2017).

Outro parâmetro para avaliar o alinhamento das fibras é o coeficiente de orientação das fibras ( $\eta_\theta$ ). A orientação das fibras é geralmente influenciada por vários fatores, como o comprimento das fibras, o atrito entre a fibra e a matriz, as propriedades reológicas do concreto e a geometria do espécime (Yoo; Kang; Yoon, 2014). No entanto, para simplificar, se considerado apenas o arranjo geométrico das fibras, o coeficiente de orientação das fibras pode ser calculado pela Equação (2.2):

$$\eta_\theta = \int_{\theta_{min}}^{\theta_{max}} p(\theta) \cos^2 \theta d\theta \quad (2.2)$$

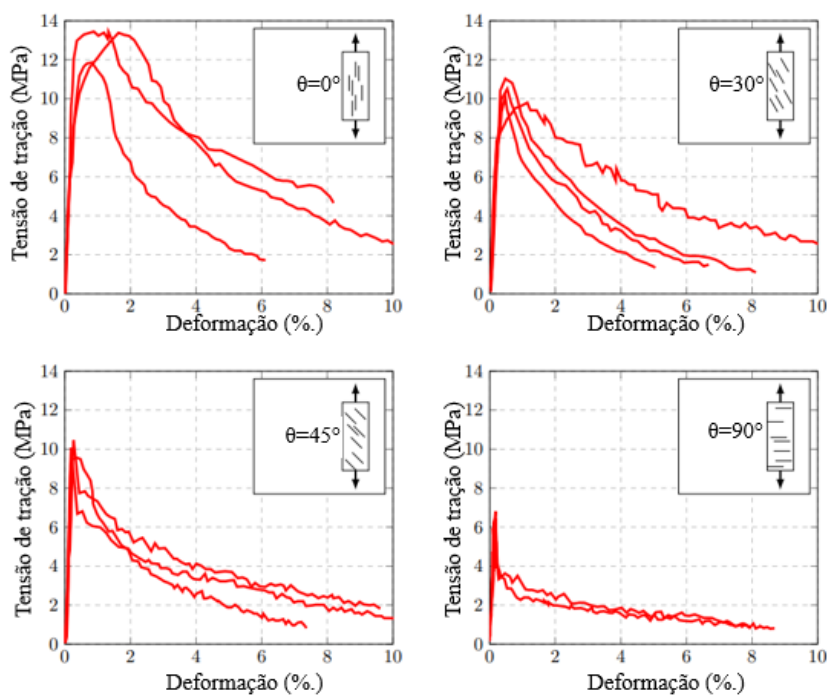
onde  $\theta$  é o ângulo entre o eixo de cada fibra e a direção da carga de tração (Equação (2.1)), e  $p(\theta)$  é a função de densidade de probabilidade do ângulo de orientação das fibras ( $\theta$ ). Neste contexto,  $\eta_\theta = 1$  indica que todas as fibras estão alinhadas paralelamente à direção de tração, e,  $\eta_\theta = 0$  indica que todas as fibras estão alinhadas perpendicularmente à direção de tração.

Segundo Kang e Kim (2012b), a orientação das fibras tem um impacto significativo no desempenho do UHPFRC tanto à tração quanto à flexão. Especificamente, mesmo em concretos que possuem fibras de aço com a mesma forma e quantidade, a variação na orientação das fibras exerce um forte impacto em seu desempenho. Assim, o comportamento estrutural do UHPFRC

é amplamente afetado pela orientação das fibras, tornando essencial entender como essa orientação afeta suas propriedades mecânicas.

Para investigar o impacto da orientação das fibras na resistência à tração do UHPFRC com 2% de fibras de aço, Bayard (2003) conduziu ensaios de tração direta em corpos de prova com diferentes orientações das fibras ( $0^\circ$ ,  $30^\circ$ ,  $45^\circ$  e  $90^\circ$ ). A Figura 2.18 ilustra as curvas de tensão-deformação para os diferentes ângulos, demonstrando uma redução conforme o ângulo em relação à direção da tensão aumenta. O máximo desempenho foi alcançado quando as fibras estavam orientadas a  $0^\circ$ , alinhadas com a direção da carga aplicada. Por exemplo, a mudança de  $0^\circ$  para  $90^\circ$  resultou em uma diminuição de 50% na resistência à tração e uma redução de 25% na capacidade de absorção de energia. Segundo o autor, quando as fibras estão adequadamente alinhadas na direção da carga de tração, elas resistem melhor à propagação de fissuras e auxiliam na distribuição das tensões na área de ruptura, o que amplia a capacidade do concreto de suportar cargas de tração sem falhar prematuramente. Resultados semelhantes foram obtidos por Teng *et al.* (2022) ao investigar a influência da orientação das fibras na resistência à tração, considerando valores de  $0^\circ$ ,  $30^\circ$ ,  $60^\circ$  e  $90^\circ$  em relação à direção de carga de tração.

Figura 2.18- Efeito da orientação das fibras nos ensaios de tração direta.

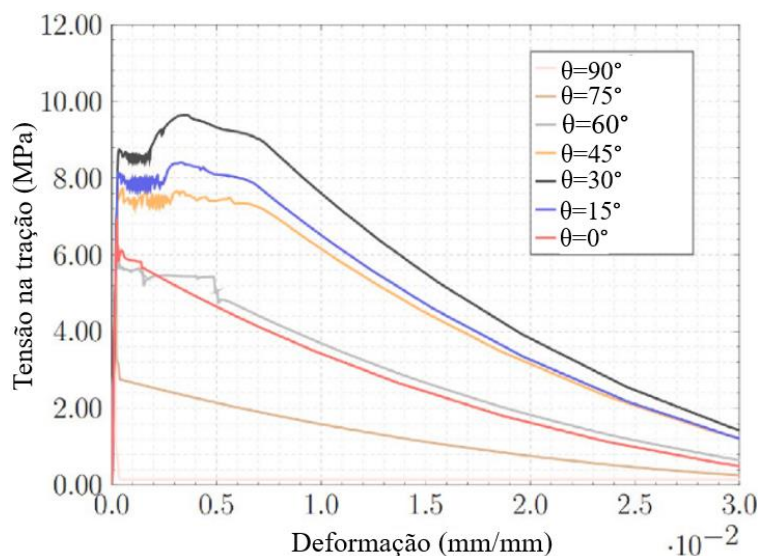


Fonte: Adaptado de Bayard (2003).

Abrishambaf, Pimentel e Nunes (2017) investigaram o impacto da orientação das fibras no comportamento uniaxial de tração do UHPFRC, utilizando amostras que continham uma fração volumétrica de 1.5% de fibras de aço. A análise quantitativa da orientação das fibras foi realizada por meio da técnica de análise de imagem. Os resultados mostraram que uma resistência à tração de 5 MPa foi alcançada quando mais de 60% das fibras na seção transversal das amostras estavam na faixa de  $\theta$  entre  $25^\circ$  e  $50^\circ$ . Por outro lado, a resistência foi de 9.5 MPa quando 65% das fibras variavam entre  $15^\circ$  e  $35^\circ$ .

Outros estudos demonstraram que a máxima resistência à tração nem sempre ocorre quando o ângulo de inclinação da fibra em relação à direção da carga tende a zero. Essa observação sugere que há uma interação complexa entre a orientação das fibras e as propriedades mecânicas do UHPFRC. Por exemplo, Ribeiro, Krahl e Carrazedo (2022) desenvolveram um modelo micromecânico para o comportamento à tração do UHPFRC, considerando o arrancamento das fibras, o conteúdo e a orientação das mesmas, além do efeito de grupo. Foram avaliados os ângulos  $\theta=0^\circ$ ,  $15^\circ$ ,  $30^\circ$ ,  $60^\circ$ ,  $75^\circ$  e  $90^\circ$ , conforme ilustrado na Figura 2.19. De acordo com o modelo proposto pelos pesquisadores, a tensão máxima na tração foi alcançada quando  $\theta = 30^\circ$ . Os autores enfatizaram que esse comportamento decorre do efeito pino das fibras, uma vez que as fibras inclinadas geram uma componente de atrito na extremidade que está aderida à matriz, aumentando assim a carga necessária para o arrancamento da fibra. Além disso, as fibras de aço possuem rigidez à flexão, o que representa outro componente de dissipação de energia durante o processo de arrancamento.

Figura 2.19-Efeito do ângulo de orientação no comportamento à tração.

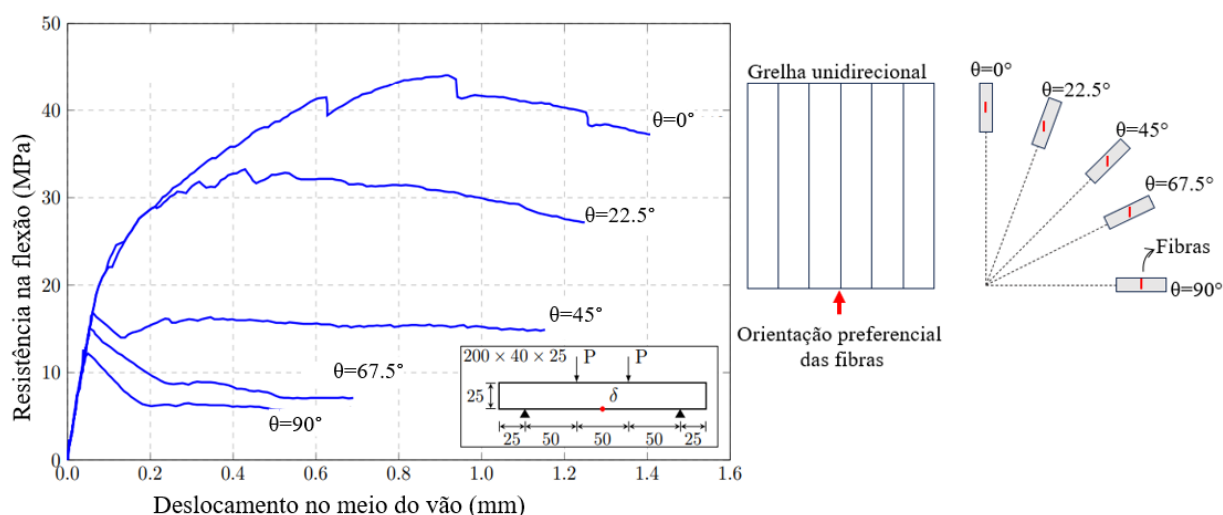


Fonte: Adaptado de Ribeiro, Krahl e Carrazedo (2022).

Por outro lado, para estudar os efeitos das fibras de aço na propagação de fissuras e nas propriedades de tração do UHPFRC, Yu *et al.* (2022) realizaram um estudo numérico considerando o UHPFRC como um material heterogêneo, composto pela matriz e fibras. Para investigar o efeito da orientação das fibras, foram consideradas quatro regiões de ângulo de inclinação das fibras:  $0^\circ$ – $15^\circ$ ,  $15^\circ$ – $30^\circ$ ,  $30^\circ$ – $45^\circ$  e  $45^\circ$ – $60^\circ$ . Observou-se que quando o ângulo de inclinação da fibra excede  $30^\circ$ , a resistência à tração diminuiu significativamente. Em geral, ao comparar o modelo numérico com ângulos de inclinação das fibras na faixa entre  $15^\circ$ – $30^\circ$  com o modelo na faixa entre  $0^\circ$ – $15^\circ$ , observou-se que, embora a resistência à tração do primeiro seja ligeiramente menor, a tenacidade e ductilidade são superiores. Portanto, os pesquisadores acreditam que o UHPFRC possa obter as melhores propriedades de tração quando a inclinação da fibra estiver na faixa de  $15^\circ$ – $30^\circ$ .

No estudo sobre o comportamento na flexão do UHPFRC, Bernier e Behloul (1996) investigaram o efeito da orientação das fibras na resistência à flexão usando prismas submetidos a ensaios de flexão de quatro pontos. Para garantir uma orientação preferencial das fibras, o concreto foi colocado através de uma grelha unidirecional, conforme ilustrado na Figura 2.20. Posteriormente, a placa de 25 mm de espessura foi cortada em ângulos de  $\theta=0^\circ$ ,  $22.5^\circ$ ,  $45^\circ$ ,  $67.5^\circ$  e  $90^\circ$ . Observou-se que a máxima resistência à flexão foi alcançada quando  $\theta=0^\circ$  (com as fibras alinhadas na direção de tração), enquanto no caso menos favorável de  $\theta=90^\circ$  (com as fibras perpendiculares à direção de tração), a resistência à flexão foi inferior à de uma matriz de UHPC. Consequentemente, os autores concluíram que quanto mais as fibras estavam alinhadas com a direção principal de tração, maior era a resistência e a ductilidade da estrutura.

Figura 2.20- Resultados experimentais dos ensaios de flexão de quatro pontos em prismas com diferentes orientações de fibras.



Fonte: Adaptado de Bernier e Behloul (1996).

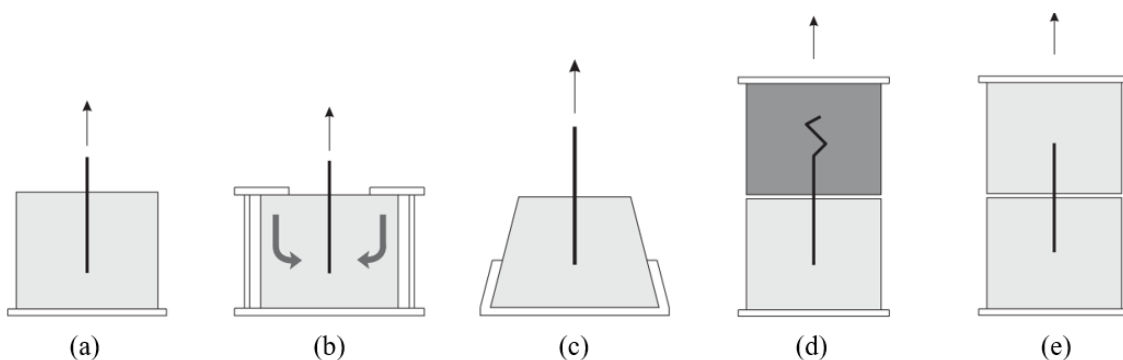
Resultados semelhantes foram obtidos por Zhou e Uchida (2017), que investigaram a relação quantitativa entre a orientação das fibras e as propriedades mecânicas do UHPFRC por meio de ensaios de flexão de três pontos em corpos prismáticos com orientações de fibras de  $0^\circ$ ,  $30^\circ$ ,  $60^\circ$  e  $90^\circ$  (ângulo entre o eixo longitudinal do corpo de prova e a direção principal da tração). Os resultados mostraram que a resistência máxima à flexão foi de 50 MPa para os prismas com fibras orientadas a  $0^\circ$ . Para os ângulos de  $30^\circ$ ,  $60^\circ$  e  $90^\circ$ , as tensões máximas de flexão foram de 38, 17 e 5 MPa, respectivamente, evidenciando uma relação linear entre a orientação das fibras e sua contribuição à resistência nas superfícies de fissuração.

## 2.6 Comportamento de arrancamento da fibra de aço lisa no UHPFRC

O concreto sofre fissuras sob a ação de tensões de tração. Para evitar falhas frágeis, é necessário fornecer mecanismos adequados para suportar as cargas através das fissuras. No concreto armado, as barras de reforço suportam as tensões de tração através das fissuras, garantindo a confiabilidade estrutural após a fissuração. No caso do concreto reforçado com fibras, estas transmitem as tensões de tração e evitam falhas. Durante a atuação das fibras de aço como ponte de transferência de tensões pelas fissuras, ocorrem dois processos principais de fratura: o descolamento na interface entre a fibra e matriz, e subsequentemente, o arrancamento da fibra.

Portanto, é importante compreender o mecanismo de arrancamento das fibras para avaliar sua capacidade de transferir tensões entre as fissuras. O ensaio de arrancamento da fibra pode ser realizado com uma única fibra ou com múltiplas fibras. No entanto, o ensaio de arrancamento de fibra única é mais fácil de ser realizado (Abrishambaf; Cunha; Barros, 2016). Alguns exemplos de suas configurações são apresentados na Figura 2.21.

Figura 2.21-Exemplos de configurações de ensaios de arrancamento de fibra única: (a) a (c) unilateral e (d) e (e) bilateral.

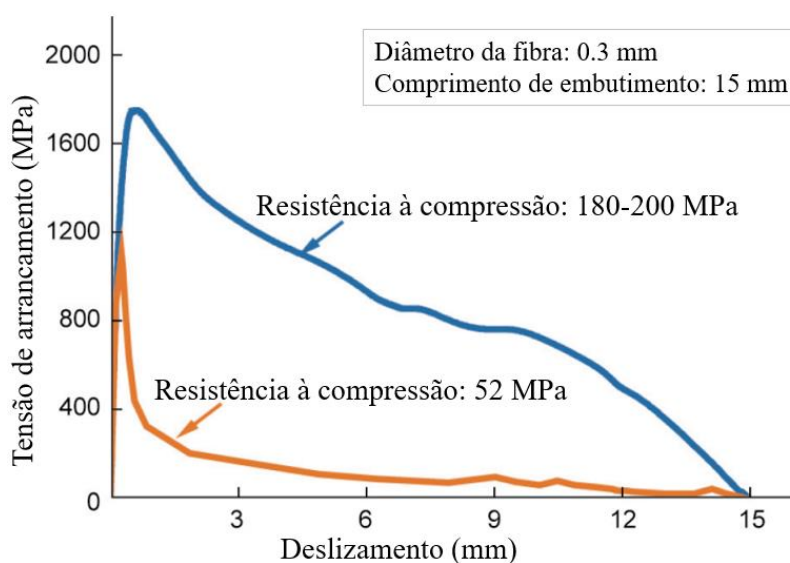


Fonte: Cunha (2010).

Os ensaios de arrancamento em fibras únicas representam uma abordagem eficaz para determinar a capacidade das fibras que devem desempenhar o papel de ponte de transferência de tensões através da fissura. No entanto, conforme observado por Markovic (2006), o comportamento de arrancamento de uma única fibra de aço é influenciado por diversos fatores, tais como a geometria da fibra, ângulo de orientação, comprimento de embutimento e a microestrutura da matriz. Assim, o desempenho das fibras de aço incorporadas em uma matriz de UHPFRC pode diferir significativamente do observado em concretos convencionais.

Nos ensaios experimentais do comportamento de arrancamento de fibra lisa conduzidos por Kim *et al.* (2012) e Park *et al.* (2014) em uma matriz de concreto convencional e UHPFRC, respectivamente, foi observado que no concreto convencional ocorreu uma queda abrupta após atingir a tensão máxima, conforme ilustrado na Figura 2.22. Em contraste, no caso da matriz de UHPFRC, a tensão de arrancamento declinou continuamente até o término do processo de arrancamento. Conforme destacado por Cao e Yu (2018), a zona de interface na matriz de UHPFRC é significativamente mais densa em comparação com o concreto convencional, devido ao uso de partículas finas que preenchem os vazios na matriz cimentícia, resultando em uma maior aderência entre a fibra e a matriz.

Figura 2.22- Comportamento do arrancamento da fibra de aço lisa em concreto convencional e UHPFRC.



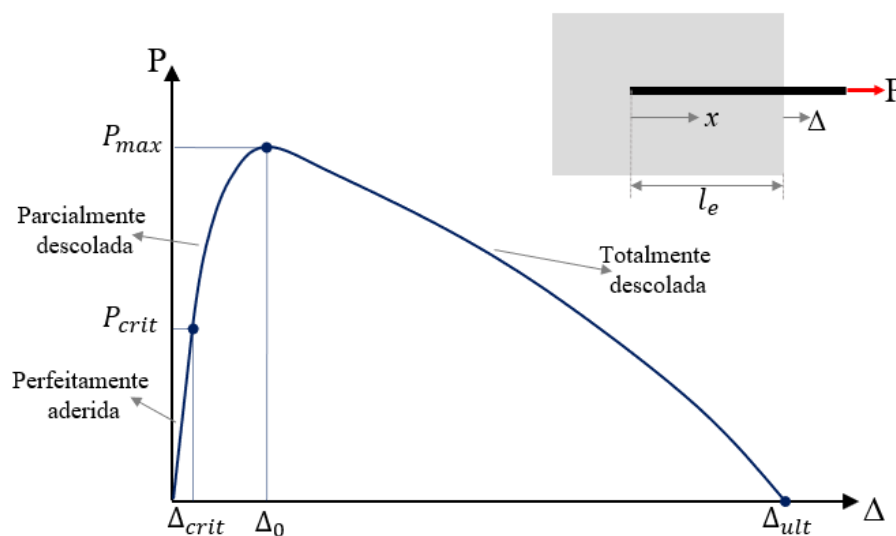
Fonte: Adaptado de Kim *et al.* (2012) e Park *et al.* (2014).

A Figura 2.23 apresenta uma curva típica do comportamento de arrancamento da fibra de aço lisa em uma matriz de UHPFRC. Conforme descrito por Lee, Kang e Kim (2010), o comportamento de arrancamento da fibra pode ser dividido em três regiões distintas. A primeira região é a faixa linear, onde a fibra e a matriz estão perfeitamente aderidas. Os deslocamentos da fibra e da matriz na interface permanecem compatíveis, resultando em uma curva de arrancamento linear até a carga crítica  $P_{crit}$ . Nesta fase inicial, algumas microfissuras podem se formar na matriz próxima à superfície da fibra, mas a adesão química domina a resistência à força externa.

A segunda região é denominada parcialmente descolada, caracterizada por uma resposta não linear na força de arrancamento. A perda da adesão é acompanhada pela fissuração contínua da matriz circundante e a presença das fibras na matriz torna a superfície de atrito mais áspera, levando assim a uma força de arrancamento maior.

A terceira fase é a região totalmente descolada, onde o comportamento de arrancamento da fibra é governado apenas pela tensão de cisalhamento por atrito na interface. Nesta etapa, a área de contato na interface fibra/matriz diminui à medida que o deslizamento aumenta, resultando em uma diminuição na força de arrancamento. Finalmente, ocorre a falha por arrancamento quando a fibra é completamente removida da matriz.

Figura 2.23. Curva típica do comportamento de arrancamento da fibra de aço lisa em matriz de UHPFRC.

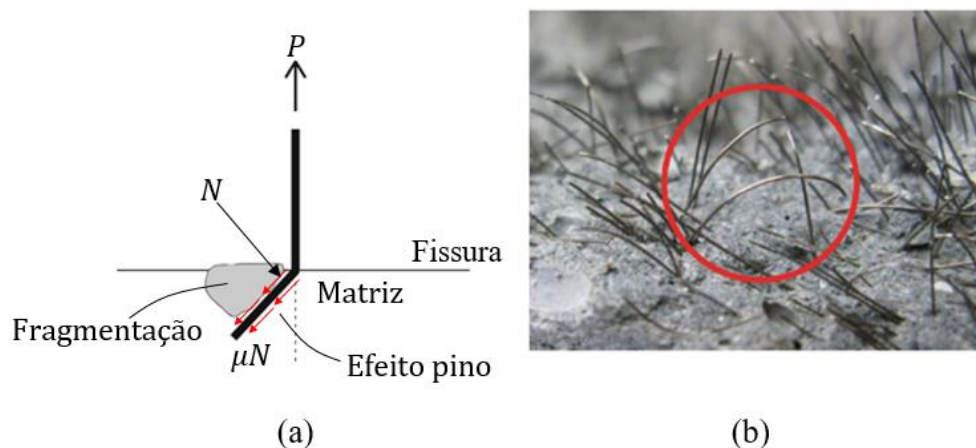


Fonte: Adaptado de Yoo *et al.* (2017b).

Lee, Kang e Kim (2010) conduziram experimentos que demonstraram que a resistência de aderência de fibras de aço lisas incorporadas em uma matriz de UHPFRC aumenta com o ângulo de inclinação. Observou-se que a maior resistência de aderência é alcançada em um ângulo de 30° ou 45°. Este fenômeno de aumento da carga de arrancamento com o aumento do ângulo de inclinação está relacionado ao efeito pino, devido às forças de atrito provocadas pela flexão da fibra.

Conforme mostrado na Figura 2.24a, quando uma fibra lisa está sendo arrancada da matriz com uma inclinação  $\theta$  sob uma força  $P$ , uma força de atrito  $\mu N$  é gerada pela força normal  $N$  e pelo deslizamento relativo entre a fibra e a matriz. As fibras dobradas observadas na superfície de fratura são a uma consequência do efeito pino (Figura 2.24b).

Figura 2.24-(a) Efeito pino e de fragmentação da matriz e (b) efeito de flexão.



Fonte: Adaptado de Makita e Brühwiler (2014).

Por outro lado, o efeito de fragmentação da matriz resultará em uma diminuição da carga de arrancamento com o incremento do ângulo. A inclinação da fibra pode causar uma concentração de tensões na superfície de arrancamento da matriz, levando à falha local da matriz e, conseqüentemente, à redução da carga de arrancamento. Além disso, ocorre um aumento no deslocamento de abertura da fissura devido à alteração do comprimento de embutimento (Yoo, 2014; Yoo *et al.*, 2017b).

Portanto, ao estudar o comportamento de arrancamento de uma fibra inclinada, é crucial considerar os efeitos combinados de pino e fragmentação da matriz.

### 2.6.1 Modelo analítico do comportamento de arrancamento da fibra de aço lisa e inclinada em UHPFRC

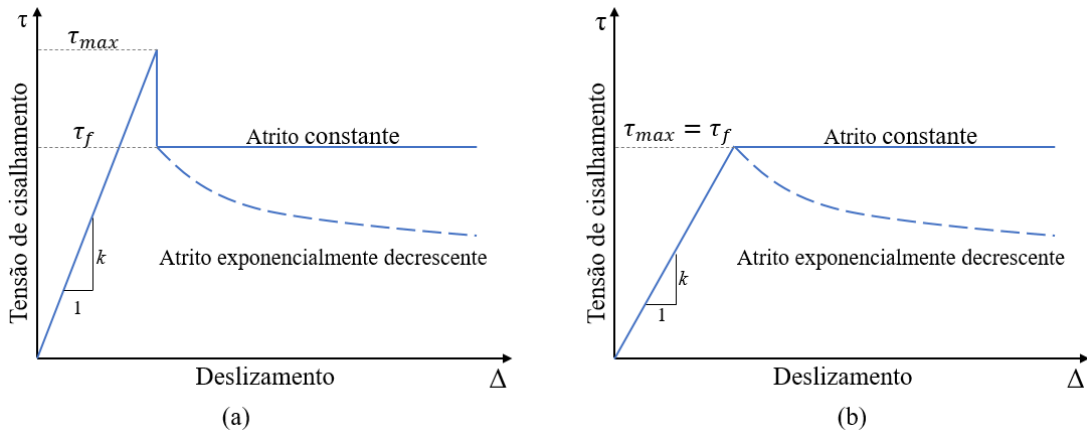
No presente item, será apresentado o modelo analítico do comportamento de arrancamento da fibra de aço lisa em uma matriz de UHPFRC. A derivação detalhada das equações pode ser encontrada nos trabalhos de Lee, Kang e Kim (2010) e Naaman *et al.* (1991a, 1991b).

Com base no modelo de arrancamento de fibra única desenvolvido por Naaman *et al.* (1991a), os pesquisadores Lee, Kang e Kim (2010) elaboraram um modelo analítico para o comportamento de arrancamento da fibra de aço lisa inclinada em uma matriz de UHPFRC. O modelo proposto por Naaman *et al.*, (1991a, 1991b) assumiu uma relação tensão de cisalhamento-deslizamento conforme mostrado na Figura 2.25a. Assume-se que a curva tensão de cisalhamento-deslizamento é linear (com um gradiente constante  $k$  relacionado ao atrito estático) até o ponto em que a tensão de cisalhamento por adesão máxima ( $\tau_{max}$ ) é atingida. Após atingir  $\tau_{max}$ , a tensão de cisalhamento por atrito é mantida constante ou exponencialmente decrescente ( $\tau_f$ ). Além disso, segundo as suposições desse modelo,  $\tau_f$  não pode exceder  $\tau_{max}$  e só pode permanecer constante para pequenos deslizamentos.

No entanto, de acordo com os estudos experimentais conduzidos por Lee, Kang e Kim (2010), a transição abrupta de  $\tau_{max}$  para  $\tau_f$ , comumente observada no concreto convencional (Figura 2.25a), não ocorre na matriz de UHPFRC. Assim, na matriz de UHPFRC, a descolagem da fibra inicia-se quando  $\tau_{max} = \tau_f$ , como mostrado na Figura 2.25b. Segundo Deng *et al.* (2023), a diferença entre os modelos de arrancamento está associada ao elevado atrito na seção de descolamento da fibra na matriz de UHPFRC.

Com base nessas premissas, o modelo analítico divide o processo de arrancamento da fibra em três fases: perfeitamente aderida, parcialmente descolada e totalmente descolada. Além disso, o modelo proposto por Lee, Kang e Kim (2010) incorpora considerações sobre o efeito pino e o efeito de fragmentação da matriz.

Figura 2.25- Curva tensão de cisalhamento-deslizamento para fibra de aço lisa: (a)  $\tau_{max} > \tau_f$  e (b)  $\tau_{max} = \tau_f$ .



Fonte: Adaptado de Naaman *et al.* (1991a).

Como mencionado anteriormente, o cálculo da curva de arrancamento da fibra é realizado em três etapas distintas:

- Região perfeitamente aderida

Quando  $P \leq P_{crit}$ , a fibra está perfeitamente aderida à matriz circundante.  $P_{crit}$  pode ser calculada pela Equação (2.3):

$$P_{crit}(\theta) = \frac{\pi d_f \tau_{max(app)}(\theta)}{\lambda} \left[ \frac{1 - e^{-2\lambda l_e}}{\left(1 - \frac{1}{Q}\right)(1 + e^{-2\lambda l_e}) + \left(\frac{1}{Q}\right)2e^{-\lambda l_e}} \right] \quad (2.3)$$

onde  $\lambda = \sqrt{KQ}$ ,  $K = \frac{\pi d_f k}{A_m E_m}$ , e  $Q = 1 + \frac{A_m E_m}{A_f E_f}$

$\tau_{max(app)}$  representa a tensão de cisalhamento máxima aparente,  $l_e$  é o comprimento de embutimento,  $k$  é a inclinação inicial da curva força-deslizamento (Figura 2.25a), chamado de módulo de adesão,  $A_f$  e  $A_m$  são as áreas das seções transversais da fibra e matriz, respectivamente, e  $E_f$  e  $E_m$  são seus respectivos módulos de elasticidade.  $A_m$  geralmente é 100 vezes a área da seção transversal da fibra (Lee; Kang; Kim, 2010; Naaman *et al.*, 1991b; Qu *et al.*, 2020; Yoo *et al.*, 2017).

No caso de fibras de aço lisas inclinadas, o efeito pino e de fragmentação da matriz foi introduzido por Lee, Kang e Kim (2010) no comportamento de arrancamento por meio das Equações (2.4) e (2.5):

$$\tau_{max(app)}(\theta) = \tau_f(app)(\theta) = e^{f\theta}(\cos \theta)^\omega \tau(\theta = 0) \quad (2.4)$$

$$\beta(\theta) = 1 + \gamma \left( \frac{2\theta}{\pi} \right)^n \quad (2.5)$$

Lee, Kang e Kim (2010) propuseram os valores de 1.6 e 1.8 para os coeficientes  $f$  (relacionado ao efeito pino) e  $\omega$  (relacionado ao efeito de fragmentação da matriz), respectivamente, com base nos resultados de seus ensaios de arrancamento de fibra única.  $\theta$  representa o ângulo de inclinação da fibra, expresso em radianos e,  $\tau(\theta = 0)$  é a tensão de cisalhamento para uma fibra alinhada. Lee, Kang e Kim (2010) sugeriram  $\gamma = 100$  e  $n = 2$  para fibras de aço embutidas em uma matriz de UHPFRC.

A primeira região da curva de arrancamento da fibra é linear (Figura 2.23), e sua inclinação é definida pela Equação (2.6):

$$\left( \frac{P}{\Delta} \right) (\theta) = \frac{1}{\beta} \frac{\lambda A_m E_m}{Q - 2} \frac{1 + e^{-\lambda l_e}}{1 - e^{-\lambda l_e}} \quad (2.6)$$

- Região parcialmente descolada

Quando  $P > P_{crit}$ , a zona descolada se desenvolve e cresce à medida que a força aplicada aumenta. Assim, parte da fibra é descolada da matriz, enquanto a outra parte ainda está totalmente aderida. Neste ponto, a carga de arrancamento  $P$  é equilibrada pela resistência da fibra tanto na zona descolada quanto na zona aderida.

O comprimento da zona descolada é denotado por  $u$ , e o comprimento da zona aderida é  $(l_e - u)$ . Assim, a carga de arrancamento e o deslizamento podem ser calculados pelas Equações (2.7) e (2.8), respectivamente:

$$P(\theta) = \pi d_f \tau_f(app)(\theta) u + \frac{\pi d_f \tau_{max(app)}(\theta)}{\lambda} \frac{1 - e^{-2\lambda(l_e - u)}}{\left( \frac{2}{Q} \right) e^{-\lambda(l_e - u)} + \left( 1 - \frac{1}{Q} \right) [1 + e^{-2\lambda(l_e - u)}]} \quad (2.7)$$

$$\Delta(\theta) = \frac{\beta}{A_m E_m} \left[ P(\theta)(Q-1)u - \frac{\pi d_f \tau_{f(app)}(\theta) u^2}{2} (Q-2) \right. \\ \left. + (P(\theta) - \pi d_f \tau_{f(app)}(\theta) u) \left( \frac{1 - e^{-\lambda(l_e - u)}}{1 + e^{-\lambda(l_e - u)}} \right) \frac{Q-2}{\lambda} \right. \\ \left. - \pi d_f \tau_{f(app)}(\theta) u l_e \right] \quad (2.8)$$

onde  $\tau_{f(app)} = \tau_{max(app)}$  para a matriz de UHPFRC (Lee; Kang; Kim, 2010).

- Região totalmente descolada

Uma vez que ocorre a descolagem completa na interface entre a fibra e a matriz, a fibra age como um corpo rígido, e o deslocamento relativo devido ao alongamento elástico da fibra é negligenciado. Portanto, a resposta de arrancamento da fibra pode ser expressa pelas Equações (2.9) e (2.10):

$$P(\theta) = \pi d_f \tau_{fd}(\Delta) x \quad (2.9)$$

$$\Delta(\theta) = (l_e - x) + \frac{x}{l_e} \Delta_0 \quad (2.10)$$

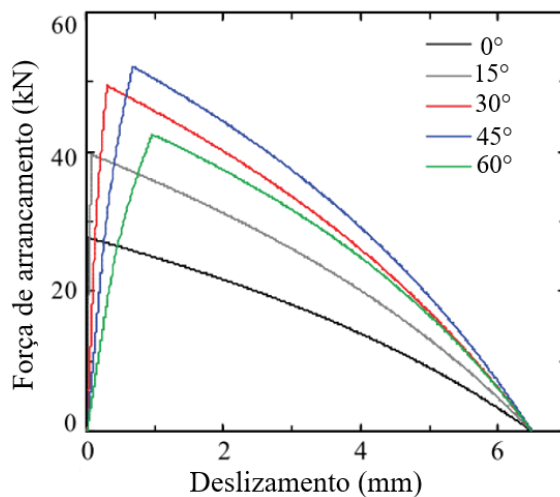
onde  $x$  é o comprimento embutido na matriz cimentícia, variando de  $l_e$  a zero,  $\Delta_0$  indica o deslizamento final da fibra quando ocorre a descolagem completa e pode ser calculado substituindo  $u = l_e$  na Equação (2.8).  $\tau_{fd}(\Delta)$  é a tensão de cisalhamento por atrito para um deslizamento  $\Delta$ , o subscrito ‘d’ implica dano ou decaimento.  $\tau_{fd}(\Delta)$  pode ser assumida constante para pequenos deslizamentos; no entanto, essa suposição não é aplicável no caso de grandes deslizamentos (Lee; Kang; Kim, 2010; Naaman *et al.*, 1991a). Em outras palavras, a suposição de uma tensão de cisalhamento por atrito constante é aplicável apenas para as regiões perfeitamente aderida e parcialmente descolada. Portanto, a diminuição da tensão de cisalhamento por atrito na região totalmente descolada pode ser calculada pela Equação (2.11):

$$\tau_{fd}(\Delta) = \tau_{f(app)}(\theta) \exp[-\eta(\Delta(\theta) - \Delta_0)^\alpha] \frac{\left\{ 1 - \exp \left[ \frac{-4\nu_f \mu x}{E_f d_f \left( \frac{1 + \nu_m}{E_m} + \frac{1 - \nu_f}{E_f} \right)} \right] \right\}}{\left\{ 1 - \exp \left[ \frac{-4\nu_f \mu l_e}{E_f d_f \left( \frac{1 + \nu_m}{E_m} + \frac{1 - \nu_f}{E_f} \right)} \right] \right\}} \quad (2.11)$$

onde  $\alpha$  é uma constante que determina a inclinação inicial do comportamento de deslizamento por atrito,  $\eta$  é uma constante relacionada à forma do trecho exponencialmente descendente na curva de força de arrancamento-deslizamento. De acordo com Lee, Kang e Kim (2010),  $\alpha = 1.1$  e  $\eta = 0.05$  apresentaram boa concordância com os resultados experimentais.  $\mu$  é o coeficiente de atrito na interface fibra-matriz ( $\mu = 0.3$ ).  $\nu_m$  e  $\nu_f$  representam o coeficiente de Poisson da matriz e da fibra, respectivamente.

A Figura 2.26 apresenta as curvas analíticas obtidas pelo método previamente descrito, representando o comportamento de arrancamento da fibra de aço lisa em uma matriz de UHPFRC para diferentes ângulos de inclinação. Conclui-se, portanto, que a maior carga de arrancamento pode ser alcançada em ângulos de inclinação variando de  $30^\circ$  a  $45^\circ$ , devido ao mecanismo do efeito pino (Lee; Kang; Kim, 2010).

Figura 2.26-Modelo analítico do comportamento de arrancamento da fibra de aço lisa em uma matriz de UHPFRC para diferentes ângulos de inclinação.



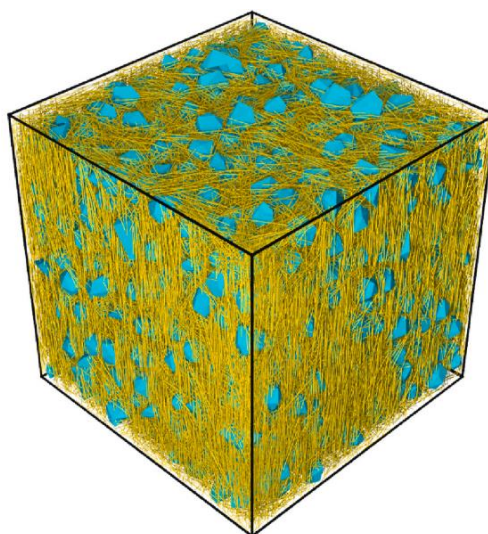
Fonte: Adaptado de Yoo (2014).

## 2.7 Abordagem de modelagem mesoscópica do UHPFRC

Neste item será realizada uma concisa revisão da literatura acerca das metodologias de modelagem numérica, as quais foram desenvolvidas ou adaptadas para aplicação na análise do UHPFRC. Especial atenção será direcionada aos métodos nos quais as fibras são representadas de forma discreta, permitindo que o comportamento individual de cada uma seja explicitamente considerado no modelo. Dado que o foco deste trabalho é investigar a influência da incorporação de fibras no comportamento mecânico do UHPFRC, modelos que consideram o impacto das fibras de maneira implícita, ou seja, através de modelos homogêneos, são de menor relevância, uma vez que não conseguem representar de maneira realista os mecanismos locais durante o processo de dano. Portanto, a abordagem de modelagem mesoscópica pode ser empregada para estabelecer um modelo de computação realista para investigar o efeito das fibras de aço na mistura de concreto sob carregamento.

Pesquisadores como Feng *et al.* (2022) e Zhang *et al.* (2021) e Zhang *et al.* (2023), representaram o UHPFRC como um compósito heterogêneo de quatro fases, abrangendo a matriz homogênea, o agregado, as fibras de aço e a zona de transição interfacial (agregado/matriz e fibra/matriz), como ilustrado na Figura 2.27. No entanto, é importante ressaltar que essa abordagem de modelagem apresenta um custo computacional elevado.

Figura 2.27- UHPFRC como material heterogêneo de quatro fases.



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

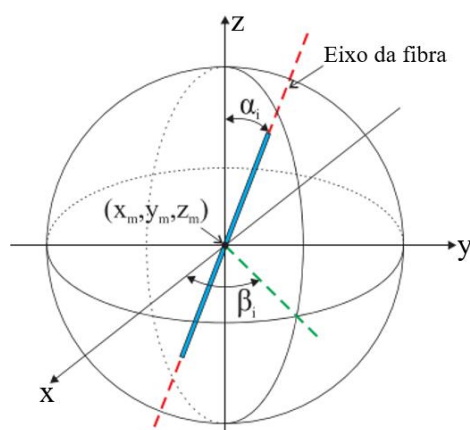
Como alternativa, o UHPFRC pode ser considerado como um material trifásico heterogêneo (matriz, fibras e interface fibra/matriz) e bifásico heterogêneo (matriz e fibras). Nessa última perspectiva, o comportamento da interface é representado no modelo constitutivo das fibras por meio de uma lei tensão-deformação equivalente.

Assim, serão apresentadas a seguir algumas pesquisas que exploram a representação do UHPFRC na modelagem numérica como um material heterogêneo tanto trifásico (Zhang *et al.*, 2022b) quanto bifásico (Oliveira, 2019; Zhang *et al.*, 2022a). A estrutura do conteúdo é detalhada da seguinte maneira: (1) geração de fibras na matriz cimentícia; (2) elaboração de modelos constitutivos para representar os diferentes materiais do UHPFRC (a matriz cimentícia e as fibras de aço); e (3) desenvolvimento de algoritmo de contato entre a fibra de aço e a matriz. É importante destacar que os estudos que serão discutidos foram escolhidos porque envolveram o uso de fibras de aço retas e optaram pelo uso do software de elementos finitos ABAQUS.

### 2.7.1 Geração das fibras

Para gerar as fibras de aço em um volume específico, Oliveira (2019) desenvolveu um algoritmo utilizando a linguagem de programação Python. Nesse procedimento, as fibras foram modeladas como elementos de treliça tridimensionais com aderência perfeita na matriz cimentícia. Na definição das posições dos nós das fibras, foram considerados cinco parâmetros independentes: as coordenadas do ponto médio da fibra ( $x_m, y_m, z_m$ ), o ângulo de orientação  $\alpha$ , que representa o ângulo entre o eixo  $z$  e a fibra, e o ângulo  $\beta$ , a projeção da fibra no plano  $xy$  e o eixo  $x$ , conforme ilustrado na Figura 2.28. As coordenadas do ponto médio foram geradas aleatoriamente dentro do domínio do volume sólido. Os ângulos de orientação foram gerados nos intervalos  $\alpha \in [0, \pi]$  e  $\beta \in [0, 2\pi]$ . O ângulo  $\alpha$ , que reflete a inclinação da fibra ( $\theta$ ) no plano de fissuração  $xy$ , foi determinado por uma distribuição normal (Gaussiana). O ângulo  $\beta$  manteve-se assumindo valores uniformemente distribuídos no intervalo de 0 a  $2\pi$ . Para reduzir a carga computacional, foram criadas malhas não conformes entre as fibras e a matriz, significando que os nós das fibras não precisam necessariamente coincidir com os nós da malha da matriz.

Figura 2.28- Parâmetros necessários para a geração das fibras.

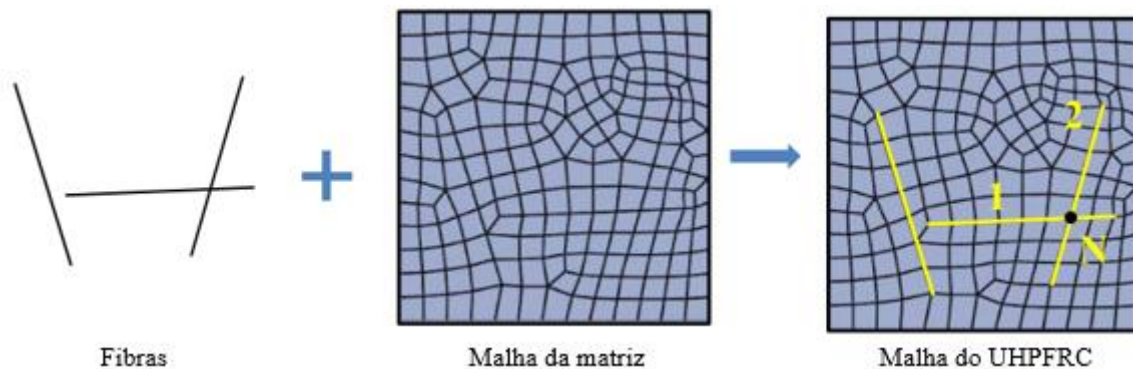


Fonte: Adaptado de Ribeiro, Krahl e Carrazedo (2022).

Zhang *et al.* (2022a) utilizaram uma abordagem semelhante para investigar numericamente o comportamento à tração do UHPFRC. Nessa abordagem, as fibras foram geradas como elementos de treliça dentro do volume utilizando uma distribuição normal, sendo posteriormente embutidas à matriz cimentícia por meio do uso de malhas de elementos finitos não conformes. A utilização de malhas não conformes facilitou a modelagem dessas interações, proporcionando uma boa representação do comportamento do UHPFRC sob tração.

Zhang *et al.* (2022b) avaliaram os impactos da orientação das fibras no comportamento de tração uniaxial do UHPFRC através de simulações 2D em escala mesoscópica. A distribuição aleatória das fibras foi realizada no domínio, onde números aleatórios foram gerados para definir tanto o ponto central quanto a orientação da fibra. Os pontos extremos da fibra foram então calculados, uma vez que o comprimento da fibra é conhecido. As fibras foram representadas como elementos de viga Timoshenko de 2 nós (B21 no ABAQUS). Conforme argumentado pelos autores, as fibras de aço são comparativamente rígidas, e a deformação por flexão não pode ser desconsiderada. Para lidar com a possibilidade de várias fibras aleatórias serem ativadas pela fissuração da matriz, os pesquisadores optaram por simulações numéricas com malhas conformes, garantindo que as fibras compartilhem os mesmos nós que a matriz, conforme ilustrado na Figura 2.29. No entanto, Zhang *et al.* (2018) indicam que o uso de malhas conformes resulta em um alto custo computacional e problemas de convergência, especialmente devido ao grande número de fibras e à distorção dos elementos da matriz.

Figura 2.29- Geração da malha conforme.



Fonte: Adaptado de Zhang *et al.* (2022b).

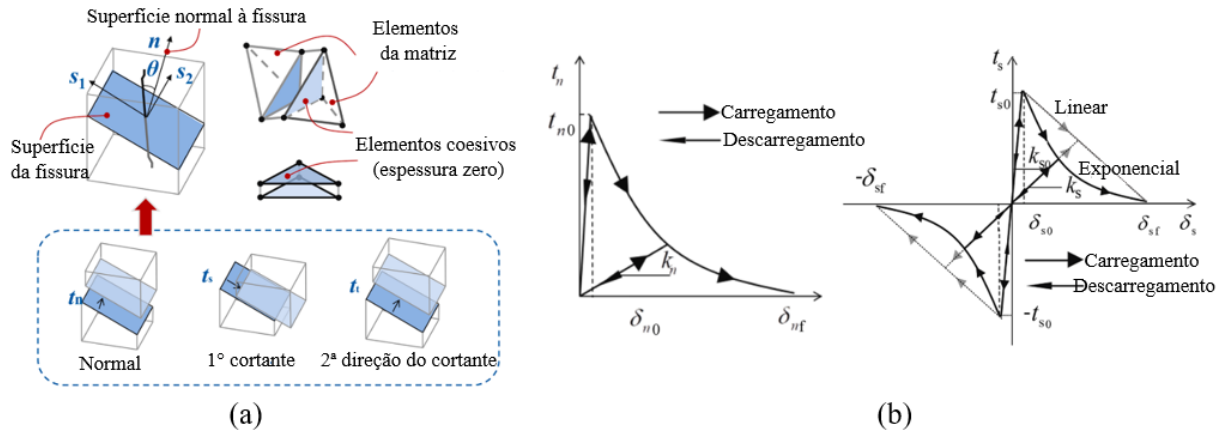
## 2.7.2 Modelos constitutivos dos diferentes materiais do UHPFRC

Para conduzir a simulação numérica do UHPFRC através de elementos finitos utilizando modelos mesoscópicos, torna-se essencial empregar modelos de material adequados para caracterizar as propriedades mecânicas de cada elemento, incluindo a matriz cimentícia, e as fibras de aço. A seguir, serão apresentados os diversos modelos constitutivos adotados por Oliveira (2019) e Zhang *et al.* (2022a; 2022b) na modelagem numérica desses componentes, destacando as abordagens utilizadas para representar o comportamento do material composto em questão.

### 2.7.2.1 Matriz cimentícia

Nos modelos numéricos desenvolvidos por Zhang *et al.* (2022a), a fratura não linear da matriz foi simulada através do modelo de fratura coesiva. Nesse método, elementos de interface coesiva, com espessura nula no plano, são inseridos em todo o domínio, como ilustrado na Figura 2.30a. Segundo os autores, a abordagem com elementos de interface coesiva permite uma simulação eficaz da dissipação de energia nas zonas de processo de fratura de materiais quasi-frágeis, como o concreto. As relações constitutivas desses elementos de interface coesiva foram descritas por uma lei de iniciação e evolução de dano, conforme representado na Figura 2.30b.

Figura 2.30-Fratura da matriz modelada por (a) elementos de interface coesiva tridimensionais com (b) relações de tração-separação.



Fonte: Adaptado de Zhang *et al.* (2022a).

Oliveira (2019) e Zhang *et al.* (2022b), por sua vez, optaram por representar o comportamento da matriz do UHPFRC utilizando o modelo *Concrete Damaged Plasticity* (CDP). Conforme indicado por Zhang *et al.* (2022b), o CDP tem a capacidade de descrever falhas causadas por fissuração em tração e esmagamento em compressão com base em princípios de plasticidade danificada. Esse modelo é extensivamente utilizado na modelagem de danos e fraturas do concreto sob carregamentos estáticos e dinâmicos em uma escala mesoscópica, além de ser utilizado para modelar o UHPFRC em uma escala macroscópica.

Para uma compreensão mais aprofundada, a seguir será apresentado um panorama abrangente dos conceitos fundamentais relacionados ao modelo CDP.

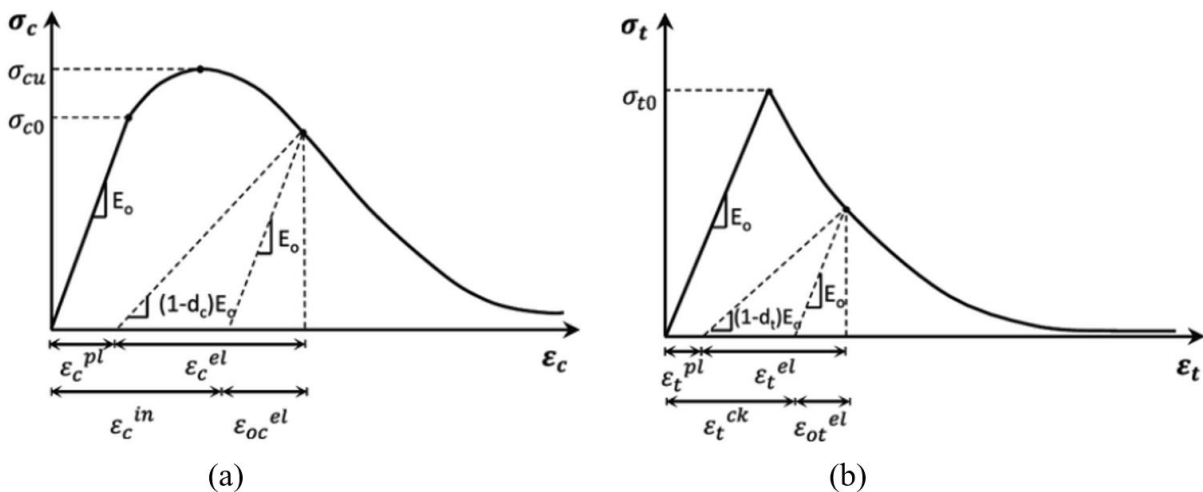
O CDP foi inicialmente introduzido por Lubliner *et al.* (1989) para carregamento monotônico e posteriormente adotado por Lee e Fenves (1998) para considerar carregamentos cíclicos e dinâmicos. A formulação matemática detalhada do modelo CDP pode ser encontrada nos trabalhos de Lee e Fenves (1998), Lubliner *et al.* (1989) e o manual do ABAQUS 6.14. É comumente utilizado para simular o comportamento plástico do concreto devido às suas características cruciais e significativas para materiais frágeis.

O modelo CDP é caracterizado por vários parâmetros. Estes incluem parâmetros do material que levam em consideração o endurecimento à compressão, o endurecimento à tração, o módulo de elasticidade, o coeficiente de Poisson, além de parâmetros de dano na tração e compressão. Adicionalmente, são necessários mais cinco parâmetros para definir completamente o modelo. Estes são o ângulo de dilatação ( $\psi$ ), a excentricidade do potencial de fluxo ( $\epsilon$ ), a relação entre as resistências à compressão nos estados biaxial e uniaxial

$(\sigma_{b0}/\sigma_{c0})$ , o parâmetro de forma ( $K_c$ ), que representa a relação entre o segundo invariante de tensão no meridiano de tração e no meridiano de compressão, e o parâmetro de viscosidade ( $\mu$ ).

O modelo CDP está fundamentado na teoria do contínuo, incorporando plasticidade e danificação para simular o comportamento não linear do concreto. Utiliza variáveis de dano na compressão e na tração ( $d_c$  e  $d_t$ ) para representar a perda de rigidez ao longo da resposta tensão-deformação, como mostrado na Figura 2.31. O CDP descreve dois mecanismos de falha: fissuração por tração e esmagamento por compressão do material.

Figura 2.31- Curva tensão-deformação para o modelo de plasticidade com dano: (a) na compressão e (b) na tração.



Fonte: Adaptado do manual ABAQUS 6.14.

- Comportamento à compressão

A deformação elástica e inelástica (Figura 2.31a) podem ser determinadas a partir das Equações (2.12) e (2.13), respectivamente:

$$\varepsilon_{0c}^{el} = \sigma_c / E_0 \quad (2.12)$$

$$\varepsilon_c^{in} = \varepsilon_c - \varepsilon_{0c}^{el} \quad (2.13)$$

onde  $E_0$  representa o módulo de elasticidade inicial (não danificado),  $\sigma_c$  a tensão de compressão e  $\varepsilon_c$  a deformação total na compressão. A Figura 2.31a também mostra a deformação plástica, obtida a partir do parâmetro de dano na compressão ( $d_c$ ). Este parâmetro varia de 0 a 1, caracterizando a degradação da rigidez do material, sendo 0 para um estado não danificado e 1 para um estado completamente danificado. Com esse parâmetro, o ABAQUS converte a

deformação inelástica em deformação plástica usando a Equação (2.14). Na ausência de dano no concreto, a deformação inelástica é igual à deformação plástica.

$$\varepsilon_c^{pl} = \varepsilon_c^{in} - \frac{d_c}{(1 - d_c)} \frac{\sigma_c}{E_0} \quad (2.14)$$

- Comportamento à tração

Para caracterizar as fases de endurecimento e amolecimento do material, é importante obter a deformação de fissuração  $\varepsilon_t^{ck}$ , a qual pode ser calculada pela Equação (2.15):

$$\varepsilon_t^{ck} = \varepsilon_t - \varepsilon_{0t}^{el} \quad (2.15)$$

onde  $\varepsilon_{0t}^{el} = \sigma_t/E_0$  representa a deformação elástica do material não danificado, conforme mostrado na Figura 2.31b. O ABAQUS converte a deformação de fissuração em deformação plástica usando a Equação (2.16):

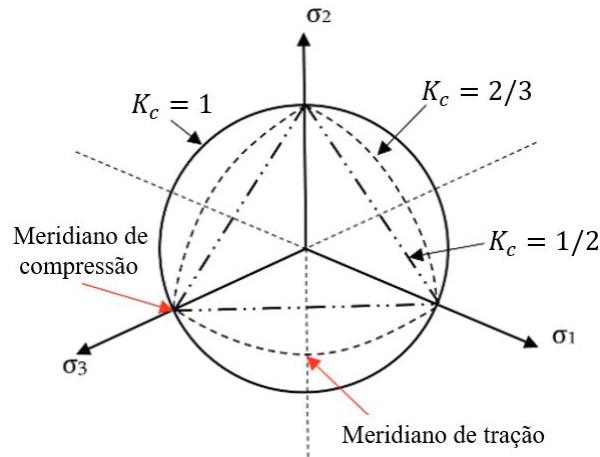
$$\varepsilon_t^{pl} = \varepsilon_t^{ck} - \frac{d_t}{(1 - d_t)} \frac{\sigma_t}{E_0} \quad (2.16)$$

sendo  $d_c$  o parâmetro de dano na compressão que varia de 0 a 1 e  $\sigma_t$  a tensão na tração.

- Parâmetro de forma ( $K_c$ )

A forma da superfície de plastificação no modelo CDP representa uma modificação na suposição da resistência de Drucker-Prager para as tensões principais, onde em condições de tensão plana, a superfície de fratura não é circular, como mostrado na Figura 2.32. A superfície de ruptura não linear é governada por um parâmetro de forma  $K_c$ , definido fisicamente como a relação entre o segundo invariante de tensão no meridiano de tração e no meridiano de compressão. O valor de  $K_c$  varia entre 0.5 a 1.0. O manual do ABAQUS recomenda um valor de 2/3 para materiais frágeis. Normalmente, adota-se  $K_c = 2/3$  para o UHPFRC (Al-Huri *et al.*, 2019; Al-Huri; Al-Osta; Ahmad, 2022; Al-Osta *et al.*, 2017).

Figura 2.32-Superfícies de escoamento no plano desviador ( $K_c = 2/3$  corresponde à formulação de Rankine e  $K_c = 1$  ao critério de Drucker-Prager).

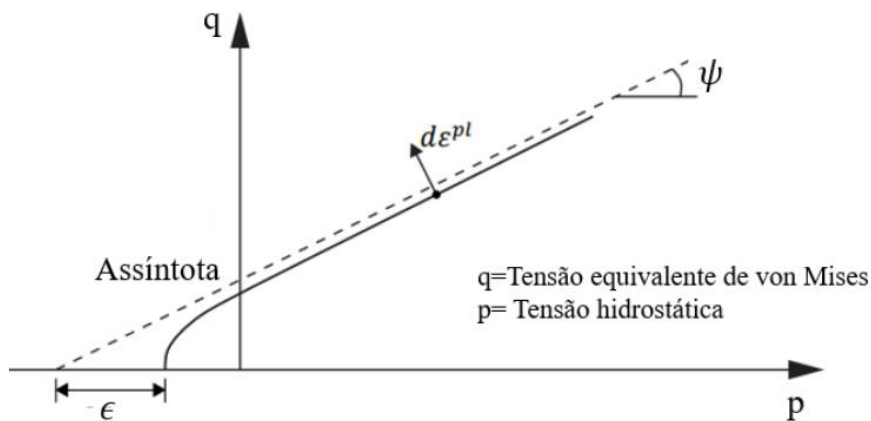


Fonte: Adaptado do manual ABAQUS 6.14.

- Ângulo de dilatação ( $\psi$ ) e excentricidade ( $\epsilon$ )

No modelo CDP, o ângulo de dilatação ( $\psi$ ) e a excentricidade do potencial de fluxo ( $\epsilon$ ) definem o potencial de fluxo plástico do concreto sob um estado de tensão tridimensional. A Figura 2.33 mostra uma representação geométrica de  $\psi$  e  $\epsilon$ . O ângulo de dilatação indica a mudança da deformação volumétrica sob deformação plástica, enquanto a excentricidade do potencial de fluxo representa a taxa com que a função de fluxo se aproxima da assíntota. O valor do ângulo de dilatação ( $\psi$ ) varia de  $36^\circ$  a  $56^\circ$  para o UHPFRC (Oliveira, 2019). Quanto à excentricidade ( $\epsilon$ ), o manual do ABAQUS sugere um valor de 0.1.

Figura 2.33- Ângulo de dilatação e excentricidade a partir do plano meridional.

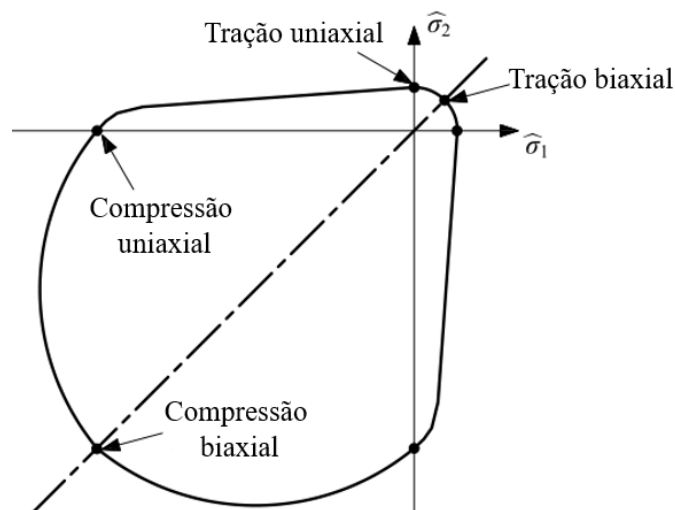


Fonte: Adaptado do manual ABAQUS 6.14.

- Relação entre a resistência à compressão biaxial e uniaxial ( $\sigma_{b0}/\sigma_{c0}$ )

Este parâmetro caracteriza o estado do concreto quando submetido a tensão biaxial. O ABAQUS adota o modelo biaxial desenvolvido por Kupfer (1969) para definir a falha na superfície do concreto quando submetido a tensões de compressão biaxiais, conforme mostrado na Figura 2.34. Um valor típico de  $\sigma_{b0}/\sigma_{c0} = 1.16$  é utilizado comumente em simulações numéricas para representar o UHPFRC (Al-Huri *et al.*, 2019; Al-Huri; Al-Osta; Ahmad, 2022; Al-Osta *et al.*, 2017; Hekal *et al.*, 2021; Mansour; Tayeh, 2020; Oliveira, 2019).

Figura 2.34-Superfície de escoamento no estado plano de tensões.



Fonte: Adaptado do manual ABAQUS 6.14.

- Viscosidade ( $\mu$ )

Materiais que exibem suavização e degradação de rigidez podem apresentar desafios de convergência durante a simulação de modelos numéricos. Para superar essas dificuldades, a regularização viscoplástica é implementada no modelo constitutivo do CDP, incorporando o parâmetro de viscosidade ( $\mu$ ). No ABAQUS, o valor padrão do parâmetro de viscosidade é zero, indicando que nenhum ajuste viscoplástico é realizado. Assim, a viscosidade é um parâmetro puramente numérico, adotado para mitigar problemas de convergência, e não possui um significado físico tangível (não sendo possível obter experimentalmente, por exemplo).

Portanto, o manual do ABAQUS recomenda que o valor da viscosidade seja mantido consideravelmente inferior aos incrementos de tempo da modelagem. Isso visa facilitar a convergência do modelo sem causar interferências significativas em sua resposta.

### 2.7.2.2 Fibras

Em Oliveira (2019) e Zhang *et al.* (2022a), foi atribuída às fibras uma lei de tensão-deformação equivalente derivada do comportamento de arrancamento da fibra, na qual a relação força de arrancamento-deslizamento é transformada em uma relação tensão-deformação equivalente. O modelo analítico proposto por Lee, Kang e Kim (2010), conforme descrito no item 2.6.1, foi adotado para descrever o arrancamento das fibras de aço na matriz do UHPFRC.

Na abordagem apresentada por Oliveira (2019), a lei de tensão-deformação equivalente foi calculada pelas Equações (2.17) e (2.18):

$$\sigma_f = \frac{P}{A_f} \quad (2.17)$$

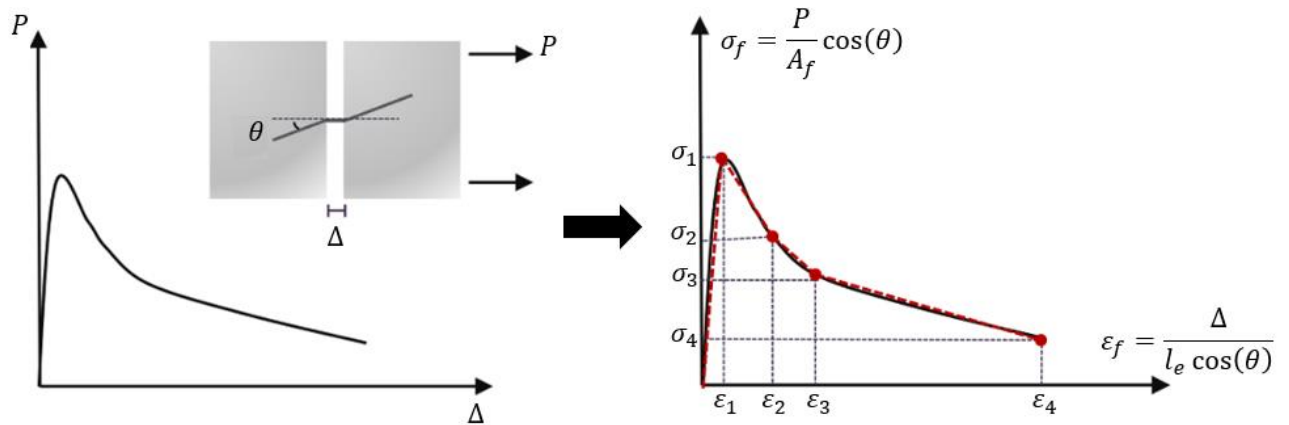
$$\varepsilon_f = \frac{\Delta}{l_f} \quad (2.18)$$

onde:  $\sigma_f$  e  $\varepsilon_f$  representam a tensão e a deformação normais equivalentes da fibra, respectivamente;  $P$  e  $\Delta$  são a força de arrancamento e o deslizamento da fibra, respectivamente; e  $A_f$  e  $l_f$  indicam a área da seção transversal da fibra e seu comprimento total, respectivamente.

A lei de tensão-deformação equivalente é influenciada pelo ângulo de inclinação das fibras em relação ao plano de fissuração. Dado o grande número de fibras distribuídas aleatoriamente, torna-se inviável ter uma relação única  $\sigma_f - \varepsilon_f$  para cada ângulo de orientação. Oliveira (2019) propôs que as relações  $\sigma_f - \varepsilon_f$  do modelo analítico de arrancamento da fibra, desenvolvido por Lee, Kang e Kim (2010), com ângulos de  $0^\circ$ ,  $15^\circ$ ,  $30^\circ$ ,  $45^\circ$  e  $60^\circ$  (Figura 2.26) fossem associadas aos grupos de fibras, correspondendo aos intervalos de orientação  $[0^\circ, 15^\circ)$ ,  $[15^\circ, 30^\circ)$ ,  $[30^\circ, 45^\circ)$ ,  $[45^\circ, 60^\circ)$  e  $[60^\circ, 75^\circ)$ , respectivamente. A contribuição das fibras no intervalo  $[75^\circ, 90^\circ]$  foi excluída da representação numérica, uma vez que as fibras nesse intervalo exercem pouca influência na rigidez do elemento de UHPFRC.

Da mesma forma, Zhang *et al.* (2022a) atribuíram às fibras uma lei de tensão-deformação equivalente (Figura 2.35), derivada dos ensaios de arrancamento das fibras de aço na matriz de UHPFRC para os ângulos de  $0^\circ$ ,  $15^\circ$ ,  $30^\circ$ ,  $45^\circ$  e  $60^\circ$ , conforme formulado por Lee, Kang e Kim (2010). Os autores dividiram as fibras nos seguintes intervalos:  $[0^\circ, 7.5^\circ)$ ,  $[7.5^\circ, 22.5^\circ)$ ,  $[22.5^\circ, 37.5^\circ)$ ,  $[37.5^\circ, 52.5^\circ)$  e  $[52.5^\circ, 67.5^\circ)$ . Assim, a relação  $\sigma_f - \varepsilon_f$  foi obtida por meio das equações (2.19) e (2.20):

Figura 2.35-Determinação da relação  $\sigma_f - \varepsilon_f$  a partir do comportamento de arrancamento das fibras.



Fonte: Adaptado de Zhang *et al.* (2022a).

$$\sigma_f = \frac{P}{A_f} \cos(\theta) \quad (2.19)$$

$$\varepsilon_f = \frac{\Delta}{l_e \cos(\theta)} \quad (2.20)$$

onde  $\theta$  representa o ângulo entre a fibra e a direção da tensão, e  $l_e$  é o comprimento de embutimento da fibra.

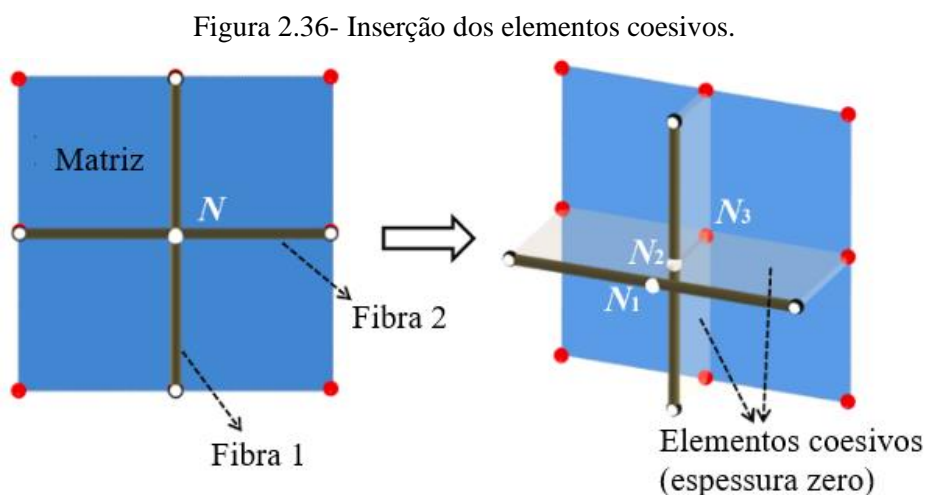
Por outro lado, Zhang *et al.* (2022b) adotaram um modelo constitutivo elastoplástico bilinear para as fibras de aço, representando as fibras por meio de elementos de viga (B21 no ABAQUS). A determinação da rigidez à flexão e à tração foi realizada com base na área da seção transversal da fibra como parâmetro de entrada. Essa abordagem permitiu capturar adequadamente o comportamento elastoplástico das fibras de aço, fornecendo uma representação precisa de sua resposta mecânica.

### 2.7.3 Interação entre a fibra de aço e a matriz

Geralmente, dois tipos de métodos são empregados para modelar a interface entre a fibra e a matriz de concreto: o algoritmo de contato implícito, que descreve a relação interfacial entre a fibra e a matriz de concreto, e a simulação explícita da Zona de Transição Interfacial (ZTI) como uma região anular ao redor da fibra. Contudo, conforme observado por Zhang *et al.* (2022c), o considerável número de fibras no concreto intensifica as dificuldades na geração de malhas de elementos finitos e nos esforços computacionais associados à simulação explícita da ZTI entre a fibra e a matriz de concreto.

Nos modelos numéricos do UHPFRC desenvolvidos por Oliveira (2019) e Zhang *et al.* (2022a), a representação das fibras de aço envolveu a aplicação de elementos de treliça tridimensionais embutidos dentro da matriz cimentícia. Portanto, assume-se uma aderência perfeita entre as fibras e a matriz. No entanto, a interação entre as fibras e a matriz foi considerada implicitamente, sendo incorporada por meio de uma lei constitutiva tensão-deformação equivalente atribuída às fibras (item 2.7.2.2). Essa lei constitutiva foi derivada com base no comportamento de arrancamento da fibra.

Por outro lado, Zhang *et al.* (2022b) modelaram de maneira explícita o comportamento não linear do deslizamento relativo da interface entre a fibra e a matriz, utilizando elementos coesivos. Os elementos coesivos de espessura zero (COH2D4 no ABAQUS) foram incorporados entre pares de elementos de fibras e matriz para representar a interface fibra-matriz, empregando um código em MATLAB. A disposição especial desses elementos coesivos permitiu que tanto as fibras quanto as interfaces pudessem se deformar no plano, aparentando estar "flutuando" sobre a matriz. Dessa forma, evitou-se a necessidade de utilizar malhas locais excessivamente finas na matriz, que envolveriam o grande número de fibras. Um exemplo dessa configuração é apresentado na Figura 2.36, onde duas fibras se intersectam no ponto  $N$ . Três nós ( $N_1, N_2$  e  $N_3$ ) com as mesmas coordenadas correspondem à fibra 1, fibra 2 e à matriz, respectivamente. A relação constitutiva dos elementos de interface coesiva foi descrita por uma lei de iniciação e evolução de dano (Figura 2.30b).



Fonte: Adaptado de Zhang *et al.* (2022b).

Para finalizar, a Tabela 2.1 fornece um resumo dos elementos e modelos constitutivos adotados para representar os diversos componentes do UHPFRC, incluindo as fibras, a matriz e a interface fibra/matriz. A análise comparativa desses aspectos entre diferentes estudos destaca a diversidade nas abordagens adotadas para modelar o comportamento complexo desse material de alto desempenho.

Tabela 2.1- Resumo das estratégias utilizadas para modelar o UHPFRC.

Componente	Característica	Oliveira (2019)	Zhang <i>et al.</i> (2022a)	Zhang <i>et al.</i> (2022b)
	Elemento	Treça	Treça	Viga
Fibras	Modelo constitutivo	Relação $\sigma_f - \varepsilon_f$ obtida do comportamento de arrancamento da fibra	Relação $\sigma_f - \varepsilon_f$ obtida do comportamento de arrancamento da fibra	Modelo elastoplástico bilinear
Matriz	Modelo Constitutivo	CDP	Modelo de fratura coesiva	CDP
	Elemento	-	-	Elementos coesivos
Interface fibra/matriz	Modelo Constitutivo	Considerado implicitamente na relação $\sigma_f - \varepsilon_f$ das fibras	Considerado implicitamente na relação $\sigma_f - \varepsilon_f$ das fibras	Modelo de fratura coesiva

Fonte: O Autor



### 3 ANÁLISE NUMÉRICA

---

A simulação numérica do UHPFRC no software de elementos finitos ABAQUS é uma ferramenta essencial para compreender o comportamento mecânico deste material avançado. Dentro do contexto da simulação do UHPFRC como um material bifásico heterogêneo, o ABAQUS permite modelar o comportamento do material considerando a orientação das fibras, a interação na interface entre matriz e fibra, bem como as não linearidades mecânicas envolvidas.

Neste capítulo, serão apresentadas algumas considerações necessárias para a realização da modelagem numérica. Inicialmente, será brevemente descrito o processo de geração das fibras no sólido utilizando um código na linguagem de programação Python. Em seguida, serão abordadas as propriedades geométricas e mecânicas tanto da matriz cimentícia quanto das fibras, que serão utilizadas para a obtenção dos modelos constitutivos dos materiais constituintes do UHPFRC (matriz e fibras), além dos elementos finitos empregados para a representação numérica desses materiais.

Com o objetivo de validar a abordagem de modelagem numérica empregada nesta pesquisa, será inicialmente realizada a simulação numérica dos ensaios experimentais de tração em corpos de prova em forma de *dog-bone*, conforme conduzidos por Hassan, Jones e Mahmud (2012). Serão apresentadas a geometria do modelo, as condições de contorno e os resultados obtidos na simulação numérica.

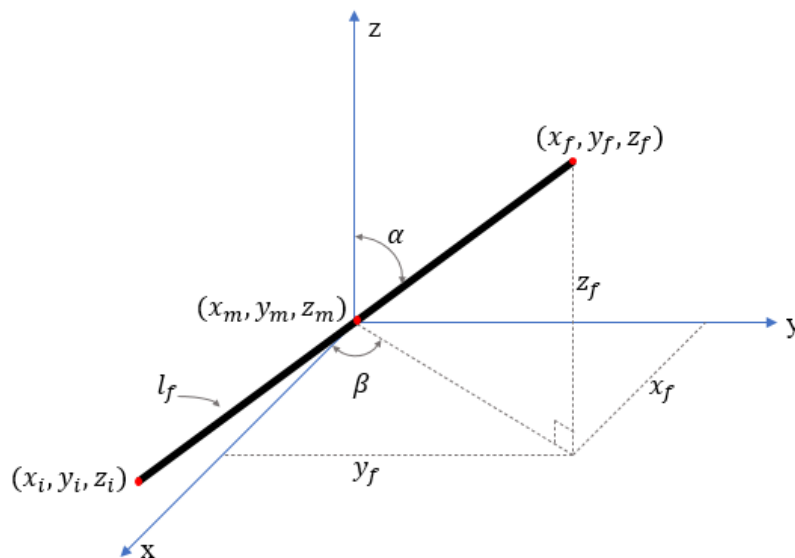
Por fim, após verificar a eficácia da estratégia de modelagem numérica do UHPFRC como um material bifásico heterogêneo, será explorado o estudo experimental de vigas de UHPFRC submetidas ao ensaio de flexão de três pontos conduzido por Mahmud, Yang e Hassan (2013), que servirá como base para o modelo numérico a ser desenvolvido nesta pesquisa. No início, será aplicada uma abordagem 3D em mesoescala, possibilitando uma análise mais detalhada dos ensaios. Contudo, considerando o alto custo computacional dessa técnica, será adotada também uma abordagem 2D simplificada em mesoescala, caracterizada pela redução no número de fibras, mas preservando a fração volumétrica original. Neste contexto, serão estabelecidos a geometria do modelo, as condições de contorno e a discretização da malha.

### 3.1 Geração das fibras

A geração das fibras no software ABAQUS foi realizada com o auxílio de um código de programação em Python desenvolvido por Oliveira (2019) durante sua pesquisa. A seguir, serão destacados os aspectos mais relevantes do funcionamento do código computacional.

Para estabelecer as coordenadas dos nós das fibras, foram considerados cinco parâmetros independentes: as coordenadas do ponto médio da fibra  $(x_m, y_m, z_m)$ , o ângulo de inclinação  $\beta$ , que representa a inclinação da projeção da fibra no plano  $xy$  em relação ao eixo  $x$ , e o ângulo de orientação  $\alpha$ , que representa a inclinação da fibra em relação ao eixo  $z$ , conforme mostrado na Figura 3.1.

Figura 3.1-Posição da fibra no espaço tridimensional.



Fonte: O Autor.

As coordenadas do ponto médio e o ângulo de inclinação  $\beta$  foram gerados de forma aleatória dentro do volume sólido, com o ângulo de inclinação  $\beta$  distribuído uniformemente no intervalo de 0 a  $2\pi$ . Já o ângulo de orientação  $\alpha$  foi determinado por meio de uma distribuição normal, utilizando a Equação (3.1), com variação de 0 a  $\pi$ :

$$\alpha = \bar{z}\sigma_{\theta} + \theta_m \quad (3.1)$$

onde  $\bar{z}$  é a variável padrão reduzida da distribuição normal,  $\theta_m$  representa o ângulo médio de orientação das fibras no plano de fissuração e  $\sigma_{\theta}$  é o desvio padrão de  $\theta$ . Tanto  $\theta_m$  quanto  $\sigma_{\theta}$  podem ser obtidos por meio de experimentos. No entanto, na falta de dados experimentais, esses parâmetros podem ser calculados utilizando as Equações (3.2) e (3.3), respectivamente, como sugerido por Laranjeira *et al.* (2011):

$$\theta_m = \cos^{-1}(\eta_\theta) \quad (3.2)$$

$$\sigma_\theta = 90 \cdot \eta_\theta(1 - \eta_\theta) \quad (3.3)$$

onde  $\eta_\theta$  representa o coeficiente de orientação das fibras.

Definidos os cinco parâmetros independentes, é possível calcular as coordenadas das extremidades das fibras utilizando as Equações (3.4), (3.5) e (3.6). Foi verificado se as coordenadas estavam dentro do domínio do sólido; caso contrário, a fibra não foi considerada.

$$x_{f,i} = x_m \pm \frac{l_f}{2} \sin \alpha \cos \beta \quad (3.4)$$

$$y_{f,i} = y_m \pm \frac{l_f}{2} \sin \alpha \sin \beta \quad (3.5)$$

$$z_{f,i} = z_m \pm \frac{l_f}{2} \cos \alpha \quad (3.6)$$

onde os subscritos  $f$  e  $i$  referem-se ao nó final e inicial da fibra, respectivamente (Figura 3.1).

### 3.2 Propriedades dos materiais

Antes da realização dos ensaios das vigas, os pesquisadores Hassan, Jones e Mahmud (2012) conduziram ensaios de tração uniaxial em amostras em forma de *dog-bone* e ensaios de compressão em cilindros para caracterizar o concreto. Os resultados dos ensaios são apresentados na Tabela 3.1. No caso da energia de fratura, não foi medida experimentalmente, portanto, o valor foi selecionado com base na literatura (Fehling *et al.*, 2014; Oliveira, 2019).

Tabela 3.1-Propriedades mecânicas do concreto utilizadas na pesquisa.

Propriedades da matriz cimentícia	Valor
Resistência à compressão ( $f_c$ ), MPa	121.32
Deformação pico na compressão ( $\epsilon_c$ ), mm/mm	3.238 ‰
Módulo de elasticidade ( $E_c$ ), GPa	42.08
Resistência à tração ( $f_t$ ), MPa	5.36
Energia de fratura ( $G_f$ ), N/mm	0.05
Coeficiente de Poisson, $\nu_m$	0.2

Fonte: Adaptado de Hassan, Jones e Mahmud (2012).

A Tabela 3.2 também exibe as propriedades das fibras de aço lisas empregadas nos ensaios experimentais de Hassan, Jones e Mahmud (2012), as quais foram posteriormente utilizadas para representar as fibras como elementos discretos na simulação numérica.

Tabela 3.2-Propriedades das fibras de aço que foram utilizadas na pesquisa.

<b>Propriedades das fibras de aço</b>	<b>Valor</b>
Comprimento ( $l_f$ ), mm	13
Diâmetro ( $d_f$ ), mm	0.2
Fração volumétrica ( $V_f$ ), %	2
Coefficiente de Poisson, $\nu_f$	0.3

Fonte: Adaptado de Hassan, Jones e Mahmud (2012).

### 3.3 Modelos constitutivos

Neste item, serão abordados os modelos constitutivos utilizados para descrever o comportamento mecânico tanto da matriz cimentícia quanto das fibras de aço no software ABAQUS. Além disso, serão brevemente discutidos os conceitos fundamentais de plasticidade e dano. Esses modelos são essenciais para simular o comportamento complexo dos materiais compósitos de alto desempenho, como o UHPFRC, em diversas condições de carga e deformação.

#### 3.3.1 Matriz cimentícia

Para modelar o comportamento mecânico da matriz do UHPFRC, optou-se pelo uso do CDP disponível no ABAQUS. Isso requer a definição do comportamento em compressão e tração, incluindo variáveis de dano e parâmetros de plasticidade.

##### 3.3.1.1 Comportamento à compressão

Para descrever a resposta à compressão da matriz de concreto, adotou-se o modelo proposto por Carreira e Chu (1985). Este modelo estima a curva tensão-deformação por meio de parâmetros de entrada que podem ser obtidos por meio de experimentos, conforme expresso pelas Equações (3.7) e (3.8):

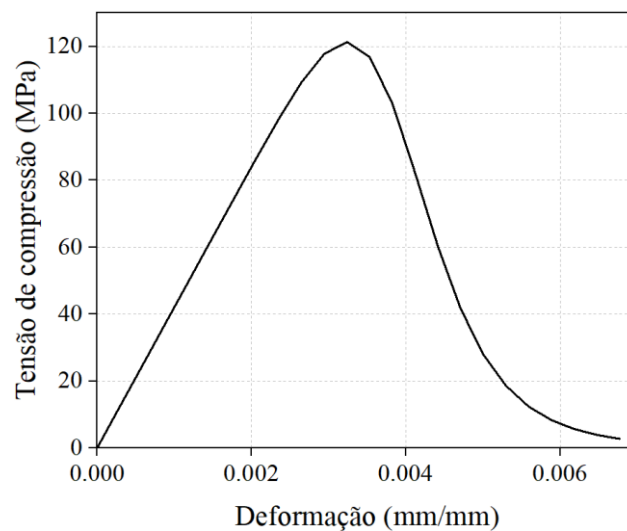
$$\sigma_c = f_c \left[ \frac{\beta \frac{\varepsilon}{\varepsilon_c}}{\beta - 1 + \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_c}\right)^\beta} \right] \quad (3.7)$$

$$\beta = \frac{1}{1 - \frac{f_c}{\varepsilon_c E_c}} \quad (3.8)$$

onde  $f_c$  representa a resistência máxima do concreto à compressão,  $\varepsilon_c$  a deformação pico e  $E_c$  o módulo de elasticidade.  $\beta$  é um parâmetro que depende da forma do diagrama tensão-deformação.

Na modelagem numérica utilizando o software ABAQUS, é essencial incorporar a curva tensão-deformação do material em análise. Contudo, é fundamental considerar as deformações inelásticas, subtraindo as parcelas elásticas das deformações totais, conforme indicado pela Equação (2.13). Cabe destacar que foi adotado um comportamento elástico linear até 80% da resistência à compressão, valor considerado adequado para o UHPFRC, conforme apresentado no item 2.4.1. A curva tensão-deformação à compressão utilizada para representar a matriz cimentícia é apresentada na Figura 3.2.

Figura 3.2-Diagrama tensão-deformação à compressão conforme o modelo de Carreira e Chu (1985).



Fonte: O Autor.

### 3.3.1.2 Comportamento à tração

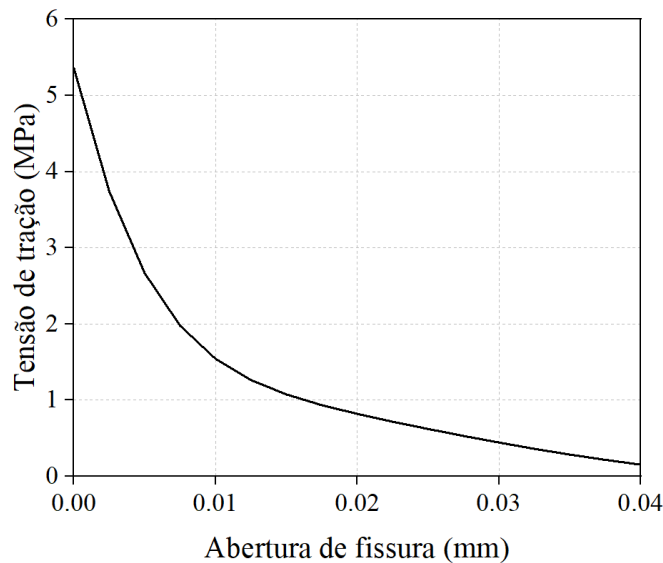
Diversas opções estão disponíveis para representar o comportamento do concreto à tração, entre as quais se destacam a representação por meio da curva tensão-deformação e a tensão por abertura de fissura. No entanto, o uso de curvas de tensão-deformação à tração resulta em respostas dependentes da discretização da malha, bem como em dificuldades de convergência (Mahmud; Yang; Hassan, 2013). Portanto, optou-se pela utilização da curva tensão-abertura de fissura proposta por Hordijk (1991), conforme descrito pelas Equações (3.9) e (3.10):

$$\frac{\sigma_t}{f_t} = \left[ 1 + \left( c_1 \frac{w}{w_{cr}} \right)^3 \right] e^{-c_2 \frac{w}{w_{cr}}} - \frac{w}{w_{cr}} (1 + c_1^3) e_2^{-c_2} \quad (3.9)$$

$$w_{cr} = 5.14 \frac{G_f}{f_t} \quad (3.10)$$

onde  $f_t$  representa a resistência do concreto à tração e  $G_f$  a energia de fratura. Hordijk (1991) definiu as constantes de ajuste  $c_1$  e  $c_2$  como sendo 3.0 e 6.93, respectivamente. A Figura 3.3 mostra o comportamento à tração da matriz cimentícia que foi adotado na simulação numérica.

Figura 3.3- Diagrama tensão-abertura de fissura à tração conforme o modelo de Hordijk (1991).



Fonte: O Autor.

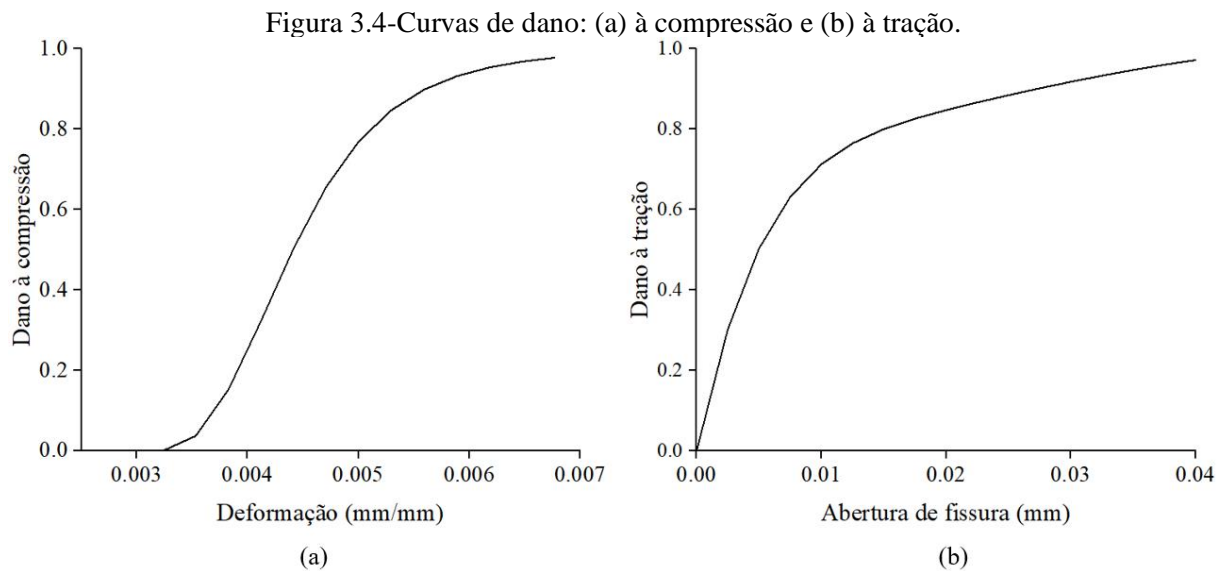
### 3.3.1.3 Variáveis de dano

A fratura na tração e o comportamento plástico à compressão são completados ao especificar as leis de evolução do dano, que representam a degradação da rigidez. O índice de dano varia de 0, representando nenhum dano, a 1, representando falha completa. Neste estudo, assumiu-se que o dano à compressão,  $d_c$ , e o dano à tração,  $d_t$ , são calculados pelas Equações (3.11) e (3.12), respectivamente, de acordo com os trabalhos de Mahmud, Yang e Hassan (2013) e Mahmud *et al.* (2021):

$$d_c = 1 - \frac{\sigma_c}{f_c} \quad (3.11)$$

$$d_t = 1 - \frac{\sigma_t}{f_t} \quad (3.12)$$

As curvas de dano, tanto na compressão quanto na tração, utilizadas nos modelos numéricos, estão representadas na Figura 3.4.



Fonte: O Autor.

### 3.3.1.4 Parâmetros de plasticidade

Como descrito no item 2.7.2.1, o modelo CDP requer a especificação de cinco parâmetros para uma definição completa. Estes são o ângulo de dilatação ( $\psi$ ), a excentricidade do potencial de fluxo ( $\epsilon$ ), a relação entre as resistências à compressão nos estados biaxial e uniaxial ( $\sigma_{b0}/\sigma_{c0}$ ), o parâmetro de forma ( $K_C$ ), que representa a relação entre o segundo

invariante de tensão no meridiano de tração e no meridiano de compressão, e o parâmetro de viscosidade ( $\mu$ ). A Tabela 3.3 apresenta os valores atribuídos a cada um dos parâmetros. A escolha do ângulo de dilatação foi fundamentada nos estudos conduzidos por Al-Osta *et al.* (2017) e Oliveira (2019). No caso do potencial de fluxo, a relação entre as resistências à compressão e o parâmetro de forma segue os valores recomendados pelo Abaqus. Por fim, a viscosidade foi escolhida com um valor consideravelmente inferior aos incrementos de tempo da modelagem.

Tabela 3.3-Parâmetros de plasticidade para definir a matriz cimentícia.

$\psi$	$\epsilon$	$\sigma_{b0}/\sigma_{c0}$	$K_c$	$\mu$
36°	0.1	1.16	0.6667	0.000001

Fonte: O Autor.

### 3.3.2 Fibras de aço

Para representar o comportamento mecânico das fibras, foi atribuída uma lei de tensão-deformação equivalente a qual foi calculada a partir do comportamento de arrancamento da fibra de aço em uma matriz de UHPFRC. Para determinar o comportamento de arrancamento da fibra (curva força-deslizamento) foi utilizado o modelo analítico proposto por Lee, Kang e Kim (2010), conforme apresentado no item 2.6.1.

A Tabela 3.4 apresenta os parâmetros utilizados para definir as curvas analíticas de arrancamento da fibra. Os valores foram fundamentados nos estudos de Lee, Kang e Kim (2010) e Oliveira (2019).

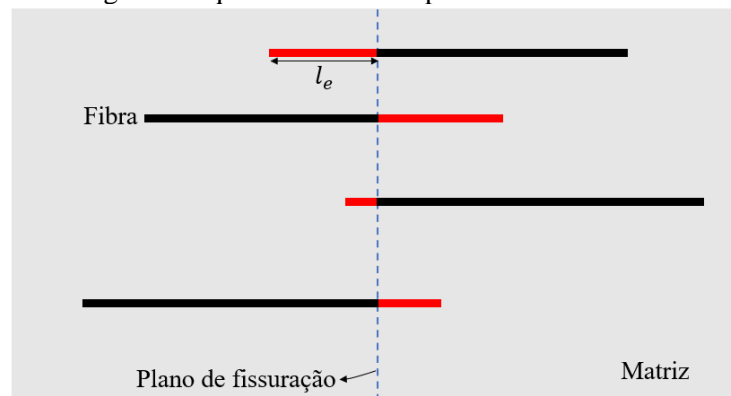
Tabela 3.4- Parâmetros utilizados no modelo analítico de Lee, Kang e Kim (2010).

Parâmetros	Valor
Tensão de cisalhamento máxima ( $\tau_{max}$ ), MPa	5.6
Módulo de adesão ( $k$ ), MPa/mm	1500
Coefficiente de atrito da interface fibra/matriz, $\mu$	0.3
Constante relacionada à forma do trecho exponencialmente descendente, $\eta$	0.05
Coefficiente de efeito pino, $f$	1.6
Coefficiente de fragmentação da matriz, $\omega$	1.8
Constante usada para calcular $\beta$ na Equação (2.5), $n$	2
Constante usada para calcular $\beta$ na Equação (2.5), $\gamma$	100

Fonte: O Autor.

Além disso, para determinar o comportamento de arrancamento da fibra, é essencial definir o comprimento de embutimento da fibra ( $l_e$ ). A Figura 3.5 ilustra o fenômeno em que o lado mais longo da fibra na superfície fissurada permanece totalmente aderido, enquanto o lado mais curto se descola gradualmente durante o processo de formação de fissuras no concreto. Isso ocorre porque o segmento de fibra mais longo requer uma força de arrancamento mais intensa para se descolar do que o segmento mais curto. Portanto, o comprimento de embutimento da fibra é definido como o segmento embutido mais curto do comprimento equivalente da fibra. Devido à completa dispersão das fibras durante o processo de colocação do concreto, o comprimento de embutimento da fibra segue uma distribuição uniforme de  $l_e^{min} = 0$  a  $l_e^{max} = l_f/2$ . Assim, para este estudo, assumiu-se um valor médio para o comprimento de embutimento da fibra, ou seja,  $l_e = l_f/4$ .

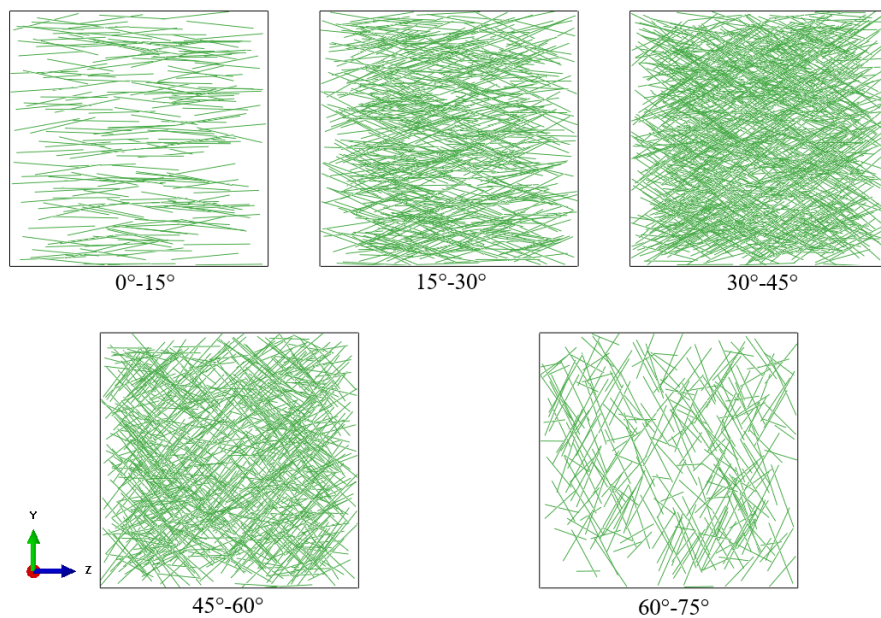
Figura 3.5- Diagrama esquemático do comprimento de embutimento da fibra.



Fonte: O Autor.

Conforme detalhado no item 2.6.1, o modelo analítico de arrancamento da fibra é sensível ao ângulo de inclinação em relação ao plano de fissuração. Devido ao grande número de fibras distribuídas aleatoriamente, torna-se impraticável estabelecer uma relação única  $\sigma_f - \varepsilon_f$  para cada ângulo de orientação. Portanto, foram determinadas as relações  $\sigma_f - \varepsilon_f$  (Equações (2.17) e (2.18)) a partir do modelo analítico proposto por Lee, Kang e Kim (2010), com ângulos de  $0^\circ$ ,  $15^\circ$ ,  $30^\circ$ ,  $45^\circ$  e  $60^\circ$ , sendo atribuídas aos grupos de fibras correspondentes aos intervalos de orientação  $[0^\circ, 15^\circ)$ ,  $[15^\circ, 30^\circ)$ ,  $[30^\circ, 45^\circ)$ ,  $[45^\circ, 60^\circ)$  e  $[60^\circ, 75^\circ)$ , respectivamente. A contribuição das fibras no intervalo  $[75^\circ, 90^\circ]$  foi excluída na representação numérica. Como exemplo, a Figura 3.6 ilustra uma representação das fibras nos diversos intervalos utilizados nas simulações numéricas.

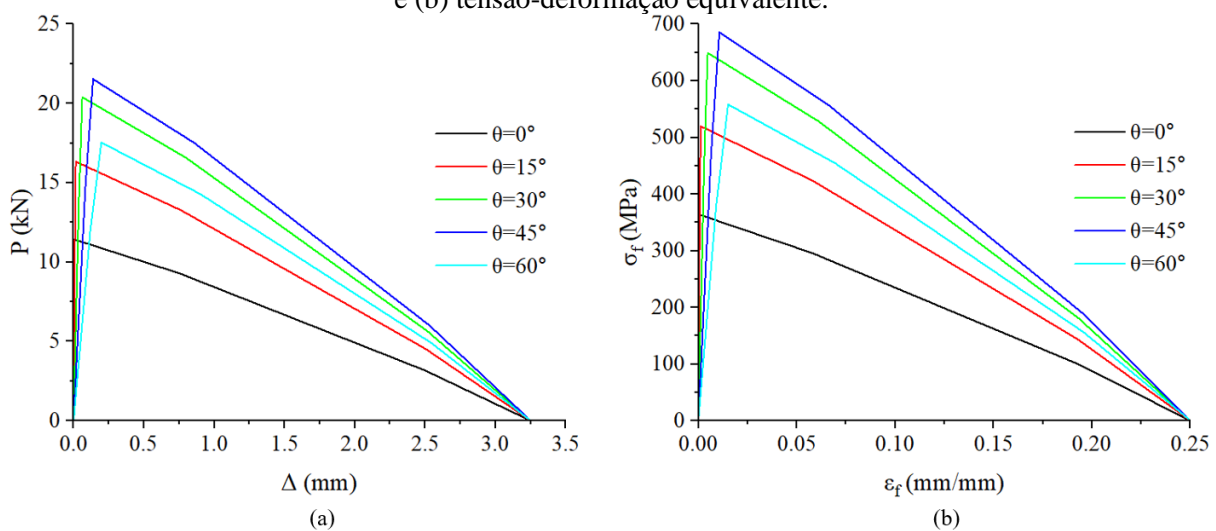
Figura 3.6-Representação dos diferentes intervalos de ângulos das fibras.



Fonte: O Autor.

A Figura 3.7a mostra as curvas força-deslizamento para diferentes ângulos de inclinação da fibra, calculadas com os valores apresentados na Tabela 3.2 e Tabela 3.4. Dessa forma, as curvas que representam o comportamento das fibras foram obtidas por meio das Equações (2.17) e (2.18) (Figura 3.7b).

Figura 3.7-Curvas para diversos ângulos de inclinação do (a) comportamento de arrancamento da fibra e (b) tensão-deformação equivalente.



Fonte: O Autor.

### 3.4 Modelo de validação do UHPFRC

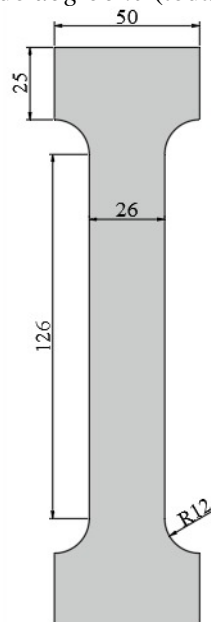
Para validar a abordagem de modelagem numérica do UHPFRC como um material bifásico heterogêneo, foi realizada uma simulação numérica dos ensaios experimentais de tração em corpos de prova em forma de *dog-bone*, conforme realizados por Hassan, Jones e Mahmud (2012).

A seguir, são apresentadas a geometria do modelo, as condições de contorno, os elementos finitos utilizados e os resultados obtidos nas simulações numéricas. As propriedades mecânicas do concreto e a geometria das fibras utilizadas na análise numérica foram apresentadas nas tabelas Tabela 3.1 e Tabela 3.2, respectivamente. Além disso, os modelos constitutivos empregados para o concreto e as fibras foram descritos no item 3.3. Essa análise contribui para consolidar a validade e a confiabilidade da abordagem de modelagem proposta no estudo do comportamento mecânico do UHPFRC.

#### 3.4.1 Geometria do modelo

O corpo de prova em forma de *dog-bone*, sem entalhe, testado experimentalmente por Hassan, Jones e Mahmud (2012), é ilustrado na Figura 3.8, com um comprimento total de 200 mm. Nas extremidades, a seção transversal tem dimensões de  $50 \times 50$  mm, enquanto na seção central reduzida, as dimensões mudam para  $26 \times 50$  mm, com um comprimento de 126 mm.

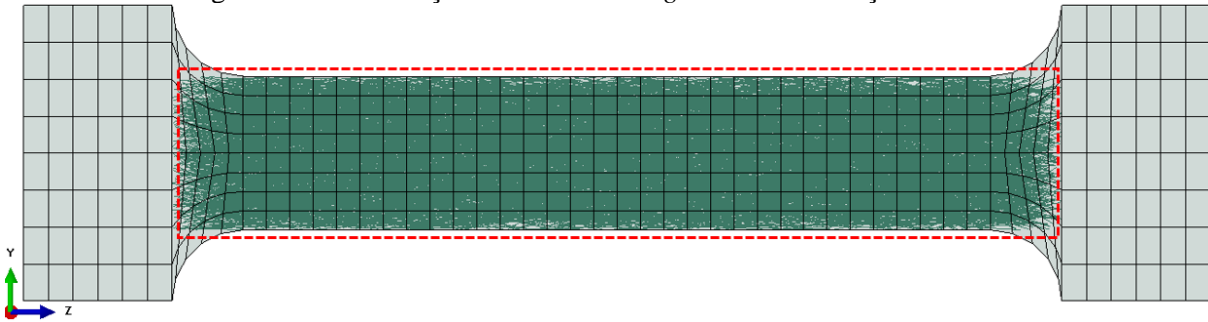
Figura 3.8- Geometria do *dog-bone* (todas as dimensões em mm)



Fonte: Adaptado de Hassan, Jones e Mahmud (2012).

Conforme destacado por Bitencourt *et al.* (2019), as fibras localizadas fora do plano de fissuração exercem pouca influência na resposta final. Portanto, na modelagem numérica, apenas foram consideradas as fibras na região central do corpo de prova, como mostrado na Figura 3.9.

Figura 3.9- Distribuição das fibras no *dog-bone* na simulação numérica.



Fonte: O Autor.

Assim, o número total de fibras ( $N_f$ ) foi calculado usando a Equação (3.13):

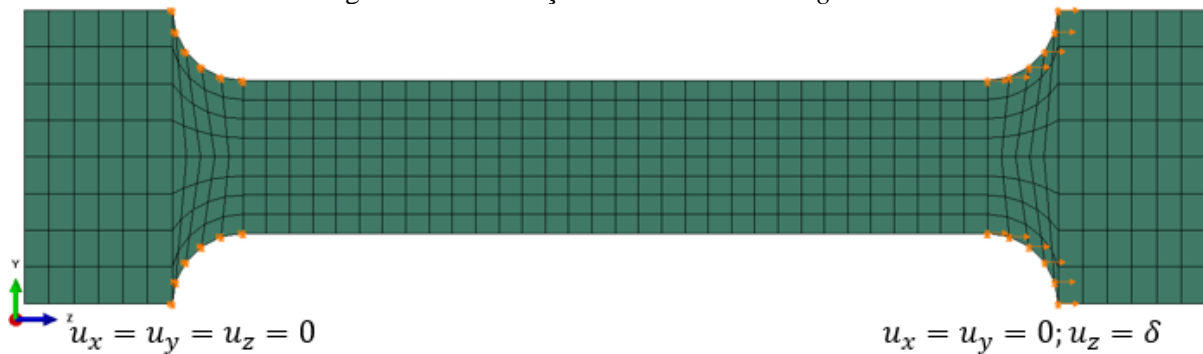
$$N_f = \frac{4V_f V_s}{\pi d_f^2 l_f} \quad (3.13)$$

onde  $V_f$  é a fração volumétrica de fibras,  $V_s$  é o volume do sólido, e  $d_f$  e  $l_f$  são o diâmetro e o comprimento da fibra, respectivamente. Assim, foram distribuídas  $N_f = 9550$  fibras na região central do corpo de prova.

Devido à geometria e ao tamanho do corpo de prova em forma de *dog-bone*, as fibras tendem a se alinhar na direção da tensão de tração. Portanto, ao gerar as fibras dentro do sólido, foi escolhido um coeficiente de orientação ( $\eta_\theta$ ) de 0.9. Conseqüentemente, o ângulo médio de orientação ( $\theta_m$ ) foi de  $25.8^\circ$  e o desvio padrão ( $\sigma_\theta$ ) foi de  $8.1^\circ$ , os quais foram calculados utilizando as Equações (3.2) e (3.3), respectivamente.

### 3.4.2 Condições de contorno

Para as condições de contorno, na extremidade esquerda, foram fixadas as translações nas direções  $x$ ,  $y$  e  $z$ . Na extremidade direita, apenas as translações nas direções  $x$  e  $y$  foram fixadas. Além disso, para a condição de carregamento, um deslocamento incremental foi aplicado na direção  $z$ , conforme ilustrado na Figura 3.10.

Figura 3.10- Condições de contorno no *dog-bone*.

Fonte: O Autor.

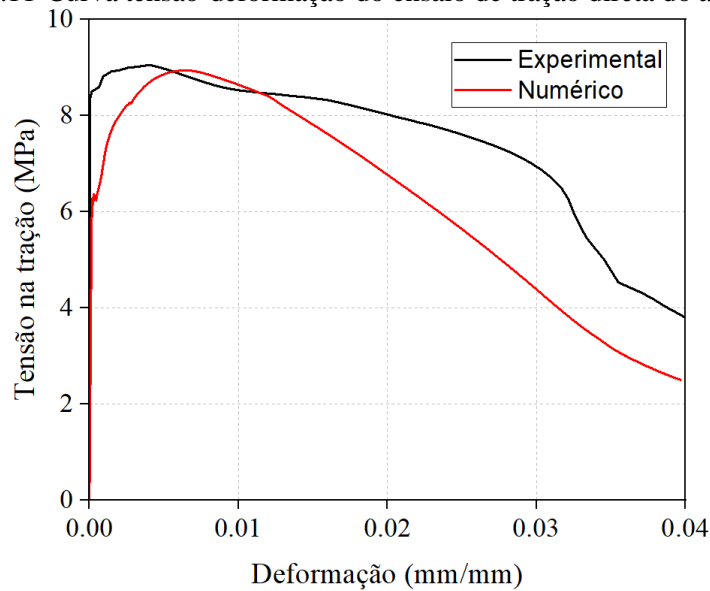
### 3.4.3 Elementos finitos

Nas modelagens realizadas, os elementos estruturais foram representados tridimensionalmente, onde a matriz cimentícia do UHPFRC foi modelada pelo elemento C3D8, disponível na biblioteca do ABAQUS. O C3D8 é um elemento contínuo tridimensional com oito nós, cada um possuindo três graus de liberdade de translação e sem integração reduzida.

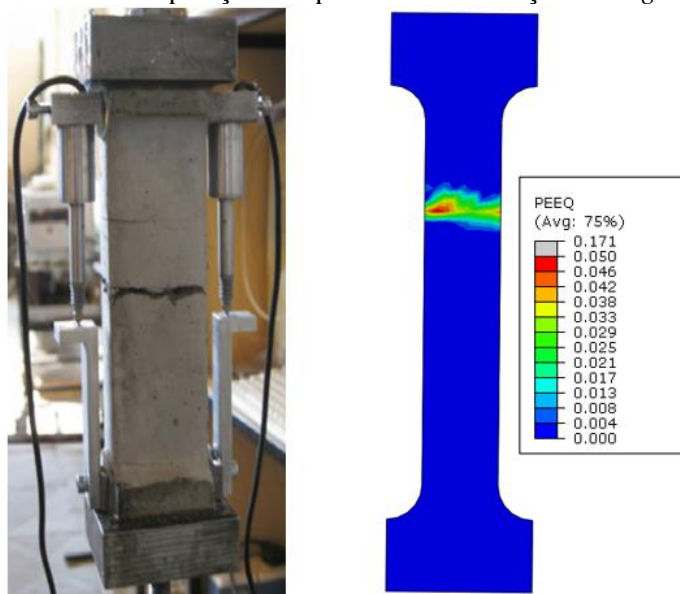
Para representar as fibras de aço, foi utilizado o elemento T3D2, um elemento de treliça tridimensional com dois nós e três graus de liberdade de translação por nó. Esses elementos foram embutidos dentro do sólido, o que implica uma aderência entre a fibra e a matriz.

### 3.4.4 Resultados

A Figura 3.11 apresenta a comparação entre as respostas da curva tensão-deformação obtidas experimental e numericamente. Observa-se uma boa concordância, incluindo o trecho ascendente da curva e a tensão máxima. Além disso, os padrões de falha no modelo numérico concordam favoravelmente com aqueles observados no ensaio experimental realizado por Hassan, Jones e Mahmud (2012). Por exemplo, a fissura principal na região central do *dog-bone* é reproduzida de forma consistente, conforme mostrado na Figura 3.12.

Figura 3.11-Curva tensão-deformação do ensaio de tração direta do *dog-bone*.

Fonte: O Autor.

Figura 3.12- Comparação dos padrões de fissuração no *dog-bone*.

Fonte: Adaptado de Hassan, Jones e Mahmud (2012).

Portanto, pode-se afirmar que a abordagem apresentada neste trabalho para a modelagem mesoscópica do UHPFRC, juntamente com os parâmetros do modelo de material utilizados para descrever o comportamento da matriz cimentícia e das fibras, mostra-se confiável para representar numericamente o comportamento mecânico do UHPFRC.

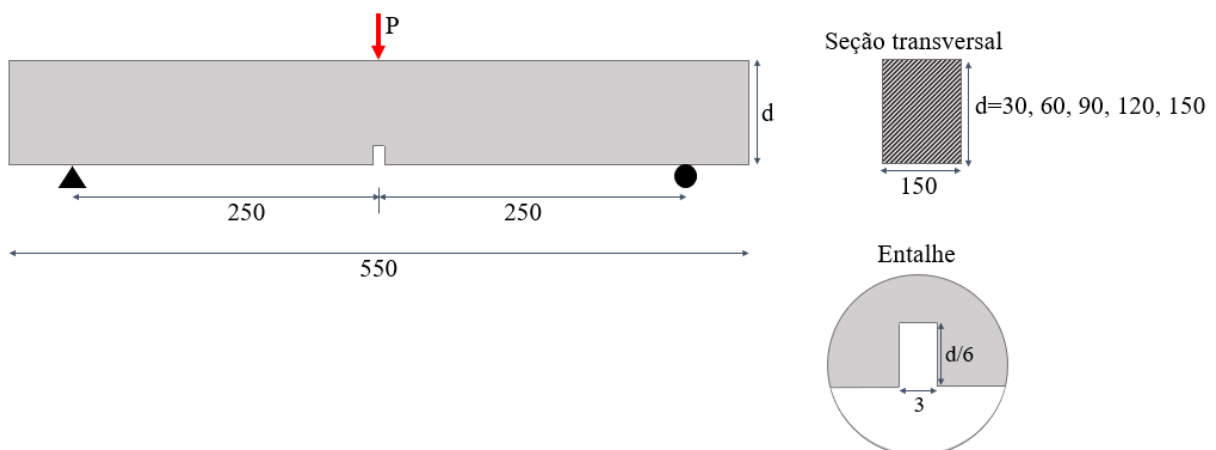
### 3.5 Implementação numérica 3D

A seguir, será apresentada a descrição da geometria do ensaio experimental realizado por Mahmud, Yang e Hassan (2013), o qual foi utilizado na modelagem numérica da presente pesquisa. Além disso, serão detalhadas as condições de contorno aplicadas e a discretização da malha utilizada, conforme será discutido nos próximos itens.

#### 3.5.1 Geometria do modelo

O modelo numérico desenvolvido nesta pesquisa tem como base o experimento conduzido por Mahmud, Yang e Hassan (2013), envolvendo vigas de UHPFRC com uma proporção volumétrica de 2% de fibras de aço lisas, submetidas ao ensaio de flexão de três pontos. Foram testadas quinze vigas com diferentes alturas (30 mm, 60 mm, 90 mm, 120 mm e 150 mm), todas com a mesma largura de 150 mm e um vão livre de 500 mm, conforme ilustrado na Figura 3.13. Os ensaios foram conduzidos até a falha, com três vigas testadas para cada altura. Todas as vigas foram previamente entalhadas com uma profundidade igual a  $d/6$ . As propriedades mecânicas da matriz cimentícia e das fibras de aço foram as mesmas utilizadas por Hassan, Jones e Mahmud (2012).

Figura 3.13- Geometria do prisma (todas as dimensões em mm).

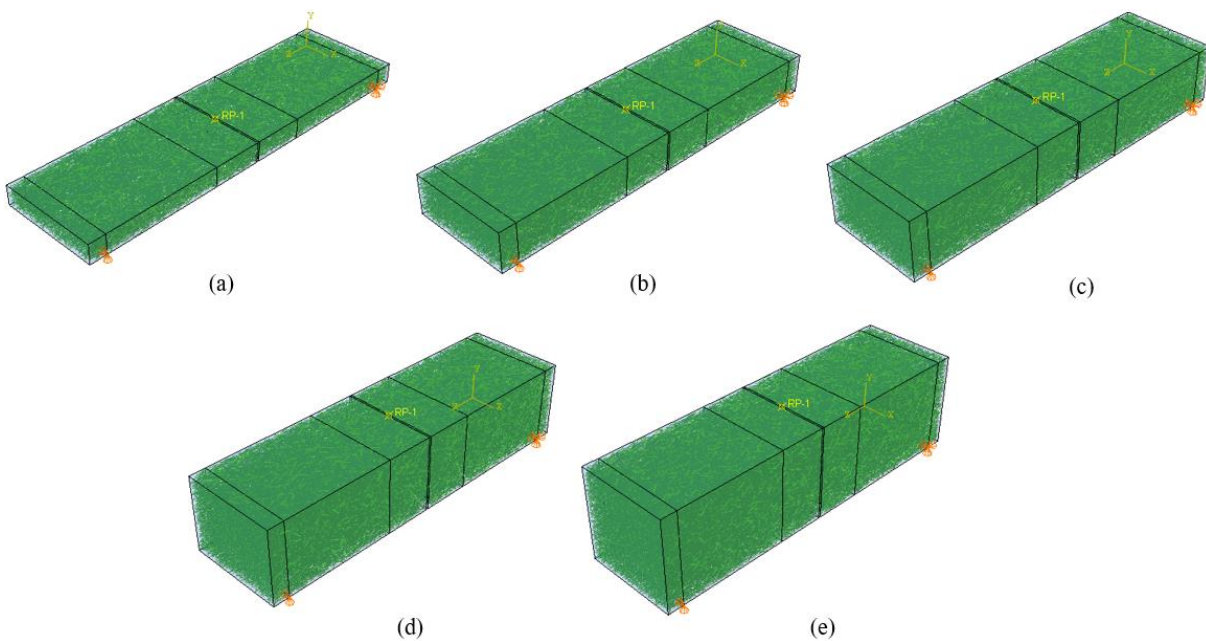


Fonte: Adaptado de Mahmud, Yang e Hassan (2013).

Assim, neste estudo, foram desenvolvidos cinco modelos numéricos no software ABAQUS, conforme ilustrado na Figura 3.14. A Tabela 3.5 apresenta o número total de fibras ( $N_f$ ) utilizadas em cada modelo numérico, calculado por meio da Equação (3.13). Para a

geração das fibras dentro do sólido, adotou-se um coeficiente de orientação de 0.75, valor fundamentado na literatura para prismas de UHPFRC (Huang; Gao; Khayat, 2021; Oliveira, 2019; Teng *et al.*, 2021; Yoo *et al.*, 2014). Portanto, o ângulo médio de orientação ( $\theta_m$ ) foi de  $41.4^\circ$  e o desvio padrão ( $\sigma_\theta$ ) foi de  $16.9^\circ$ , os quais foram calculados utilizando as Equações (3.2) e (3.3), respectivamente.

Figura 3.14-Modelos numéricos tridimensionais de vigas entalhadas com diferentes alturas: (a) 30 mm, (b) 60 mm, (c) 90 mm, (d) 120 mm e (e) 150 mm.



Fonte: O Autor.

Tabela 3.5- Número de fibras em cada um dos modelos numéricos estudados.

Modelo numérico	Número total de fibras ( $N_f$ )
d=30 mm	121,093
d=60 mm	242,185
d=90 mm	363,278
d=120 mm	484,370
d=150 mm	605,463

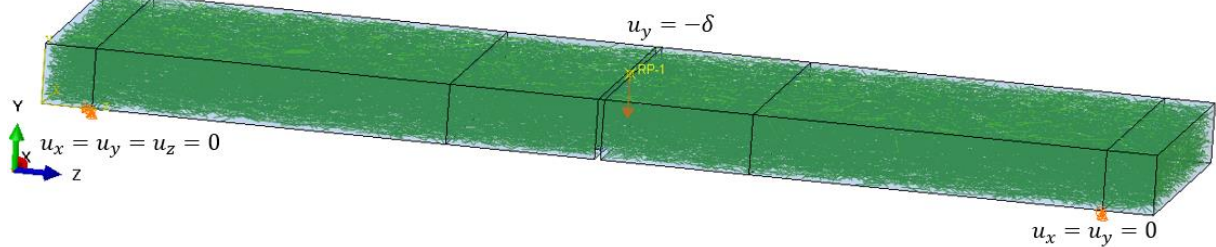
Fonte: O Autor.

### 3.5.2 Condições de contorno

Para as condições de contorno, no apoio do lado esquerdo, as translações nas direções  $x$ ,  $y$  e  $z$  foram bloqueadas para simular um apoio fixo. No lado direito, onde um apoio móvel

foi modelado, apenas as translações nas direções  $x$  e  $y$  foram bloqueadas. Em ambos os casos, as restrições foram aplicadas ao longo de uma linha de apoio. Além disso, para a condição de carregamento, um deslocamento incremental foi aplicado na direção  $y$  em um ponto de referência (RP-1), onde os pontos em contato com a prensa foram acoplados a esse ponto. Assim, esses pontos têm os mesmos deslocamentos que o RP-1, conforme ilustrado na Figura 3.15.

Figura 3.15-Condições de contorno do modelo em 3D.



Fonte: O Autor.

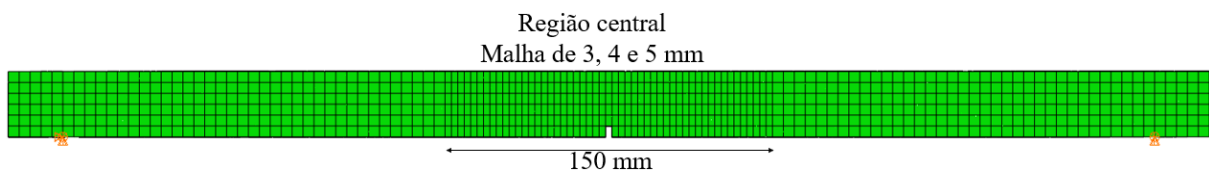
### 3.5.3 Elementos finitos

Nas modelagens realizadas, a matriz cimentícia foi representada pelo elemento tridimensional C3D8, enquanto as fibras de aço foram modeladas com o elemento de treliça T3D2. As fibras foram embutidas no sólido, garantindo a aderência perfeita entre a fibra e a matriz.

### 3.5.4 Malha

Foi conduzida uma análise de sensibilidade da malha como parte da modelagem numérica. Nesta análise, foram testados três diferentes tamanhos de malha (5 mm, 4 mm e 3 mm) para a viga com  $d=30$  mm, com o objetivo de avaliar seu impacto nos resultados do modelo. Para reduzir o custo computacional, o tamanho da malha foi variado apenas na região central da viga, mantendo uma malha de 5 mm nas regiões externas, como mostrado na Figura 3.16.

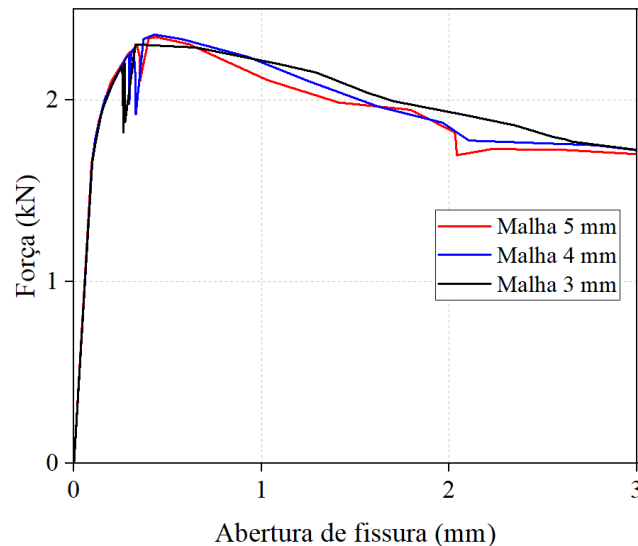
Figura 3.16-Diferentes malhas avaliadas.



Fonte: O Autor.

A Figura 3.17 apresenta as curvas de tensão-abertura de fissura para as diferentes malhas avaliadas. Observa-se que há uma semelhança notável no trecho ascendente entre as diferentes malhas, embora existam algumas diferenças no trecho descendente. Portanto, nesta pesquisa, optou-se por utilizar uma malha de 4 mm na região central, evitando assim o uso de malhas excessivamente refinadas que aumentam o custo computacional.

Figura 3.17-Curva força-abertura de fissura para as diferentes malhas.



Fonte: O Autor.

### 3.6 Implementação numérica 2D

Para reduzir o custo computacional associado às modelagens em 3D, esta pesquisa também explorou uma abordagem em 2D dos mesmos ensaios experimentais realizados por Mahmud, Yang e Hassan (2013), conforme detalhado no item 3.5.1. Adicionalmente, foram implementadas simplificações na modelagem com o objetivo de diminuir a demanda computacional.

A seguir, são descritos os elementos finitos utilizados, as condições de contorno, a discretização da malha aplicada nas simulações numéricas e as simplificações adotadas para otimizar o desempenho computacional.

#### 3.6.1 Elementos finitos

Nas modelagens numéricas em 2D, a matriz cimentícia do UHPFRC foi representada pelo elemento CPS4R, disponível na biblioteca do ABAQUS. Esse elemento é um quadrilátero

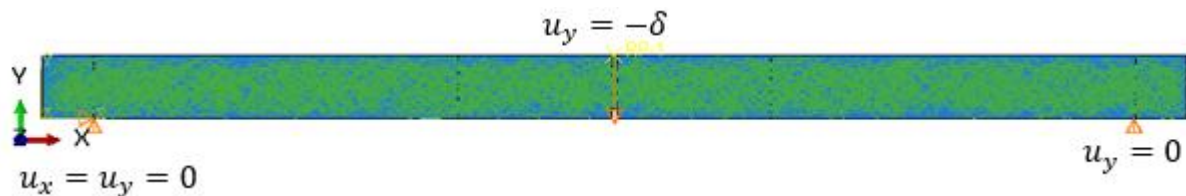
bilinear de 4 nós, com 2 graus de liberdade por nó (deslocamentos nas direções  $x$  e  $y$ ), adequado para análises em estado plano de tensões e utilizando integração reduzida para melhorar a eficiência computacional.

As fibras de aço foram modeladas com o elemento T2D2, que corresponde a uma barra ou treliça com 2 nós, também com 2 graus de liberdade por nó (deslocamentos nas direções  $x$  e  $y$ ). Esses elementos foram embutidos na matriz sólida, representando a aderência perfeita entre as fibras e a matriz.

### 3.6.2 Condições de contorno e malha

Para as condições de contorno, o apoio do lado esquerdo foi configurado como fixo, restringindo completamente as translações nas direções  $x$  e  $y$ . No lado direito, modelado como um apoio móvel, apenas a translação na direção  $y$  foi restrita. Para a aplicação da carga, utilizou-se um deslocamento incremental na direção  $y$  em um ponto de referência (RP-1), ao qual os pontos de contato com a prensa foram acoplados, garantindo que esses pontos apresentassem os mesmos deslocamentos do RP-1, conforme ilustrado na Figura 3.18.

Figura 3.18- Condições de contorno do modelo em 2D.



Fonte: O Autor.

Em relação à discretização da malha, foi adotada uma malha com tamanho de 4 mm na região central da viga e de 5 mm nas regiões externas, mantendo a mesma configuração utilizada na modelagem em 3D (conforme mostrado na Figura 3.16).

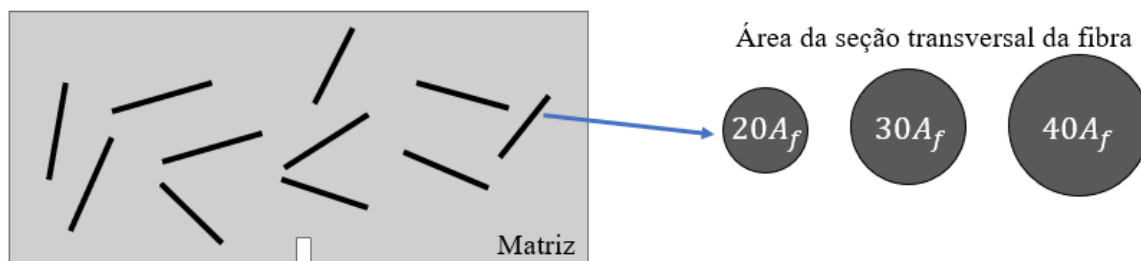
### 3.6.3 Simplificações adotadas

A geração de uma malha de elementos finitos 3D para um grande número de fibras de aço resulta em uma malha complexa, exigindo um esforço computacional significativo para analisar o comportamento à flexão do UHPFRC em mesoescala. Para contornar essa dificuldade, este trabalho adotou uma abordagem simplificada em 2D, utilizando uma

representação em estado plano de tensões para os corpos de prova, conforme investigado por Congro *et al.* (2019). Nessa abordagem, o número de fibras nas simulações numéricas foi reduzido aumentando-se a seção transversal das fibras, mantendo-se, entretanto, a mesma fração volumétrica.

Nesse sentido, foi realizada uma análise de sensibilidade considerando diferentes representações para as fibras, em que cada uma delas foi modelada com uma seção transversal equivalente a 20, 30 e 40 fibras. Neste estudo, utilizou-se a nomenclatura  $20A_f$ ,  $30A_f$  e  $40A_f$ , onde a área da fibra ( $A_f$ ) é de  $0.031416 \text{ mm}^2$ , correspondendo a um diâmetro de 0.2 mm. Esse procedimento permitiu avaliar o impacto dessas simplificações na precisão dos resultados numéricos, bem como no custo computacional envolvido. A Figura 3.19 apresenta de forma esquemática a simplificação adotada nas simulações 2D em mesoescala.

Figura 3.19- Esquema do modelo 2D simplificado.



Fonte: O Autor.

Assim, simulações numéricas foram realizadas para a viga com  $d = 60 \text{ mm}$ , considerando diferentes representações para a área das fibras:  $20A_f$ ,  $30A_f$  e  $40A_f$ . A Tabela 3.6 apresenta o número de fibras adotado nas simulações numéricas em 2D, juntamente com suas respectivas áreas, para manter uma fração volumétrica constante de 2%.

Tabela 3.6- Número de fibras para a viga com  $d = 60 \text{ mm}$ .

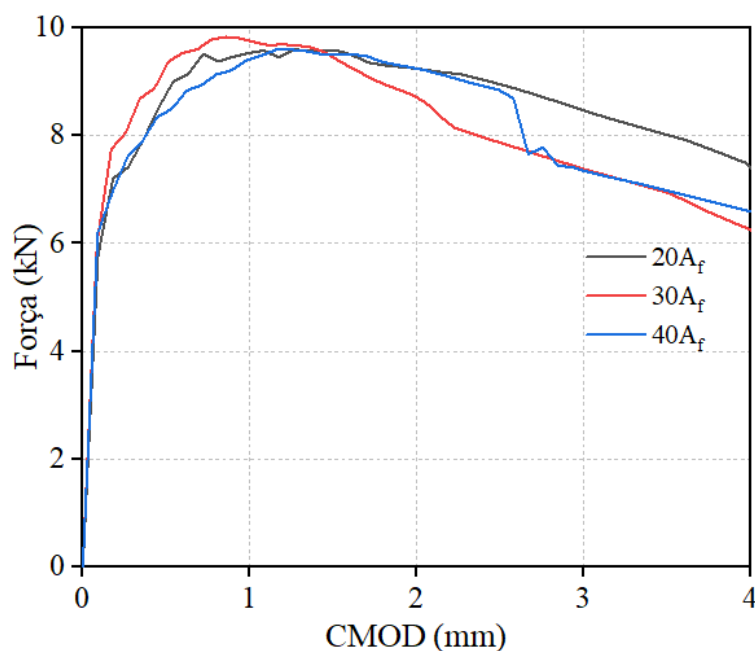
Modelo numérico	Número total de fibras ( $N_f$ )	Área da fibra $\text{mm}^2$ ( $A_f$ )
3D	242,185	0.031416
2D- $20A_f$	12,110	0.628319
2D- $30A_f$	8,073	0.942478
2D- $40A_f$	6,055	1.256637

Fonte: O Autor.

Além disso, conforme apresentado no item 2.6.1, o modelo analítico proposto por Lee, Kang e Kim (2010) para descrever o comportamento de arrancamento das fibras depende da geometria das mesmas, especificamente da sua seção transversal. Entretanto, outra suposição adotada na modelagem 2D nesta pesquisa para os modelos  $20A_f$ ,  $30A_f$  e  $40A_f$  foi a utilização das curvas tensão-deformação calculadas com base na área original da fibra, que é de  $0.031416 \text{ mm}^2$ , conforme ilustrado na Figura 3.7.

A Figura 3.20 ilustra a resposta força-CMOD para os três modelos numéricos em 2D analisados. Observa-se que todas as curvas apresentaram comportamentos semelhantes até atingirem a carga máxima. No entanto, o trecho descendente das curvas mostra diferenças significativas, que são fortemente influenciadas por fatores relacionados às fibras. Diante disso, optou-se por continuar as análises numéricas em 2D utilizando uma área da seção transversal da fibra correspondente a  $30A_f$ . Essa escolha proporciona um custo computacional reduzido em comparação com o modelo 3D, mantendo um número representativo de fibras para garantir que as propriedades mecânicas equivalentes do material sejam preservadas.

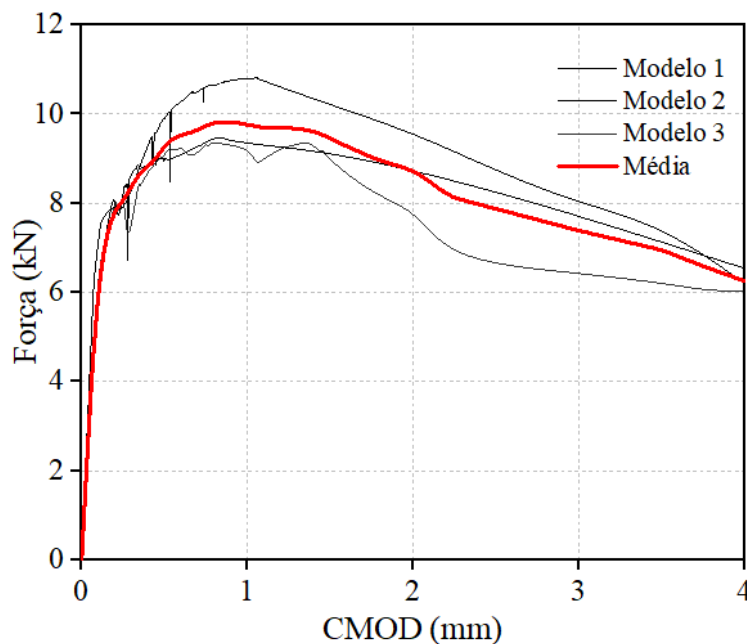
Figura 3.20 – Análise de sensibilidade considerando  $20A_f$ ,  $30A_f$  e  $40A_f$ .



Fonte: O Autor.

Devido à redução do custo computacional proporcionada pelas simplificações na modelagem 2D, cada resposta numérica foi calculada como a média dos resultados de três simulações independentes. Todas as simulações utilizaram o mesmo modelo, mas com configurações diferentes para as fibras, mantendo o ângulo médio de orientação em  $41.4^\circ$  e um desvio padrão de  $16.9^\circ$ . Essa abordagem foi escolhida para garantir maior precisão e confiabilidade nos resultados obtidos. Como exemplo, a Figura 3.21 ilustra a resposta numérica da viga com  $d = 60$  mm, considerando uma área da fibra de  $30A_f$ , que foi determinada a partir da média dos três modelos numéricos.

Figura 3.21- Resposta média para o modelo com uma área da fibra de  $30A_f$ .



Fonte: O Autor.

### 3.7 Resultados

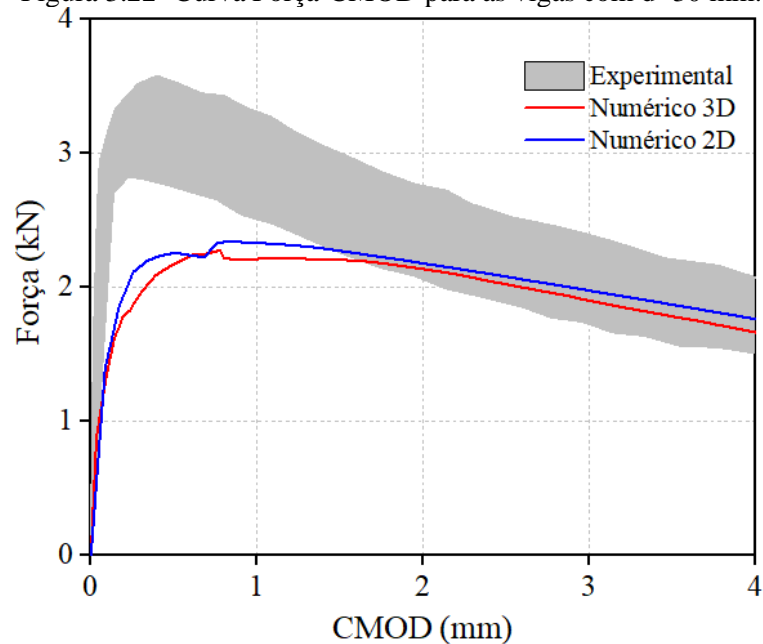
Nos itens a seguir, serão apresentados os resultados das curvas Força-CMOD, obtidas a partir das simulações numéricas em 3D e 2D, comparando-as com a envoltória experimental. Em seguida, será analisada a distribuição e evolução das tensões nas fibras ao longo dos diferentes estágios de carregamento. Por fim, será realizada uma comparação do tempo computacional entre as simulações 3D e 2D, com o objetivo de avaliar a viabilidade das simplificações adotadas no modelo 2D, considerando tanto a precisão dos resultados quanto a eficiência computacional obtida.

### 3.7.1.1 curvas Força–CMOD

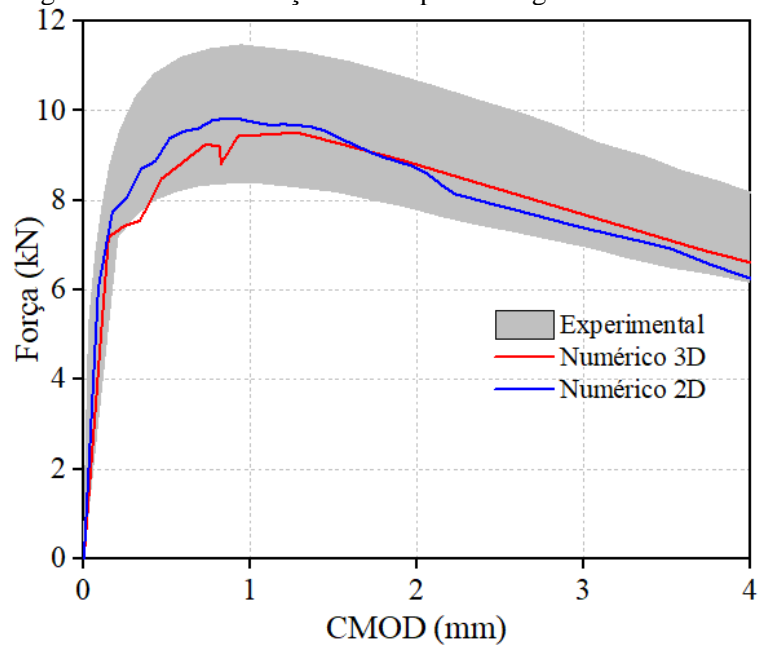
As curvas de Força–CMOD obtidas nos ensaios de flexão a três pontos (envoltória experimental) são comparadas com os resultados numéricos das simulações 3D e 2D nas Figura 3.22 a Figura 3.26, correspondendo a cada altura de viga analisada. Nas simulações numéricas, adotou-se um coeficiente de orientação constante ( $\eta_{\theta}=0.75$ ) para a distribuição das fibras, aplicando-se também as simplificações previamente descritas para o modelo em 2D.

As curvas de carga–CMOD das vigas de UHPFRC exibem três fases distintas: fase elástica, fase de endurecimento por deformação e fase de amolecimento. Na fase elástica, o aumento da tensão é elástico-linear até atingir a resistência limite para a formação de fissuras. Nessa etapa, a resistência máxima à flexão é quase totalmente atingida, e a resistência à flexão depende principalmente da resistência da matriz de concreto, com pouca influência das fibras. A fase de endurecimento por deformação é caracterizada por um aumento significativo nas deformações, decorrente da formação de várias microfissuras. No entanto, as fibras de aço, distribuídas na matriz, dificultam a evolução dessas microfissuras para microfissuras, promovendo maior resistência. Finalmente, na fase de amolecimento, uma microfissura se localiza, impossibilitando a transferência de tensões; as fibras se descolam e são arrancadas da matriz, levando à falha do material.

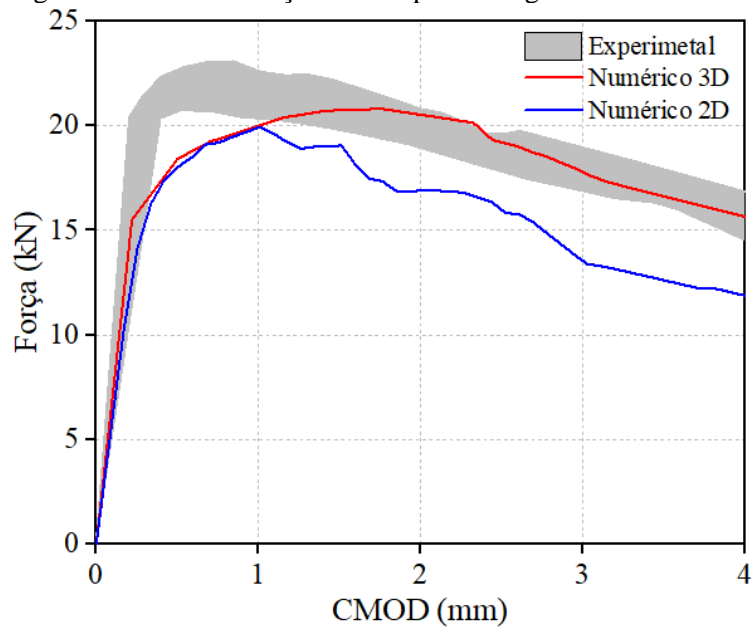
Figura 3.22- Curva Força-CMOD para as vigas com  $d=30$  mm.



Fonte: O Autor.

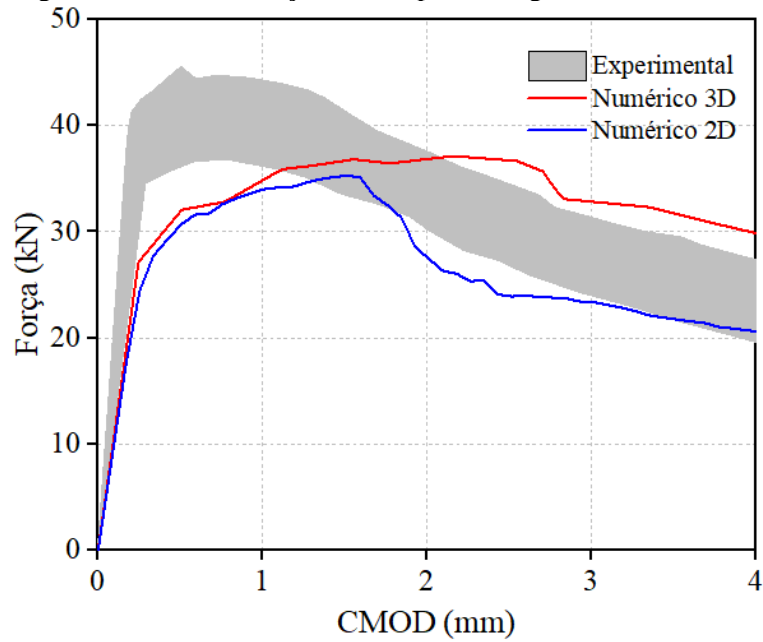
Figura 3.23- Curva Força-CMOD para as vigas com  $d=60$  mm.

Fonte: O Autor.

Figura 3.24- Curva Força-CMOD para as vigas com  $d=90$  mm.

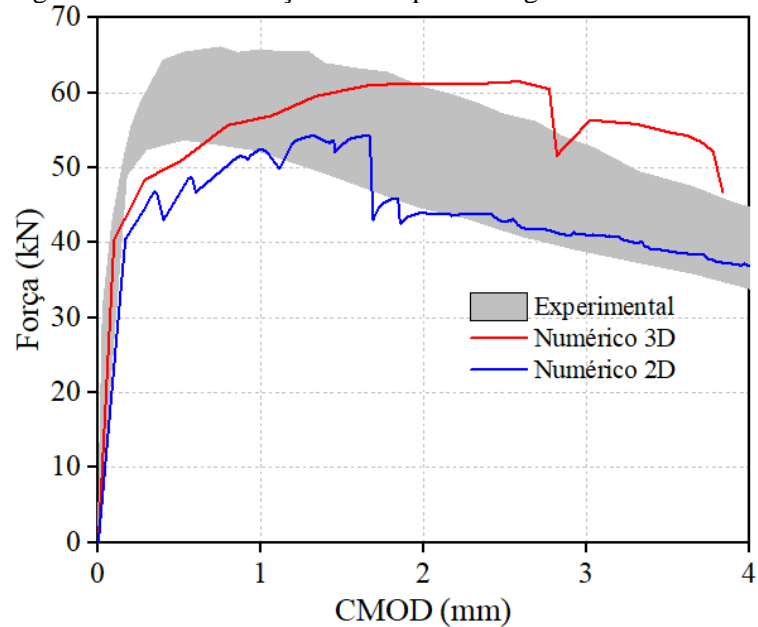
Fonte: O Autor.

Figura 3.25- Curva Força-CMOD para as vigas com  $d=120$  mm.



Fonte: O Autor.

Figura 3.26- Curva Força-CMOD para as vigas com  $d=150$  mm.



Fonte: O Autor.

Ressalta-se que, devido ao elevado custo computacional do modelo numérico em 3D, apenas um único modelo foi executado para essa abordagem. Para exemplificar, as simulações de vigas com alturas de 120 mm e 150 mm exigiram um tempo de processamento entre 12 e 14 dias. Em contrapartida, nas simulações 2D, a resposta numérica foi obtida a partir da média dos

resultados de três simulações independentes, proporcionando maior confiabilidade com um menor custo computacional.

A Tabela 3.7 apresenta as cargas máximas obtidas experimentalmente e por meio das simulações numéricas em 3D e 2D para todas as vigas. A diferença (Erro) entre os resultados experimentais e os numéricos foi calculada conforme a Equação (3.14):

$$Erro = \frac{|F_{exp} - F_{num}|}{F_{exp}} * 100 \quad (3.14)$$

Tabela 3.7- Cargas máximas experimentais e numéricas das vigas de UHPFRC.

Viga	$F_{exp}$ [kN]	$F_{num}$ 3D [kN]	Erro 3D [%]	$F_{num}$ 2D [kN]	Erro 2D [%]
d=30 mm	3.17	2.28	28.07	2.34	26.18
d=60 mm	10.13	9.51	6.12	9.83	2.96
d=90 mm	22.03	20.82	5.49	19.95	9.44
d=120 mm	40.73	37.14	8.81	35.27	13.40
d=150 mm	60.13	61.50	2.28	54.34	9.63

Fonte: O Autor.

Conforme a Tabela 3.7, a análise dos resultados das simulações numéricas em 3D e 2D em comparação com os dados experimentais demonstra uma concordância geral satisfatória. Na maioria das simulações, observou-se que os valores das cargas máximas obtidos nas modelagens numéricas estão próximos dos resultados experimentais, especialmente para vigas com alturas de 60 mm a 150 mm. Isso indica que os modelos numéricos capturaram adequadamente o comportamento estrutural observado nos ensaios, oferecendo uma boa representação do sistema.

Para a viga com altura de 30 mm, entretanto, foi registrada uma discrepância significativa, com erros de 28.07% no modelo 3D e 26.18% no modelo 2D em relação aos valores experimentais. Essa diferença se deve principalmente a problemas ocorridos no procedimento experimental do ensaio de resistência à flexão dessa viga em que a pré-carga de 2 kN estava muito próxima da carga máxima, entre 2.5 e 3.5 kN, conforme relatado por Mahmud, Yang e Hassan (2013). Esse contexto aponta que o desvio observado não é consequência de limitações da modelagem numérica, mas sim de inconsistências nos dados experimentais obtidos.

Nas simulações em 3D, o desempenho foi ligeiramente superior ao do modelo 2D, com erros menores para vigas de maiores alturas. Os erros variaram entre 6.12% (para a viga de 60 mm) e 2.28% (para a viga de 150 mm). Em contrapartida, as simulações em 2D também apresentaram bons resultados, com erro mínimo de 2.96% para a viga de 60 mm, mas com uma leve tendência de aumento de erro para vigas com maior altura, atingindo 13.40% para a viga de 120 mm e 9.63% para a viga de 150 mm. Ao avaliar o comportamento geral, observou-se que o modelo numérico em 2D para vigas mais altas apresentou uma queda mais acentuada na fase de amolecimento em comparação com o modelo 3D, indicando uma menor ductilidade do elemento. No entanto, sob a perspectiva da segurança, esse comportamento pode ser considerado favorável. Assim, além de oferecer uma alternativa econômica e representativa para simulações, o modelo 2D demonstra-se mais conservador.

A análise destaca, portanto, que tanto os modelos 3D quanto os 2D são adequados para a maioria dos casos, exceto para a viga de 30 mm, onde houve divergência devido a fatores experimentais. Em situações que exigem redução de custo computacional, o modelo 2D pode ser a alternativa preferida, enquanto o modelo 3D se apresenta como a escolha para análises que demandem maior precisão.

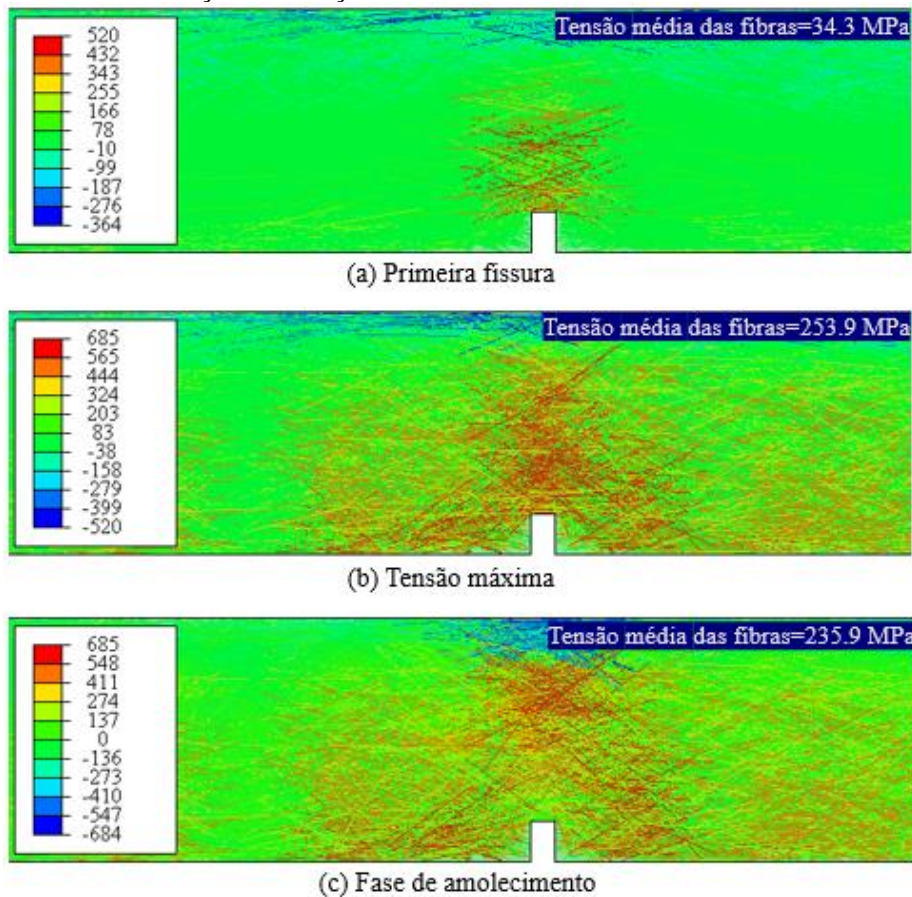
#### 3.7.1.2 Distribuição de tensões nas fibras

As Figura 3.27 e Figura 3.28 apresentam a distribuição e evolução das tensões nas fibras no modelo numérico em 3D e em um dos modelos 2D para a viga com altura de 30 mm, respectivamente. Na Figura 3.27a, observa-se o comportamento da viga em flexão até atingir a resistência limite para a formação inicial das fissuras. Nesse estágio, a tensão média nas fibras localizadas próximas ao entalhe é de aproximadamente 34.3 MPa, indicando uma influência limitada das fibras nesta fase inicial, na qual o comportamento do material é dominado pela resistência à tração da matriz cimentícia.

À medida que o carregamento se intensifica e o ensaio evolui para o estágio de máxima tensão, a tensão média nas fibras aumenta consideravelmente, alcançando 253.9 MPa. Esse aumento ocorre devido à concentração de tensões na região do entalhe, o que intensifica o efeito de ponte, em que as fibras contribuem para a transferência de tensões através da fissura em formação, mantendo a continuidade da carga entre os lados da fissura (Figura 3.27b). Esse fenômeno é característico da fase de endurecimento por deformação, onde as fibras atuam efetivamente para retardar a propagação da fissura.

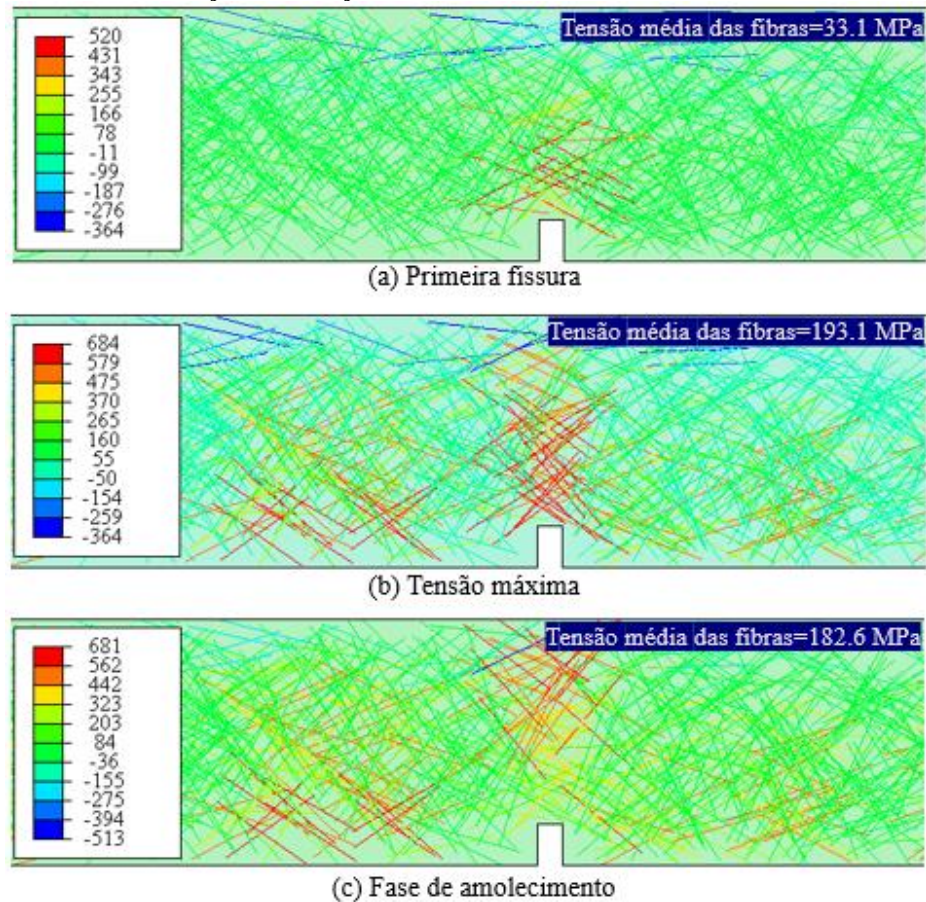
Na fase de amolecimento, observa-se uma redução na tensão média nas fibras, caindo para cerca de 235.9 MPa. Essa redução ocorre conforme as fibras na região próxima ao entalhe passam a apresentar uma queda de tensão devido ao processo de arrancamento da matriz, fase em que ocorre a perda de aderência e resistência, reduzindo a capacidade de transferência de carga entre as fibras e a matriz (Figura 3.27c). Esse comportamento de tensão decrescente, associado ao processo de arrancamento, também foi observado no modelo numérico 2D, conforme ilustrado na Figura 3.28c, demonstrando consistência nos padrões de resposta mecânica em ambos os modelos numéricos.

Figura 3.27- Distribuição e evolução das tensões nas fibras no modelo numérico em 3D.



Fonte: O Autor.

Figura 3.28- Distribuição e evolução das tensões nas fibras no modelo numérico em 2D.



Fonte: O Autor.

Comparado com as fases correspondentes nas Figura 3.27 e Figura 3.28, as tensões médias nas fibras no modelo 3D demonstram-se superiores em todos os estágios em relação ao modelo 2D, indicando um maior nível de utilização das fibras de alta resistência no primeiro. Esse comportamento reflete uma maior capacidade do modelo 3D em capturar a complexidade das interações entre as fibras e a matriz, especialmente na redistribuição das tensões após o início da fissuração. Além disso, observa-se que no modelo 3D um número maior de fibras foi ativado para suportar a transferência de tensões, promovendo uma distribuição mais homogênea das forças. Em contraste, nas simulações 2D, o comportamento à flexão apresenta um trecho descendente mais acentuado (Figura 3.24 a Figura 3.26), o que sugere uma resposta menos dúctil e um comportamento de amolecimento mais brusco. Esse fenômeno pode estar associado às limitações do modelo 2D em replicar o efeito de ponte e a redistribuição das tensões.

### 3.7.1.3 Custo computacional

Para avaliar a eficiência computacional dos modelos numéricos em 2D e 3D, foi realizada uma análise comparativa dos tempos de simulação para a viga com altura de 30 mm. Conforme a Tabela 3.8, foram realizadas três simulações no modelo 2D, com um tempo médio de 1.17 horas, enquanto o modelo 3D foi executado uma única vez, com um tempo total de 4.79 horas. Todas as simulações foram realizadas em um computador com processador Intel(R) Core(TM) i7-8700 CPU @ 3.20GHz (12 CPUs).

Tabela 3.8- Comparação do tempo computacional.

<b>Modelo numérico</b>	<b>Número de simulações</b>	<b>Tempo das simulações (horas)</b>	<b>Tempo médio (horas)</b>
2D	3	1.93	1.17
		0.70	
		0.87	
3D	1	4.79	4.79

Fonte: O Autor.

Com base nesses tempos médios, observa-se que o modelo 2D proporcionou uma redução de aproximadamente 75.6% no tempo computacional em comparação com o modelo 3D. Essa economia é um benefício importante para estudos que exigem múltiplas simulações, pois permite obter resultados de forma mais rápida e eficiente, sem comprometer significativamente a precisão.

## 4 ANÁLISE PARAMÉTRICA

---

Dada a consistência alcançada pelos modelos numéricos previamente desenvolvidos, estes são agora utilizados para realizar estudos paramétricos focados na influência das fibras sobre a resposta estrutural do UHPFRC. Essa etapa é essencial para aprofundar o entendimento do comportamento do material, pois permite explorar tendências que não foram detectadas nos ensaios experimentais iniciais. Além disso, os estudos paramétricos possibilitam simular uma variedade de cenários, fornecendo uma visão mais abrangente sobre como certas variáveis impactam o desempenho mecânico do material em condições diversas.

Para as análises paramétricas deste trabalho, optou-se por considerar apenas a viga com altura  $d=60$  mm (Figura 3.23), devido ao seu menor custo computacional em comparação com as vigas de maior altura. Além disso, a viga com  $d=30$  mm apresentou inconsistências que poderiam comprometer a confiabilidade dos resultados. Dessa forma, foram realizadas simulações numéricas tanto em 3D quanto em 2D, com as simplificações previamente estabelecidas aplicadas ao modelo 2D.

Neste contexto, com o objetivo de ampliar o espectro de estudos sobre as variáveis que influenciam o comportamento à flexão do UHPFRC, o presente trabalho analisou diversos parâmetros fundamentais. Entre eles, destacam-se:

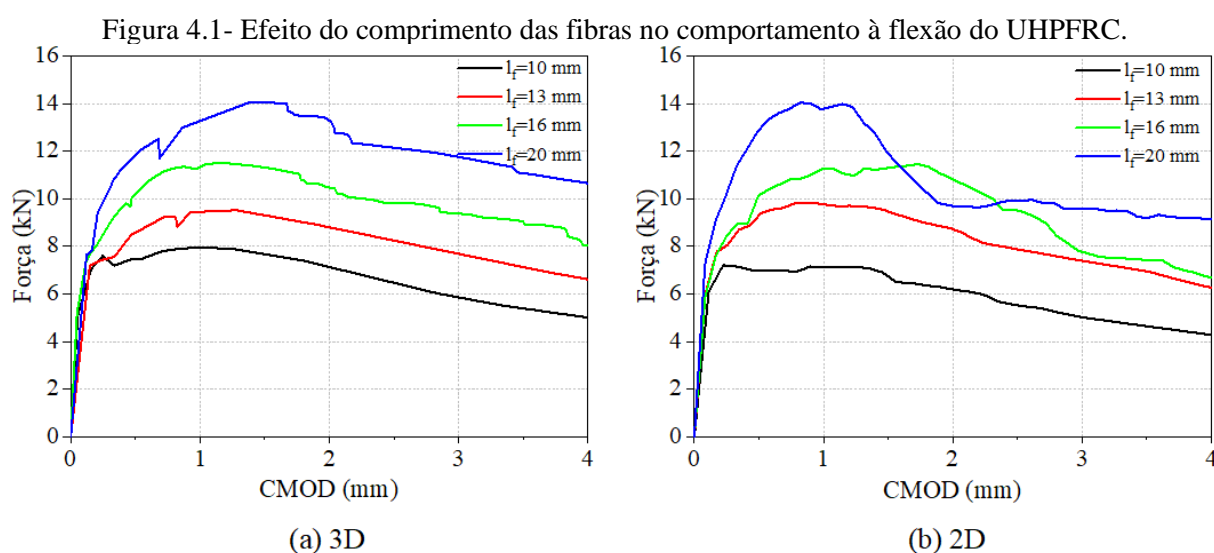
- a. Razão de aspecto das fibras,
- b. Fração volumétrica de fibras,
- c. Orientação das fibras e
- d. Otimização da fração volumétrica de fibras.

A otimização da fração volumétrica de fibras, especificamente, visa reduzir a quantidade de fibras no compósito sem comprometer seu desempenho mecânico. Esse aspecto se torna particularmente relevante quando consideramos que, conforme Huang, Gao e Teng (2021), uma fração volumétrica de fibras de 2% representa cerca de 35% do custo total de produção do UHPFRC. Assim, essa análise busca encontrar um equilíbrio entre desempenho e custo, possibilitando a redução da fração de fibras, o que pode resultar em uma diminuição significativa nos custos de produção, ao mesmo tempo que mantém a eficácia estrutural do material.

#### 4.1 Efeito da razão de aspecto das fibras

Com o objetivo de avaliar a influência da razão de aspecto das fibras no comportamento à flexão do UHPFRC, foram realizadas simulações numéricas considerando diferentes comprimentos de fibras: 10 mm, 13 mm, 16 mm e 20 mm. Assim, foi assumida uma relação constitutiva para cada comprimento de fibra, conforme apresentado nos itens 2.6.1 e 2.7.2.2. Em todas as simulações, o diâmetro das fibras foi definido como 0.2 mm no modelo 3D e 1.095 mm no modelo 2D, de forma a obter uma área equivalente a  $30A_f$ . A fração volumétrica foi mantida em 2%, com o ângulo médio de orientação das fibras fixado em  $41.4^\circ$  e um desvio padrão de  $16.9^\circ$ . As simulações foram conduzidas tanto em modelos numéricos em 3D quanto em 2D, conforme mostrado na Figura 4.1.

Para ambos os modelos numéricos (3D e 2D), observou-se que a resistência limite para a formação de fissuras é pouco afetada pelo comprimento das fibras, uma vez que essa resistência é mais influenciada pela fissuração da matriz do que pela capacidade das fibras de transferir tensões. No entanto, a carga máxima suportada pela viga de UHPFRC aumentou com o comprimento das fibras. Esse comportamento ocorre porque fibras mais longas proporcionam uma aderência maior entre as fibras e a matriz de concreto, o que as torna mais eficazes no controle da propagação de fissuras. Dessa forma, elas aumentam a capacidade de carga do material, distribuindo as tensões de maneira mais eficiente e retardando a abertura das fissuras, contribuindo para uma maior resistência à flexão (Biswas *et al.*, 2021; Yoo *et al.*, 2017a).



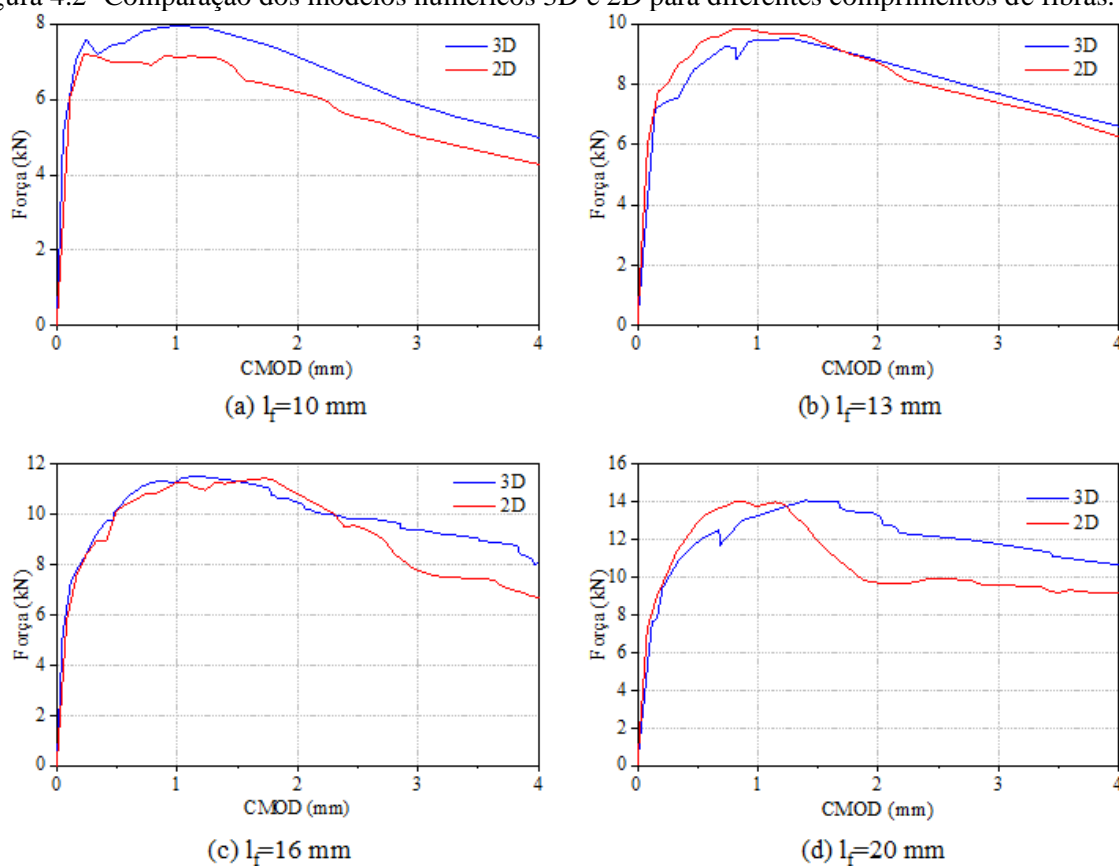
Fonte: O Autor.

Com base nas curvas apresentadas na Figura 4.1, observa-se que, nos modelos 3D, as fibras com comprimento de 20 mm resultaram em aumentos de aproximadamente 77%, 48% e

22% em relação às fibras de 10 mm, 13 mm e 16 mm, respectivamente. De forma semelhante, nos modelos 2D, as fibras de 20 mm apresentaram aumentos de 95%, 43% e 23% em comparação com as fibras de 10 mm, 13 mm e 16 mm, respectivamente. Esses resultados evidenciam que o aumento no comprimento das fibras contribui significativamente para a melhoria do desempenho estrutural, destacando a relevância desse parâmetro na resposta à flexão do UHPFRC.

A Figura 4.2 apresenta a comparação das simulações numéricas em 3D e 2D para os diferentes comprimentos de fibras analisados. Os resultados indicam que os modelos 2D reproduzem adequadamente as forças máximas alcançadas, com diferenças mínimas em relação aos modelos 3D. Contudo, diferenças mais significativas aparecem no trecho descendente das curvas, onde o modelo 3D apresenta uma transição mais gradual e consistente, enquanto o modelo 2D exibe uma redução mais abrupta na capacidade de carga, subestimando a dissipação de energia principalmente para fibras de maiores comprimentos. Apesar disso, os modelos 2D permanecem uma alternativa eficiente, já que conseguem captar bem as tendências gerais do comportamento estrutural com menor custo computacional.

Figura 4.2- Comparação dos modelos numéricos 3D e 2D para diferentes comprimentos de fibras.



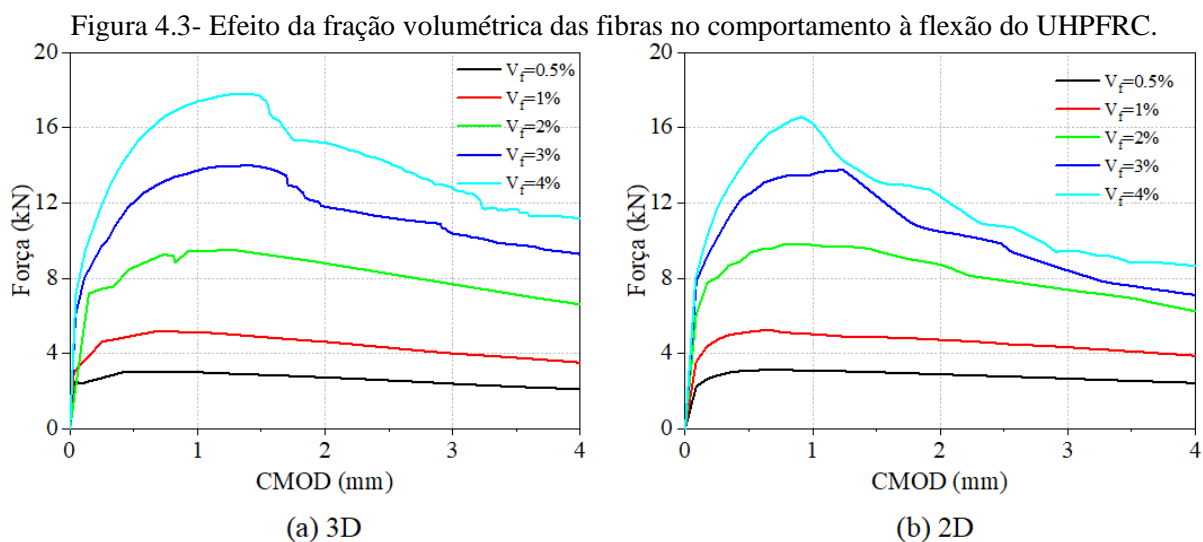
Fonte: O Autor.

## 4.2 Efeito da fração volumétrica de fibras

A Figura 4.3 apresenta a influência da fração volumétrica das fibras na resistência à flexão do UHPFRC. Foram utilizadas frações volumétricas de 0.5%, 1%, 2%, 3% e 4%, mantendo constantes o diâmetro das fibras, definido como 0.2 mm no modelo 3D e 1.095 mm no modelo 2D, e o comprimento das fibras em 13 mm. Além disso, o ângulo médio de orientação das fibras foi fixado em  $41.4^\circ$ , com um desvio padrão de  $16.9^\circ$ .

Como pode ser observado, o aumento da fração volumétrica de fibras resultou em um incremento da carga máxima e da área sob a curva força-CMOD. Segundo Yoo, Lee e Yoon (2013) e Yoo *et al.* (2017a), esse comportamento ocorre porque a resistência de ponte das fibras aumenta com a presença de mais fibras na superfície da fissura, o que resulta em uma área de aderência maior entre as fibras e a matriz. Assim, para arrancar as fibras com uma área de aderência maior, é necessária uma força mais elevada, o que aumenta a resistência de ponte das fibras.

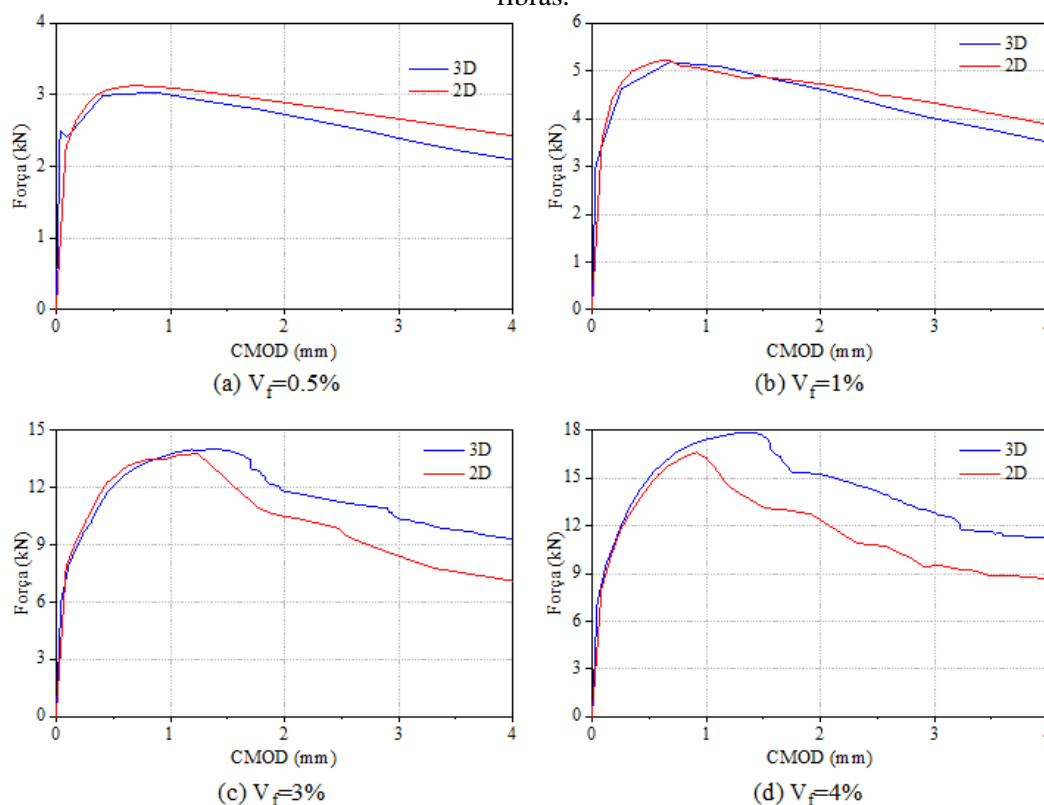
Com base nos resultados apresentados na Figura 4.3, para os modelos 3D, a fração volumétrica de 4% resultou em uma carga máxima de 17.83 kN, o que representa um aumento de aproximadamente 486%, 244%, 87% e 27% em relação às frações volumétricas de 0.5%, 1%, 2% e 3%, respectivamente. De forma semelhante, nos modelos 2D, a fração volumétrica de 4% alcançou uma carga máxima de 16.59 kN, o que representa aumentos de 425%, 218%, 69% e 20% em comparação com as frações de 0.5%, 1%, 2% e 3%, respectivamente. Esses resultados destacam a influência significativa da fração volumétrica de fibras na capacidade de carga máxima à flexão.



Estudos de Meng e Khayat (2018) e Yan *et al.* (2021) indicam que a resistência à flexão do UHPFRC pode ser melhorada até um limite específico de fração volumétrica de fibras. Após esse ponto crítico, não ocorrem mais ganhos na resistência, pois o excesso de fibras tende a se aglomerar, criando imperfeições internas no concreto. Entretanto, a simulação realizada nesta pesquisa não considerou a interação entre fibras, o que impede a reprodução desse fenômeno observado pelos autores. Dessa forma, observa-se que, para frações volumétricas maiores, a carga máxima das vigas ainda aumenta na simulação.

A Figura 4.4 apresenta as comparações entre as simulações numéricas em 3D e 2D para as diferentes frações volumétricas de fibras estudadas. Ambas as abordagens mostram resultados semelhantes na força máxima, especialmente para frações menores, como 0.5% e 1%. No entanto, para frações volumétricas mais altas, como 3% e 4%, surgem diferenças significativas no trecho descendente das curvas, onde o modelo 2D apresenta uma queda mais abrupta na capacidade residual. Esse comportamento pode ser atribuído às simplificações adotadas no modelo 2D, como a redução no número de fibras simuladas, o que impacta negativamente o efeito de ponte das fibras, essencial para a transferência de tensões e o controle da propagação de fissuras no material.

Figura 4.4- Comparação dos modelos numéricos 3D e 2D para diferentes frações volumétricas de fibras.



Fonte: O Autor.

### 4.3 Efeito da orientação das fibras

A influência da orientação das fibras no comportamento à flexão do UHPFRC foi analisada por meio de simulações numéricas realizadas para diferentes ângulos médios de orientação, conforme apresentado na Tabela 4.1. O desvio padrão desses ângulos foi calculado utilizando a Equação (3.3). Vale destacar que a simulação com  $\theta_m=0^\circ$  representa um caso hipotético, em que todas as fibras estão perfeitamente alinhadas com o eixo longitudinal da viga. Em todas as simulações, foram mantidos constantes o diâmetro das fibras, definido como 0.2 mm no modelo 3D e 1.095 mm no modelo 2D, o comprimento de 13 mm e a fração volumétrica de 2%.

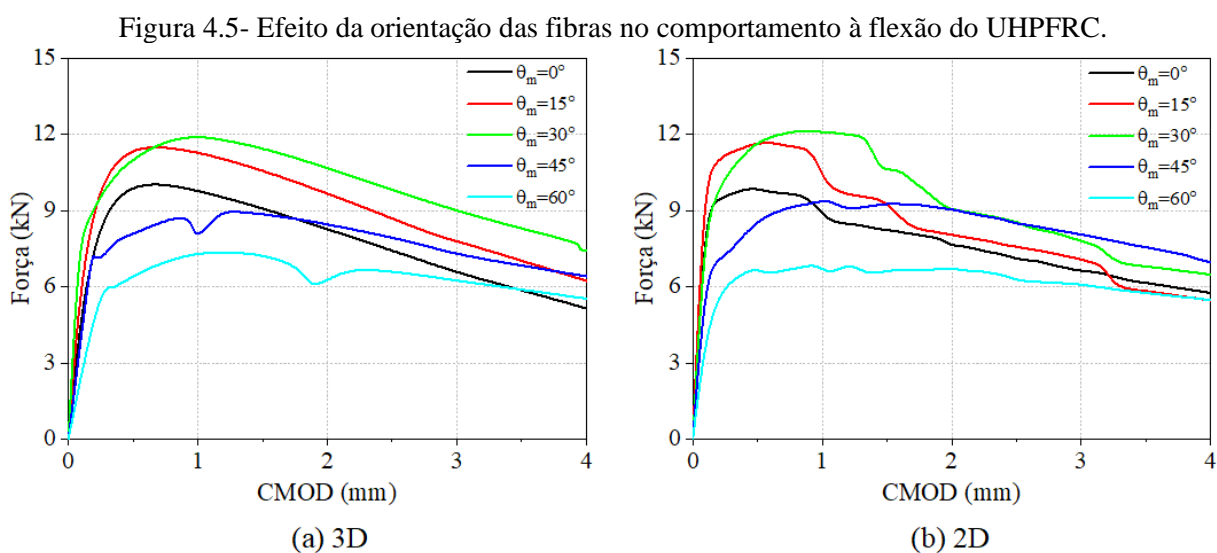
Tabela 4.1- Diferentes ângulos médios de orientação das fibras analisados.

Simulação	Ângulo médio de orientação ( $\theta_m$ )	Desvio padrão ( $\sigma_\theta$ )
1	0°	0°
2	15°	1.94°
3	30°	10.44°
4	45°	18.64°
5	60°	22.5°

Fonte: O Autor.

Analisando a Figura 4.5, observa-se que a maior força foi alcançada para o ângulo médio de orientação das fibras de  $\theta_m=30^\circ$ , seguido pelo ângulo de  $\theta_m=15^\circ$ . Em sequência, verifica-se uma redução gradual na força máxima registrada para os ângulos de  $0^\circ$ ,  $45^\circ$  e  $60^\circ$ . Os resultados obtidos são compatíveis com os encontrados por Ribeiro, Krahl e Carrazedo (2022), que atribuem esse comportamento ao chamado efeito pino das fibras sob o arrancamento de fibras inclinadas. De acordo com os autores, quando uma fibra lisa está sendo arrancada da matriz com uma inclinação  $\theta$  sob uma força, gera-se uma força de atrito na extremidade da fibra na interface fibra-matriz. Essa força adicional de atrito aumenta a carga necessária para o arrancamento. Além disso, as fibras de aço possuem rigidez à flexão, o que contribui para a dissipação de energia durante o arrancamento, adicionando um componente significativo de resistência (conforme ilustrado na Figura 2.24).

Assim, os valores obtidos sugerem que o comportamento observado está relacionado ao arrancamento das fibras, pois a maior carga de arrancamento pode ser alcançada em ângulos de inclinação variando de  $30^\circ$  a  $45^\circ$ , devido ao mecanismo do efeito pino, que otimiza a interação fibra-matriz e a redistribuição de tensões.

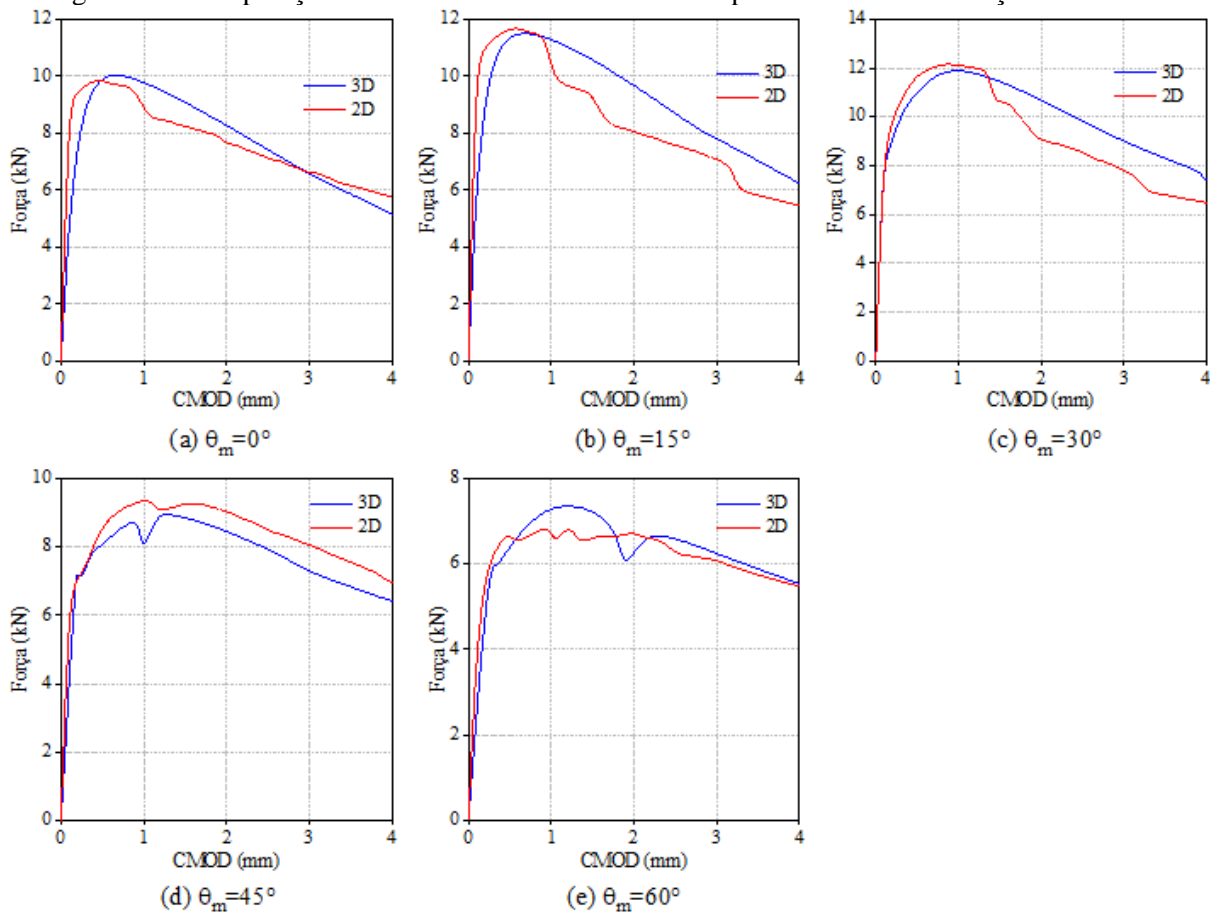


Fonte: O Autor.

No caso do ângulo de  $0^\circ$ , embora as fibras estejam totalmente alinhadas com o eixo longitudinal da viga, a força máxima alcançada é inferior à obtida com o ângulo de  $30^\circ$ . Isso ocorre porque, apesar do alinhamento, a ausência de uma orientação ligeiramente oblíqua limita a capacidade das fibras de interagir com a matriz de forma otimizada, reduzindo o efeito de travamento nas fissuras e a capacidade de redistribuição de tensões. Dessa forma, ângulos entre  $15^\circ$  e  $30^\circ$  resultam em uma maior força máxima no UHPFRC.

Com base na Figura 4.6, observa-se que os modelos 3D e 2D fornecem resultados gerais semelhantes para os diferentes ângulos médios de orientação das fibras. Em relação à força máxima, ambos os modelos seguem tendências parecidas, com diferenças pouco significativas. No entanto, destaca-se que o modelo 2D não captura as componentes de orientação fora do plano das fibras, enquanto o modelo 3D contempla essa característica de maneira mais completa. Ainda assim, o modelo 2D apresenta respostas bem alinhadas com as do modelo 3D, mostrando sua eficiência em simular o comportamento estrutural.

Figura 4.6- Comparação dos modelos numéricos 3D e 2D para diferentes orientações das fibras.

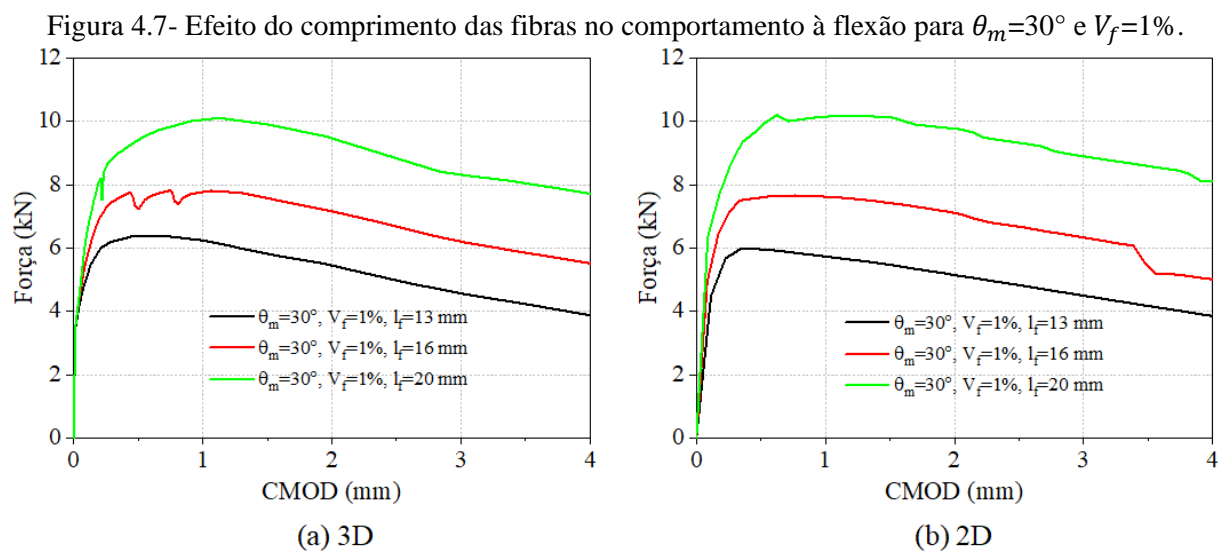


Fonte: O Autor.

#### 4.4 Otimização da fração volumétrica de fibras

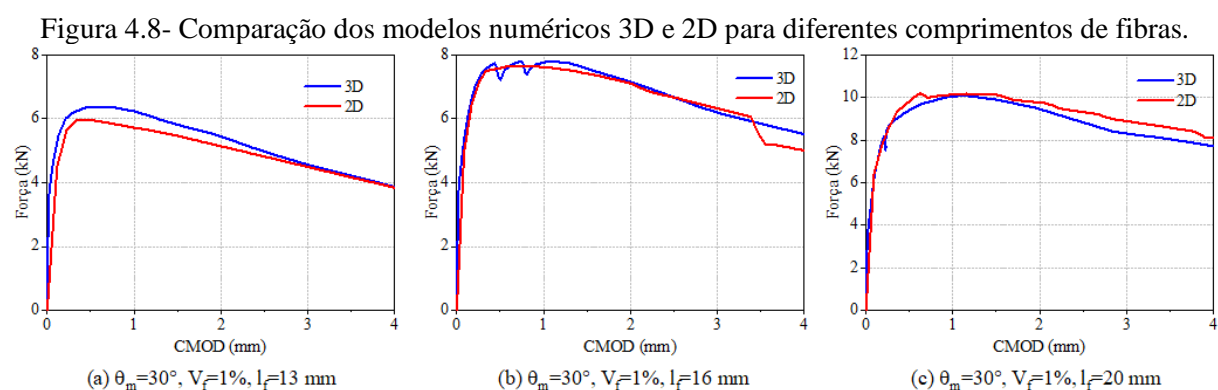
Sabendo que a resistência à flexão do UHPFRC é influenciada pelo comprimento das fibras e pelo ângulo médio de orientação, conforme discutido anteriormente, observou-se que tanto um comprimento maior das fibras quanto um ângulo de orientação de  $30^\circ$  melhoram o desempenho mecânico. Com o objetivo de avaliar a viabilidade de reduzir a fração volumétrica das fibras e, conseqüentemente, os custos de produção, realizaram-se simulações numéricas para  $\theta_m = 30^\circ$  e  $V_f = 1\%$ , variando o comprimento das fibras entre 13, 16 e 20 mm, enquanto o diâmetro das fibras foi mantido constante em 0.2 mm no modelo 3D e 1.095 mm no modelo 2D.

Como era esperado, a Figura 4.7 mostra que para maiores comprimentos de fibras, foi alcançada uma maior força máxima. Para o modelo 3D, as forças máximas obtidas foram de 6.37 kN, 7.81 kN e 10.10 kN para os comprimentos de 13 mm, 16 mm e 20 mm, respectivamente. Da mesma forma, no modelo 2D, as forças máximas foram de 5.97 kN, 7.65 kN e 10.19 kN para os mesmos comprimentos de fibras.



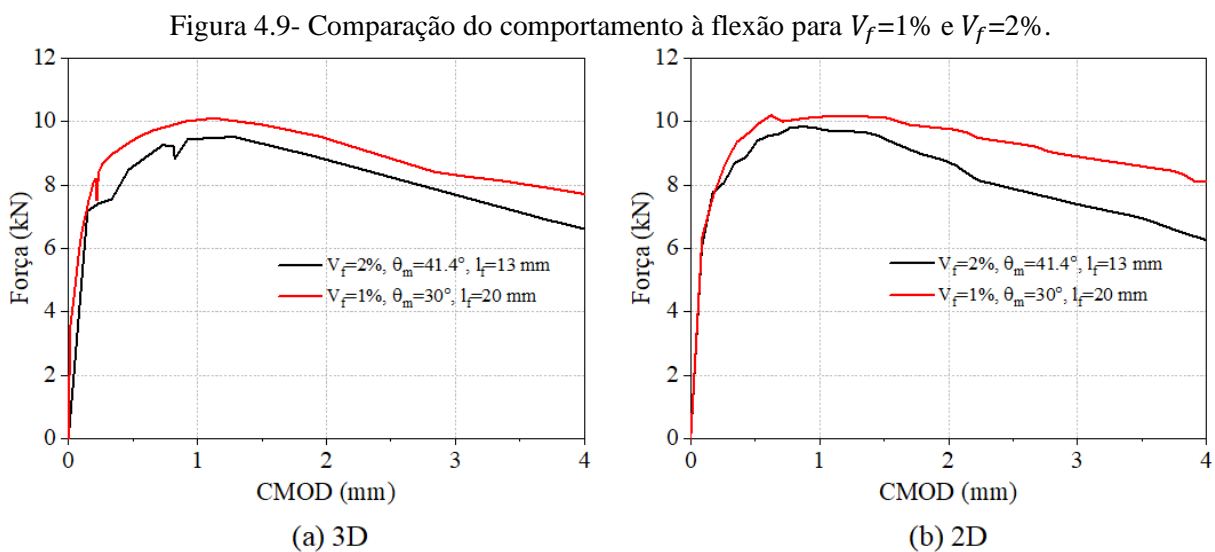
Fonte: O Autor.

A Figura 4.8 apresenta a comparação entre os modelos numéricos 3D e 2D para diferentes comprimentos de fibras (13 mm, 16 mm e 20 mm). De forma geral, observa-se que as curvas obtidas para os dois modelos exibem comportamento muito próximo em todos os casos analisados, tanto na previsão da força máxima quanto no formato geral das curvas.



Fonte: O Autor.

Finalmente, a Figura 4.9 apresenta a comparação entre duas curvas: uma para  $V_f=1\%$ , com  $\theta_m=30^\circ$  e  $l_f=20$  mm (Figura 4.7), e outra para  $V_f=2\%$ , com  $\theta_m=41.4^\circ$  e  $l_f=13$  mm (Figura 3.23). Os resultados indicam que o uso de fibras mais longas, aliado a uma orientação média mais favorável, pode proporcionar um desempenho à flexão semelhante ou ligeiramente superior. Isso é evidenciado por uma maior carga máxima e maior tenacidade, mesmo com uma fração volumétrica de fibras 1% menor em comparação ao uso de fibras mais curtas em volumes maiores. Esses resultados sugerem que o volume de fibras pode ser otimizado ao se combinar o método de lançamento induzido por fluxo, que favorece uma boa orientação das fibras, com o emprego de fibras mais longas.



Fonte: O Autor.

## 5 CONCLUSÕES E TRABALHOS FUTUROS

---

Este trabalho realizou uma investigação sobre a influência das fibras de aço retas no comportamento à flexão do UHPFRC, utilizando simulações numéricas que representaram o material como um sistema bifásico heterogêneo, composto por matriz e fibras. Para isso, foram conduzidas análises paramétricas com o objetivo de avaliar o impacto de parâmetros geométricos associados às fibras, como seu comprimento, fração volumétrica e orientação.

Com base no estudo experimental de Mahmud, Yang e Hassan (2013), foi desenvolvido um modelo em elementos finitos no software ABAQUS, no qual as fibras de aço foram representadas como elementos discretos na matriz de UHPFRC. Inicialmente, adotou-se uma abordagem 3D em mesoescala para realizar uma análise mais detalhada dos ensaios experimentais. Contudo, devido ao elevado custo computacional dessa técnica, também foi implementada uma abordagem 2D em mesoescala simplificada. Essa abordagem consistiu em reduzir o número de fibras em 30 vezes, mantendo a mesma fração volumétrica, preservando, assim, a representatividade do modelo.

A seguir, são apresentadas as principais conclusões obtidas com base nos resultados dessas análises, bem como sugestões para futuros estudos que possam expandir e aprofundar a pesquisa realizada.

### 5.1 Conclusões

Primeiramente, ao comparar as curvas Força-CMOD geradas pelas simulações numéricas com os ensaios experimentais, observou-se que o modelo 3D apresentou precisão ligeiramente superior ao modelo 2D, especialmente em vigas de maiores alturas, com erros variando de 6.12% para a viga de 60 mm e 2.28% para a viga de 150 mm. Por outro lado, o modelo 2D também mostrou resultados satisfatórios, apresentando erro mínimo de 2.96% para a viga de 60 mm. No entanto, foi identificada uma tendência de aumento nos erros para vigas mais altas, atingindo 13.40% para a viga de 120 mm e 9.63% para a viga de 150 mm. No comportamento global, o modelo 2D exibiu uma queda mais acentuada na resposta das vigas com maior altura, sugerindo uma menor ductilidade. Esse comportamento pode ser explicado pelas simplificações adotadas no modelo 2D, como a redução no número de fibras consideradas, o que comprometeu o efeito de ponte das fibras, fundamental para a transferência de tensões e o controle da propagação de fissuras no material.

Apesar da queda mais acentuada na fase de amolecimento observada no modelo 2D, esse comportamento reflete uma abordagem mais conservadora. Isso significa que o modelo 2D tendeu a subestimar a capacidade residual do material, proporcionando uma margem de segurança adicional na análise do desempenho mecânico. Além disso, o modelo 2D apresentou uma redução significativa no custo computacional, cerca de 75.6% em comparação ao modelo 3D. No entanto, esse valor foi calculado com base em uma amostra pequena, sendo, portanto, um valor representativo, mas sujeito a variações em análises mais amplas. Essa economia torna o modelo 2D uma alternativa viável, capaz de representar adequadamente o comportamento estrutural, equilibrando precisão e eficiência computacional. Assim, pode-se concluir que tanto o modelo numérico 3D quanto o 2D representaram de maneira satisfatória os resultados dos ensaios experimentais, reproduzindo adequadamente o comportamento à flexão do UHPFRC.

Em relação às análises paramétricas, concluiu-se que a razão de aspecto das fibras tem influência limitada na resistência limite para a formação de fissuras no UHPFRC, pois essa fase é predominantemente controlada pela resistência da matriz, em vez da capacidade das fibras em transferir tensões. Por outro lado, o comprimento das fibras mostrou ser um fator crucial para a carga máxima suportada, já que fibras mais longas promovem maior aderência com a matriz, proporcionando um controle mais eficiente da propagação de fissuras. Esse comportamento foi corroborado pelos modelos numéricos 3D e 2D, que evidenciaram que o aumento no comprimento das fibras melhora significativamente tanto a capacidade de carga quanto a resistência à flexão do material. Portanto, a escolha adequada do comprimento das fibras é essencial para otimizar o desempenho estrutural do UHPFRC.

Além disso, os resultados destacaram a significativa influência da fração volumétrica de fibras na resistência à flexão do UHPFRC. Nos modelos 3D, a fração volumétrica de 4% alcançou uma carga máxima de 17.83 kN, representando um aumento de 27% em relação à fração de 3% e de 87% quando comparada à fração de 2%. De forma semelhante, nos modelos 2D, a carga máxima para 4% foi de 16.59 kN, com incrementos de 20% e 69% em relação às frações de 3% e 2%, respectivamente. Esse desempenho pode ser atribuído ao aumento da resistência de ponte proporcionada por uma maior quantidade de fibras na superfície de fissura. Esse efeito resultou em uma área de aderência maior entre as fibras e a matriz, o que exige forças mais elevadas para descolar as fibras.

Em relação aos ângulos médios de orientação das fibras, o maior desempenho foi registrado para  $\theta_m=30^\circ$ , seguido por  $\theta_m=15^\circ$ . Já os ângulos de  $0^\circ$ ,  $45^\circ$  e  $60^\circ$  apresentaram uma redução gradual na força máxima. Esse comportamento está associado ao efeito pino das fibras,

onde uma inclinação moderada favoreceu o aumento da força de atrito na interface fibra-matriz, exigindo uma força maior para o arrancamento. No caso do ângulo de  $0^\circ$ , apesar do alinhamento das fibras com o eixo longitudinal, a ausência de uma inclinação reduz a interação otimizada entre as fibras e a matriz, limitando o efeito de travamento nas fissuras e a redistribuição de tensões. Dessa forma, ângulos médios entre  $15^\circ$  e  $30^\circ$  se mostraram mais eficazes para maximizar a resistência do material.

Finalmente, o uso de fibras mais longas ( $l_f=20$  mm) com uma orientação média mais favorável ( $\theta_m=30^\circ$ ) e fração volumétrica de 1% apresentou um desempenho à flexão superior ao uso de fibras mais curtas ( $l_f=13$  mm) com uma fração volumétrica maior ( $V_f=2\%$ ). Esses resultados ressaltam a possibilidade de otimizar o volume de fibras ao combinar métodos de lançamento que promovam uma orientação adequada das fibras com o uso de fibras mais longas, contribuindo para a redução de custos na produção do concreto.

Em resumo, os resultados obtidos evidenciam que a escolha de parâmetros geométricos das fibras, como comprimento, fração volumétrica e orientação, tem um impacto significativo nas propriedades mecânicas do UHPFRC, e a combinação adequada desses parâmetros pode otimizar o desempenho estrutural do material, permitindo uma maior eficiência e redução de custos.

## 5.2 Sugestões para trabalhos futuros

Com base nas conclusões deste estudo, as seguintes sugestões de pesquisas futuras podem ser propostas para expandir e aprofundar o conhecimento sobre o comportamento à flexão do UHPFRC e otimizar ainda mais suas propriedades mecânicas:

- a. Explorar a aplicação da abordagem 2D em um maior número de amostras para avaliar sua viabilidade em diferentes condições. Além disso, desenvolver e testar novas estratégias para reduzir a quantidade de fibras nos modelos 2D, buscando manter ou até melhorar a representatividade do comportamento mecânico do material.
- b. Realizar simulações detalhadas para investigar o impacto das diferentes interações entre as fibras e a matriz, aprofundando o entendimento dos mecanismos de aderência.
- c. Explorar numericamente o uso combinado de fibras com diferentes comprimentos e configurações (como fibras com gancho, corrugadas ou torcidas) para maximizar a resistência e a ductilidade do UHPFRC.

- d. Expandir as simulações numéricas para incluir espécimes com diferentes geometrias e condições de carregamento, dado que, na presente pesquisa, a abordagem foi restrita à modelagem de espécimes entalhados, nos quais o plano de fratura já estava previamente definido.

## REFERÊNCIAS

- ABBAS, S.; SOLIMAN, A. M.; NEHDI, M. L. Exploring mechanical and durability properties of ultra-high performance concrete incorporating various steel fiber lengths and dosages. **Construction and Building Materials**, v. 75, p. 429–441, 2015.
- ABRISHAMBAF, A.; CUNHA, V. M. C. F.; BARROS, J. A. O. A two-phase material approach to model steel fibre reinforced self-compacting concrete in panels. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 162, p. 1–20, 2016.
- ABRISHAMBAF, A.; PIMENTEL, M.; NUNES, S. Influence of fibre orientation on the tensile behaviour of ultra-high performance fibre reinforced cementitious composites. **Cement and Concrete Research**, v. 97, p. 28–40, 2017.
- ACKER, P.; BEHLOUL, M. Ductal® technology: A large spectrum of properties, a wide range of applications. In: **Proc. of the Int. Symp. on UHPC Kassel, Germany**. 2004. p. 11-23.
- AL-HURI, M. *et al.* Numerical investigation of RC beam strengthened with UHPFRC layers using cohesive surface bonding method. In: **Fifth Conference on Smart Monitoring, Assessment and Rehabilitation of Civil Structures**. 2019.
- AL-HURI, M. A.; AL-OSTA, M. A.; AHMAD, S. Finite Element Modelling of Corrosion-Damaged RC Beams Strengthened Using the UHPC Layers. **Materials**, v. 15, n. 21, 2022.
- AL-OSTA, M. A. *et al.* Flexural behavior of reinforced concrete beams strengthened with ultra-high performance fiber reinforced concrete. **Construction and Building Materials**, v. 134, p. 279–296, 2017.
- AMERICAN CONCRETE INSTITUTE. **ACI/239R**: ultra-high-performance concrete: an emerging technology report. Farmington Hill: ACI, 2018. (Emerging Technology Series).
- ASSOCIATION FRANÇAISE DE GÉNIE CIVIL. **AFGC/SETRA. Bétons fibrés à ultra-hautes performances**: ultra high performance fibre-reinforced concrete – recommandations. France: AFGC, 2013. (Documents Scientifiques et Techniques).
- AZMEE, N. M.; SHAFIQ, N. Ultra-high performance concrete: From fundamental to applications. **Case Studies in Construction Materials**, v. 9, p. 1–15, 2018.
- BACHE, H. H. Densified cement/ultra fine particle based materials. In: **Second international conference on superplasticizers in concrete**, 1981, Ottawa, Canadá. Anais... [S. l.: s. n.], 1981.
- BAJABER, M. A.; HAKEEM, I. Y. UHPC evolution, development, and utilization in construction: A review. **Journal of Materials Research and Technology**, v. 10, p. 1058–1074, 2021.

BAYARD, O. **Approche multi-échelles du comportement mécanique des bétons à ultra hautes performances renforcés par des fibres courtes**. 2003. Thesis (Ph.D.) - École normale supérieure, Cachan, 2003.

BERNIER, G.; BEHLOUL, M. Effet de l'orientation des fibres sur le comportement mécanique des BPR. In: **Colloque international francophone sur les bétons renforcés de fibres métalliques, 2.**, 1996, Toulouse. Anais... Toulouse, 1996. p. 233–240.

BIRCHALL, J. D.; HOWARD, A. J.; KENDALL, K. Flexural strength and porosity of cements. **Nature**, v. 289, p. 388–390, 1981.

BISWAS, R. K. *et al.* Effects of Steel Fiber Percentage and Aspect Ratios on Fresh and Harden Properties of Ultra-High Performance Fiber Reinforced Concrete. **Applied Mechanics**, v. 2, n. 3, p. 501–515, 2021.

BITENCOURT, L. *et al.* Numerical modeling of steel fiber reinforced concrete with a discrete and explicit representation of steel fibers. **International Journal of Solids and Structures**, v. 159, p. 171–190, 2019.

CAO, Y.; YU, Q. Effect of inclination angle on hooked end steel fiber pullout behavior in ultra-high performance concrete. **Composite Structures**, v. 201, p. 151–160, 2018.

CARREIRA, D. J.; CHU, K.-H. Stress-Strain Relationship for Reinforced Concrete in Compression. **ACI Journal**, v. 82, n. 6, p. 797–804, 1985.

CONGRO, M. *et al.* Fracture modeling of fiber reinforced concrete in a multiscale approach. **Composites Part B: Engineering**, v. 174, p. 1–10, 2019.

CUNHA, V. M. C. V. **Steel fibre reinforced self-compacting concrete (from micro-mechanics to composite behaviour)**. 2010. Thesis (Ph.D.) - University of Minho, Portugal, 2010.

DASSAULT SYSTÈMES. **ABAQUS 6.14**: Theory manual. 2014.

DENG, Y. *et al.* Steel Fiber–Matrix Interfacial Bond in Ultra-High Performance Concrete: A Review. **Engineering**, v. 22, p. 215–232, 2023.

DU, J. *et al.* New development of ultra-high-performance concrete (UHPC). **Composites Part B: Engineering**, v. 224, p. 1–31, 2021.

FEHLING, E. *et al.* **Ultra-High Performance Concrete UHPC**. Berlin, Germany: Wilhelm Ernst & Sohn, 2014.

FENG, T. *et al.* Three-dimensional mesoscopic investigation of the compression mechanical properties of ultra-high performance concrete containing coarse aggregates. **Cement and Concrete Composites**, v. 133, p. 1–13, 2022.

FIGUEIREDO, A. D. **Concreto reforçado com fibras**. 248p. Tese (Livre-Docência) - Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, São Paulo, 2011.

GONG, J. *et al.* Utilization of fibers in ultra-high performance concrete: A review. **Composites Part B: Engineering**, v. 241, p. 1–22, 2022.

GRAYBEAL, B. A. **Characterization of the Behavior of Ultra-High Performance Concrete**. 2005. Dissertation (Ph.D.) - University of Maryland, Maryland, 2005.

GU, C. P.; YE, G.; SUN, W. Ultrahigh performance concrete-properties, applications and perspectives. **Science China Technological Sciences**, v. 58, n. 4, p. 587–599, 2015.

HABEL, K. **Ultra-high performance fibre reinforced concretes UHPFRC an overview**. 2004. Thesis (Ph.D.) - Faculté Environnement Naturel, Architectural et Construit, École Polytechnique Fédérale de Lausanne, Lausanne, 2004.

HASSAN, A. M. T.; JONES, S. W.; MAHMUD, G. H. Experimental test methods to determine the uniaxial tensile and compressive behaviour of Ultra High Performance Fibre Reinforced Concrete (UHPFRC). **Construction and Building Materials**, v. 37, p. 874–882, 2012.

HEKAL, G. M. *et al.* Numerical Investigation of Shear Behavior of RC T-beams Strengthened by Numerical Investigation of Shear Behavior of RC T-beams Strengthened by Ultra High-Performance Fiber Reinforced Concrete (UHPFRC). **Journal of Mechanical and Civil Engineering**, v. 18, n. 4, p. 1–16, 2021.

HOANG, A. L.; FEHLING, E. Influence of steel fiber content and aspect ratio on the uniaxial tensile and compressive behavior of ultra high performance concrete. **Construction and Building Materials**, v. 153, p. 790–806, 2017.

HORDIJK, D. **Local approach to fatigue of concrete**. 1991. Thesis (Ph.D.) - Technische Universiteit Delft, Delft, 1991.

HU, A. *et al.* Tensile characteristics of ultra-high-performance concrete. **Magazine of Concrete Research**, v. 70, n. 6, p. 314–324, 2018.

HUANG, H.; GAO, X.; KHAYAT, K. H. Contribution of fiber alignment on flexural properties of UHPC and prediction using the Composite Theory. **Cement and Concrete Composites**, v. 118, p. 1–11, 2021.

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. 1–18, 2021.

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, 2018.

KANG, S. T.; KIM, J. K. Numerical simulation of the variation of fiber orientation distribution during flow molding of Ultra High Performance Cementitious Composites (UHPCC). **Cement and Concrete Composites**, v. 34, n. 2, p. 208–217, 2012a.

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, 2012b.

KARIM, R.; SHAFEI, B. Flexural response characteristics of ultra-high performance concrete made with steel microfibers and macrofibers. **Structural Concrete**, v. 22, n. 6, p. 3476–3490, 2021.

KHAYAT, K. H. *et al.* Rheological properties of ultra-high-performance concrete - An overview. **Cement and Concrete Research**, v. 124, p. 1–16, 2019.

KIM, J. *et al.* Influence of sand to coarse aggregate ratio on the interfacial bond strength of steel fibers in concrete for nuclear power plant. **Nuclear Engineering and Design**, v. 252, p. 1–10, 2012.

KUSUMAWARDANINGSIH, Y. *et al.* Tensile strength behavior of UHPC and UHPFRC. **Procedia Engineering**, v. 125, p. 1081–1086, 2015.

LAMPROPOULOS, A. P. *et al.* Strengthening of reinforced concrete beams using ultra high performance fibre reinforced concrete (UHPFRC). **Engineering Structures**, v. 106, p. 370–384, 2016.

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

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

LEE, S. H.; KIM, S.; YOO, D. Y. Hybrid effects of steel fiber and carbon nanotube on self-sensing capability of ultra-high-performance concrete. **Construction and Building Materials**, v. 185, p. 530–544, 2018.

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, 2010.

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

MAHMUD, G. H.; YANG, Z.; HASSAN, A. M. T. Experimental and numerical studies of size effects of Ultra High Performance Steel Fibre Reinforced Concrete (UHPFRC) beams. **Construction and Building Materials**, v. 48, p. 1027–1034, 2013.

MAHMUD, G. H. *et al.* Experimental and numerical studies of ultra high performance fibre reinforced concrete (UHPFRC) two-way slabs. **Structures**, v. 29, p. 1763–1778, 2021.

MAKITA, T.; BRÜHWILER, E. Tensile fatigue behaviour of ultra-high performance fibre reinforced concrete (UHPFRC). **Materials and structures**, v. 47, p. 475–491, 2014.

MANSOUR, W.; TAYEH, B. A. Shear Behaviour of RC Beams Strengthened by Various Ultrahigh Performance Fibre-Reinforced Concrete Systems. **Advances in Civil Engineering**, v. 2020, p. 1–18, 2020.

MARKOVIC, I. **High-Performance Hybrid-Fibre Concrete**. 2006. Thesis (Ph.D.) - Technische Universiteit Delft, Delft, 2006.

MAYA, L. F.; GRAYBEAL, B. Fiber orientation distribution and tensile mechanical response in UHPFRC. **Materials and Structures**, v. 50, n. 1, p. 1–17, 2017.

MENG, W.; KHAYAT, K. H. Effect of Hybrid Fibers on Fresh Properties, Mechanical Properties, and Autogenous Shrinkage of Cost-Effective UHPC. **Journal of Materials in Civil Engineering**, v. 30, n. 4, p. 1–8, 2018.

MICELLI, F. *et al.* Fiber-reinforced concrete and ultrahigh-performance fiber-reinforced concrete materials. In: **New materials in civil engineering**. Butterworth-Heinemann, 2020. p. 273-314.

MISHRA, O.; SINGH, S. P. An overview of microstructural and material properties of ultra-high-performance concrete. **Journal of Sustainable Cement-Based Materials**, v. 8, n. 2, p. 97–143, 2019.

MURTHY, A. R.; KARIHALOO, B. L.; PRIYA, D. S. Flexural behavior of RC beams retrofitted with ultra-high strength concrete. **Construction and Building Materials**, v. 175, p. 815–824, 2018.

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

NAAMAN, A. E. *et al.* Fiber Pullout and Bond Slip. II: Experimental Validation. **Journal of Structural Engineering**, v. 117, n. 9, p. 2791–2800, 1991b.

OLIVEIRA, C. O. **Estudo numérico e experimental da distribuição das fibras de aço em vigas de UHPFRC**. 2019. Tese (Doutorado) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2019.

OUYANG, X. *et al.* A critical review on compressive behavior and empirical constitutive models of concrete. **Construction and Building Materials**, v. 323, 2022.

PARK, S. *et al.* Effect of shrinkage reducing agent on pullout resistance of high-strength steel fibers embedded in ultra-high-performance concrete. **Cement and Concrete Composites**, v. 49, p. 59-69, 2014.

PARK, J. J. *et al.* Feasibility of reducing the fiber content in ultra-high-performance fiber-reinforced concrete under flexure. **Materials**, v. 10, n. 2, 2017.

PASCHALIS, S. A.; LAMPROPOULOS, A. P.; TSILOULOU, O. Experimental and numerical study of the performance of ultra high performance fiber reinforced concrete for the flexural strengthening of full scale reinforced concrete members. **Construction and Building Materials**, v. 186, p. 351–366, 2018.

PREM, P. R.; BHARATKUMAR, B. H.; MURTHY, A. R. Influence of curing regime and steel fibres on the mechanical properties of UHPC. **Magazine of Concrete Research**, v. 67, n. 18, p. 988–1002, 2015.

PYO, S.; KIM, H. K.; LEE, B. Y. Effects of coarser fine aggregate on tensile properties of ultra high performance concrete. **Cement and Concrete Composites**, v. 84, p. 28–35, 2017.

QADIR, H. H. *et al.* Mechanical properties and fracture parameters of ultra high performance steel fiber reinforced concrete composites made with extremely low water per binder ratios. **SN Applied Sciences**, v. 2, n. 9, p. 1–12, 2020.

QU, S. *et al.* Prediction of tensile response of UHPC with aligned and ZnPh treated steel fibers based on a spatial stochastic process. **Cement and Concrete Research**, v. 136, p. 1–17, 2020.

RAVICHANDRAN, D. *et al.* Influence of fibers on fresh and hardened properties of Ultra High Performance Concrete (UHPC) - A review. **Journal of Building Engineering**, v. 57, p. 1–34, 2022.

RIBEIRO, P. DE O.; KRAHL, P. A.; CARRAZEDO, R. Calibration of group effect parameters through genetic algorithms for micromechanical modeling of UHPFRC. **Composite Structures**, v. 280, p. 1–14, 2022.

RICHARD, P.; CHEYREZY, M. Composition of reactive powder concretes. **Cement and Concrete Research**, v. 25, n. 7, p. 1501–1511, 1995.

ROY, D.; GOUDA, G.; BOBROWSKY, A. Very high strength cement pastes prepared by hot pressing and other high pressure techniques. **Cement and Concrete Research**, v. 2, n. 3, p. 349–366, 1972.

SAFDAR, M.; MATSUMOTO, T.; KAKUMA, K. Flexural behavior of reinforced concrete beams repaired with ultra-high performance fiber reinforced concrete (UHPFRC). **Composite Structures**, v. 157, p. 448–460, 2016.

SHEN, X.; BRÜHWILER, E. Influence of local fiber distribution on tensile behavior of strain hardening UHPFRC using NDT and DIC. **Cement and Concrete Research**, v. 132, p. 1–15, 2020.

SHI, C. *et al.* A review on ultra high performance concrete: Part I. Raw materials and mixture design. **Construction and Building Materials**, v. 101, p. 741–751, 2015.

SPASOJEVIC, A. **Structural Implications of Ultra-Hight Performance Fibre-Reinforced Concrete in Bridge Design**. 2008. Thesis (Ph.D.) - Faculté Environnement Naturel, Architectural et Construit, École Polytechnique Fédérale de Lausanne, Lausanne, 2008.

TAI, Y.; EL-TAWIL, S. Effect of component materials and mixing protocol on the short-term performance of generic ultra-high-performance concrete. **Construction and Building Materials**, v. 238, p. 1–11, 2020.

TAYEH, B. *et al.* Properties of ultra-high-performance fiber-reinforced concrete (UHPFRC) - A review paper. **AIP Conference Proceedings**, v. 2, p. 1–11, 2019.

- TENG, L.; MENG, W.; KHAYAT, K. H. Rheology control of ultra-high-performance concrete made with different fiber contents. **Cement and Concrete Research**, v. 138, p. 1–18, 2020.
- TENG, L. *et al.* Prediction of fiber orientation and flexural performance of UHPC based on suspending mortar rheology and casting method. **Cement and Concrete Composites**, v. 122, p. 1–15, 2021.
- TENG, L. *et al.* Simplified analytical model to assess key factors influenced by fiber alignment and their effect on tensile performance of UHPC. **Cement and Concrete Composites**, v. 127, p. 1–15, 2022.
- TUTIKIAN, B. F.; ISAIA, G. C.; HELENE, P. Concreto de Alto e Ultra-Alto Desempenho. In: ISAIA, G. C. (Ed.). **Concreto: Ciência e Tecnologia**. São Paulo: IBRACON, 2011. p. 1283–1325.
- VANDERLEI, R. **Análise experimental do concreto de pós reativos: dosagem e propriedades mecânicas**. 2004. Tese (Doutorado) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2004.
- VOORT, T. **Design and field testing of tapered H-shaped Ultra High Performance Concrete piles**. 2008. Thesis (Ph.D.) - Iowa State University, Iowa, 2008.
- WEN, C. *et al.* Influence of fibers on the mechanical properties and durability of ultra-high-performance concrete: A review. **Journal of Building Engineering**, v. 52, p. 1–32, 2022.
- WILLE, K.; KIM, D.; NAAMAN, A. Strain-hardening UHP-FRC with low fiber contents. **Materials and structures**, v. 44, p. 583-598, 2011.
- WILLE, K. *et al.* Ultra-high performance concrete and fiber reinforced concrete: Achieving strength and ductility without heat curing. **Materials and Structures**, v. 45, n. 3, p. 309–324, 2012.
- YAN, P. Y.; FENG, J. W. Mechanical behavior of UHPC and UHPC filled steel tubular stub columns. In: **Proc. Int. Symp. Ultra High Perform. Concr. Second Int. Symp., University of Kassel, Germany, Kassel, Germany**. 2008. p. 355-364.
- YAN, X. *et al.* Effect of different steel fiber types on mechanical properties of ultra-high performance concrete. **Materials Science and Engineering**, v. 1167, n. 1, p. 1–9, 2021.
- YOO, D. *et al.* Material and bond properties of ultra high performance fiber reinforced concrete with micro steel fibers. **Composites Part B: Engineering**, v. 58, p. 122–133, 2014.
- YOO, D. **Performance Enhancement of Ultra-High-Performance Fiber-Reinforced Concrete and Model Development for Practical Utilization**. 2014. 628p. Thesis (Ph.D.) - Korea University, Seoul, 2014.
- YOO, D. *et al.* Biaxial flexural behavior of ultra-high-performance fiber-reinforced concrete with different fiber lengths and placement methods. **Cement and Concrete Composites**, v. 63, p. 51–66, 2015.

YOO, D. *et al.* Effects of fiber shape, aspect ratio, and volume fraction on flexural behavior of ultra-high-performance fiber-reinforced cement composites. **Composite Structures**, v. 174, p. 375–388, 2017a.

YOO, D. *et al.* Nonlinear finite element analysis of ultra-high-performance fiber-reinforced concrete beams. **International Journal of Damage Mechanics**, v. 26, n. 5, p. 735–757, 2017b.

YOO, D.; KANG, S.; YOON, Y. Effect of fiber length and placement method on flexural behavior, tension-softening curve, and fiber distribution characteristics of UHPFRC. **Construction and Building Materials**, v. 64, p. 67–81, 2014.

YOO, D.; KANG, S.; YOON, Y. Enhancing the flexural performance of ultra-high-performance concrete using long steel fibers. **Composite Structures**, v. 147, p. 220–230, 2016.

YOO, D.; LEE, J.; YOON, Y. Effect of fiber content on mechanical and fracture properties of ultra high performance fiber reinforced cementitious composites. **Composite Structures**, v. 106, p. 742–753, 2013.

YU, Z. *et al.* Ultra-High-Performance Concrete Crack Propagation Based on Fiber Random Distribution Model. **Frontiers in Materials**, v. 9, p. 1–15, 2022.

YUDENFREUND, M. *et al.* Hardened Portland Cement Pastes of Low Porosity. **Cement and Concrete Research**, v. 3, p. 279–293, 1972.

ZHANG, H. *et al.* A discrete-continuum coupled finite element modelling approach for fibre reinforced concrete. **Cement and Concrete Research**, v. 106, p. 130–143, 2018.

ZHANG, H. *et al.* 3D meso-scale investigation of ultra high performance fibre reinforced concrete (UHPFRC) using cohesive crack model and Weibull random field. **Construction and Building Materials**, v. 327, p. 1–17, 2022a.

ZHANG, H. *et al.* Effects of fibre orientation on tensile properties of ultra high performance fibre reinforced concrete based on meso-scale Monte Carlo simulations. **Composite Structures**, v. 287, p. 1–19, 2022b.

ZHANG, H. *et al.* 3D cohesive fracture of heterogeneous CA-UHPC: a mesoscale investigation. **International Journal of Mechanical Sciences**, v. 249, p. 1–24, 2023.

ZHANG, J. *et al.* Mesoscopic Modeling Approach and Application for Steel Fiber Reinforced Concrete under Dynamic Loading: A Review. **Engineering**, v. 16, p. 220–238, 2022c.

ZHANG, X. *et al.* Ex-situ micro X-ray computed tomography tests and image-based simulation of UHPFRC beams under bending. **Cement and Concrete Composites**, v. 123, p. 104216, 2021.

ZHONG, H.; ZHANG, M. Experimental study on engineering properties of concrete reinforced with hybrid recycled tyre steel and polypropylene fibres. **Journal of Cleaner Production**, v. 259, p. 1–15, 2020.

ZHOU, B.; UCHIDA, Y. Relationship between fiber orientation/distribution and post-cracking behaviour in ultra-high-performance fiber-reinforced concrete (UHPFRC). **Cement and Concrete Composites**, v. 83, p. 66–75, 2017.

ZHU, Y. *et al.* Finite element model to predict structural response of predamaged RC beams reinforced by toughness-improved UHPC under unloading status. **Engineering Structures**, v. 235, p. 1–12, 2021.

