



Felipe Vieira Ladislau

**ANÁLISE EXPERIMENTAL E NUMÉRICA DA
INFLUÊNCIA DA ORIENTAÇÃO DAS FIBRAS DE AÇO
EM VIGAS DE CONCRETO ARMADO SUBMETIDAS À
FLEXÃO**

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO

Instituto de Tecnologia
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil

Dissertação Orientada pelo Professor Dênio Ramam C. de Oliveira



Felipe Vieira Ladislau

**Análise experimental e numérica da influência da orientação das
fibras de aço em vigas de concreto armado submetidas à flexão**

Dissertação de Mestrado

Dissertação submetida ao programa de Pós graduação em
Engenharia Civil da Universidade Federal do Pará, como
parte dos requisitos para a obtenção do título de Mestre.

Orientador: Prof. Dr. Dênio Ramam Carvalho de Oliveira

Belém
08 de SETEMBRO de 2025

CESSÃO DE DIREITOS

AUTOR: Felipe Vieira Ladislau

TÍTULO: Análise experimental e numérica da influência da orientação das fibras de aço em vigas de concreto armado submetidas à flexão.

GRAU: Mestre ANO: 2025

É concedida à Universidade Federal do Pará permissão para reproduzir cópias desta dissertação de mestrado para emprestar ou vender tais cópias somente para propósitos acadêmicos e científicos. O autor reserva outros de direitos de publicação e nenhuma parte dessa dissertação de mestrado pode ser reproduzida sem autorização por escrito do autor.



Felipe Vieira Ladislau.

Conjunto império Amazônico, nº 316 Bloco 11, Souza.

66613-080 Belém – PA – Brasil.

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação (CIP) de acordo com ISBD
Sistema de Bibliotecas da Universidade Federal do Pará
Gerada automaticamente pelo módulo Ficat, mediante os dados fornecidos pelo(a) autor(a)

V657a Vieira Ladislau, Felipe.
Análise experimental e numérica da influência da orientação
das fibras de aço em vigas de concreto armado submetidas à flexão
/ Felipe Vieira Ladislau. — 2025.
138 f. : il. color.

Orientador(a): Prof. Dr. Dênio Ramam Carvalho de Oliveira
Dissertação (Mestrado) - Universidade Federal do Pará,
Instituto de Tecnologia, Programa de Pós-Graduação em
Engenharia Civil, Belém, 2025.

1. Orientação de fibras de aço. 2. Análise computacional e
experimental. 3. Vigas de concreto armado reforçadas com
fibras de aço. I. Título.

CDD 620.137



ANÁLISE EXPERIMENTAL E NUMÉRICA DA INFLUÊNCIA DA ORIENTAÇÃO DAS FIBRAS DE AÇO EM VIGAS DE CONCRETO ARMADO SUBMETIDAS À FLEXÃO

AUTOR:

FELIPE VIEIRA LADISLAU

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA À BANCA EXAMINADORA APROVADA PELO COLEGIADO DO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA CIVIL DO INSTITUTO DE TECNOLOGIA DA UNIVERSIDADE FEDERAL DO PARÁ, COMO REQUISITO PARA OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM ENGENHARIA CIVIL NA ÁREA DE ESTRUTURAS E CONSTRUÇÃO CIVIL.

APROVADO EM: 18/09/2025.

BANCA EXAMINADORA:

Documento assinado digitalmente
gov.br DENIO RAMAM CARVALHO DE OLIVEIRA
Data: 06/10/2025 13:53:48-0300
Verifique em <https://validar.iti.gov.br>

Prof. Dr. Dênio Ramam Carvalho de Oliveira
Orientador (UFPA)

Documento assinado digitalmente
gov.br ANTONIO EDUARDO BEZERRA CABRAL
Data: 03/10/2025 17:23:03-0300
Verifique em <https://validar.iti.gov.br>

Prof. Dr. Antônio Eduardo Bezerra Cabral
Membro Externo (UFC)

Documento assinado digitalmente
gov.br MARCELO DE SOUZA PICANÇO
Data: 30/09/2025 12:03:57-0300
Verifique em <https://validar.iti.gov.br>

Prof. Dr. Marcelo de Souza Picanço
Membro Interno (UFPA)

Visto:

Prof. Dr. Dênio Ramam Carvalho de Oliveira
Coordenador do PPGEC / ITEC / UFPA

“Todos os homens sonham, mas não da mesma forma. Os que sonham a noite, nos recessos poeirentos das suas mentes, acordam de manhã para verem que tudo, afinal, não passava de vaidade. Mas os que sonham acordados, esses são homens perigosos, pois realizam os seus sonhos de olhos abertos, tornando-os possíveis.”

T.E. LAWRENCE, OS SETE PILARES DA SABEDORIA – UNCHARTED 3

A meus pais **Amarildo Vieira Gonçalves** e **Elini Barbosa de Souza Ladislau**, pelo apoio inestimável que sempre recebi, principalmente nos piores momentos, onde pensei em desistir. Sem vocês eu não seria nada, por isso dedico este trabalho a vocês, em reconhecimento a tudo que fizeram por mim, agora e sempre.

A minha namorada, **Vitória Beatriz Portela Orsiolli**, pela incansável generosidade e companheirismo. Sua ajuda nessa jornada foi fundamental. Aqui expresso humildemente toda minha gratidão.

A todos que contribuíram direta ou indiretamente — em especial à minha amiga **Paola de Kácia**.

E finalmente, a **Deus**, que com sua infinita sabedoria, vem me guiando durante minha vida pessoal, profissional e acadêmica.

Agradecimentos

Agradeço ao meu orientador, professor Dr. Dênio Ramam Carvalho de Oliveira, por sua orientação precisa, e confiança durante todo o desenvolvimento desta pesquisa. Mesmo ciente das minhas limitações, esteve sempre disposto a me guiar, esclarecer dúvidas e apontar caminhos. Sou profundamente grato por todo o conhecimento compartilhado e pelo exemplo de comprometimento com a ciência e com a formação de seus orientandos.

Aos meus pais, registro minha mais profunda gratidão. Obrigado pelo amor, pela educação e pelos valores que me ensinaram — trabalho, honestidade e perseverança —, que sustentaram cada etapa desta jornada. Seu apoio incondicional e os inúmeros sacrifícios, muitas vezes silenciosos, tornaram possível a realização deste trabalho. Cada conquista aqui apresentada carrega a marca do exemplo que vocês me deram. Este título é meu e de vocês.

Ao Grupo de Análise Experimental em Estruturas e Materiais – GAEMA, pelo excelente ambiente de trabalho e amizade, especialmente ao professor Marcelo Picanço, aos amigos Jeandry Denílson Braun, Vander Melo, Joel Martins e Victor Vilhena, que me ajudaram na execução de alguns dos meus ensaios.;

Aos professores do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil (PPGEC), pelo conhecimento transmitido com dedicação e segurança ao longo desses dois anos de formação; E aos alunos de Doutorado Orivaldo de Azevedo Souza Junior e Eloisa Pires Azevedo que não mediram esforços na hora de me auxiliar com os ensaios e com os materiais necessários para sua concepção.

À minha tia, Cibele Ladislau e tio Evandro Costa, por ter me acolhido em seu apartamento durante o período do mestrado. Sua generosidade e apoio foram essenciais para que eu pudesse me dedicar integralmente aos estudos. Sou imensamente grato por ter contado com esse gesto tão importante, que tornou o início de minha jornada possível.

À Universidade Federal do Pará, por ter proporcionado, ao longo da minha formação, um ambiente de estudo acolhedor, inspirador e academicamente desafiador. Agradeço pelas inúmeras oportunidades de crescimento pessoal e profissional, pelo acesso ao conhecimento de qualidade e pelo convívio com professores, colegas e profissionais que enriqueceram minha trajetória e contribuíram de forma significativa para a construção do meu caminho na engenharia.

LADISLAU, F.V. **Análise experimental e numérica da influência da orientação das fibras de aço no reforço de vigas de concreto armado submetidas à flexão.** Dissertação de mestrado, Instituto de Tecnologia, Universidade Federal do Pará, Belém, Pará, Brasil. 2025.

RESUMO

Foram realizados ensaios de flexão sob quatro pontos em vigas de concreto armado contendo fibras de aço do tipo *hooked end*, variando tanto seu volume quanto seu método de deposição. As fibras foram dispostas de duas formas: aleatoriamente e orientadas manualmente, alinhadas aos eixos de tensão provocados pelos esforços de tração. O objetivo foi avaliar, quantificar e comparar os resultados experimentais com os modelos numéricos simulados no software ABAQUS SE, utilizando a modelagem *Concrete Damage Plasticity* (CDP). A pesquisa foi conduzida em três etapas principais. Na primeira etapa, foram realizados ensaios de caracterização para dimensionamento das vigas e geração de dados de entrada para a simulação por MEF (Método dos Elementos Finitos). Esses ensaios incluíram a determinação granulométrica e da massa específica dos agregados, ensaio de compressão diametral para avaliar a resistência à compressão do concreto e ensaios de flexão em três pontos em sete famílias de prismas entalhados, a fim de determinar as tensões residuais do concreto reforçado com fibras (f_{Ri} , com $i = 1$ a 4) e seu comportamento à tração. Na segunda etapa, foram montadas vigas projetadas para romper por tração na flexão, incluindo três vigas com fibras orientadas manualmente (com percentuais de 0,5%, 1,0% e 1,5%), três vigas com fibras dispostas aleatoriamente com os mesmos percentuais, além de uma viga de referência sem fibras. Após a realização dos ensaios, os dados experimentais foram organizados em um banco de dados e comparados com os resultados numéricos. A terceira etapa consistiu na concepção e calibração do modelo computacional, utilizando os resultados obtidos nos ensaios de caracterização. Durante esse processo, foi realizada uma revisão bibliográfica para definir parâmetros específicos que permitissem descrever adequadamente as propriedades do modelo CDP para o concreto convencional e para o concreto reforçado com fibras de aço (CRFA). Por fim, os resultados foram comparados com estudos semelhantes para validar a confiabilidade dos dados obtidos. Concluiu-se que a orientação manual das fibras teve um impacto significativo na resistência última e residual das vigas, especialmente quando comparadas às vigas com fibras dispostas de forma aleatória e à viga de referência. O mesmo comportamento foi observado nos prismas entalhados e na análise numérica, que apresentou um alto grau de representatividade e aderência aos resultados experimentais.

Palavras-Chaves

Concreto reforçado com fibras de aço, Orientação de fibras, Análise numérica, Ensaio de flexão pura

LADISLAU, F.V. Numerical and Experimental Analysis of the Influence of Steel Fiber Orientation on the Reinforcement of Concrete Beams Subjected to Bending. Master's Thesis, Institute of Technology, Federal University of Pará, Belém, Pará, Brazil. 2025.

ABSTRACT

Four-point bending tests were conducted on beams containing hooked-end steel fibers, varying both their volume and deposition method. The fibers were arranged in two ways: randomly and manually oriented, aligned with the stress axes induced by tensile forces. The objective was to evaluate, quantify, and compare the experimental results with numerical models simulated using the ABAQUS SE software, employing the Concrete Damage Plasticity (CDP) model. The research was carried out in three main stages. In the first stage, characterization tests were conducted to design the beams and generate input data for the simulation using the FEM (Finite Element Method). These tests included granulometric analysis and the determination of the specific mass of aggregates, diametral compression tests to assess the concrete's compressive strength, and three-point bending tests on seven families of notched prisms to determine the residual stresses of fiber-reinforced concrete (f_{Ri} , with $i = 1$ to 4) and its tensile behavior. In the second stage, beams were designed to fail by tensile bending, including three beams with manually oriented fibers (with fiber volume fractions of 0.5%, 1.0%, and 1.5%), three beams with randomly distributed fibers with the same volume fractions, and a reference beam without fibers. After conducting the tests, the experimental data were organized into a database and compared with numerical results. The third stage consisted of designing and calibrating the computational model using the results obtained in the characterization tests. During this process, a literature review was conducted to define specific parameters that would adequately describe the CDP model properties for both conventional concrete and fiber-reinforced concrete (FRC). Finally, the results were compared with similar studies to validate the reliability of the obtained data. It was concluded that the manual orientation of fibers had a significant impact on the ultimate and residual strength of the beams, especially when compared to beams with randomly distributed fibers and the reference beam. The same behavior was observed in the notched prisms and in the numerical analysis, which demonstrated a high degree of representativeness and alignment with the experimental results.

Key Words

Steel Fiber Reinforced Concrete, Fiber orientation, Numerical simulation, pure bending test

Sumário

1.0 INTRODUÇÃO	1
1.1 JUSTIFICATIVA	3
1.2 OBJETIVOS	5
1.2.1 Objetivo geral	5
1.2.2 Objetivos específicos	5
1.3 ESTRUTURA DO TRABALHO	6
2.0 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	7
2.1 CONCRETO	7
2.2 CONCRETO REFORÇADO COM FIBRA DE AÇO	7
2.2.1 Características das fibras de aço	8
2.2.2 Propriedades do CRFA no estado fresco	11
2.2.3 Propriedades do CRFA no estado endurecido	12
2.2.4 Resistência à compressão	13
2.2.5 Resistência à tração direta	14
2.2.6 Resistência à tração na flexão: RILEM TC 162-tdf (BARR <i>et al.</i> ,2002)	15
2.2.7 Módulo de elasticidade	18
2.3 ENSAIO DE FLEXÃO SOB 4 PONTOS	21
2.3.1 Fundamentação teórica do ensaio de flexão	21
2.3.2 Influência da relação a/d segundo GALI & SUBRAMANIAM	22
2.4 MODOS DE RUPTURA	23
2.4.1 Ruptura por flexão	24
2.5 ANÁLISE COMPUTACIONAL	25
2.5.1 Abaqus SE	25
2.5.2 <i>Concrete Damaged plasticity</i> (CDP)	25
2.5.3 Modelos constitutivos Elastoplásticos do aço	27
2.5.4 Método dos elementos finitos (MEF)	28
2.5.5 <i>Modelos constitutivos - comportamento a compressão</i>	30
2.5.6 <i>Modelos constitutivos - comportamento a tração</i>	31
2.5.6.1 <i>Equação de Horjijk (1991)</i>	32
2.5.6.2 <i>Modelo bi linear – MODEL CODE 10 (2010)</i>	32
2.6 TRABALHOS RELACIONADOS	34

2.6.1 AL-GHALIB & GHAILAN (2022)	34
2.6.2 CARRERA <i>ET AL.</i> (2022)	36
2.6.3 KOLISNICHENKO (2019)	37
2.7 RECOMENDAÇÕES NORMATIVAS	39
2.7.1 NBR 6118 (ABNT, 2023)	39
2.7.1.1 Resistência ao cisalhamento	39
2.7.1.2 Resistência a carga última de ruptura por flexão	42
2.7.2 CEB-FIB MODEL CODE (FIB, 2010)	44
2.7.2.1 Resistência ao cisalhamento	44
2.7.2.2 Resistência ao cisalhamento para o CRFA	46
2.7.2.3 Resistência a flexão em vigas reforçadas com fibra de aço	47
3.0 PROGRAMA EXPERIMENTAL	51
3.1 CARACTERÍSTICAS DOS AGREGADOS GRAÚDOS E MIÚDOS	51
3.1.1 Ensaio de granulometria	51
3.1.2 Massa unitária e massa específica	52
3.2 CONCRETO	53
3.3 CARACTERÍSTICAS DOS PRISMAS	54
3.3.1 - Esquema de ensaio dos prismas entalhados	55
3.3.2 Lançamento do Concreto com as Fibras Aleatórias – Prismas	57
3.3.3 Lançamento do Concreto com as Fibras Orientadas – Prismas	57
3.4 CARACTERÍSTICAS DAS VIGAS	59
3.4.1 Detalhamento das fôrmas das vigas	60
3.4.2 Lançamento do concreto com as fibras aleatórias - vigas	60
3.4.3 Lançamento do Concreto com as Fibras Orientadas - Vigas	61
3.5 ENSAIOS DE CARACTERIZAÇÃO DO CONCRETO COMPRIMIDO	63
3.5.1 Ensaio dos corpos de prova cilíndricos	63
3.6 INSTRUMENTAÇÃO	63
3.6.1 Deslocamentos verticais	63
3.6.2 Deformação no concreto e na armadura	64
3.6.3 Esquema de ensaio das vigas	65
3.7 MAPEAMENTO DE FISSURAS NAS VIGAS	66
3.8 MODELO COMPUTACIONAL E CRITÉRIOS DE AVALIAÇÃO	66
3.8.1 Parâmetros do conjunto	66

3.8.2 Parâmetros de cálculo, aplicação de carga e condições de apoio	67
3.8.3 Interação	68
3.8.4 Propriedades CDP (<i>Concrete Damage Plasticity</i>) para o concreto sem fibra de aço	69
3.8.5 Propriedades CDP (<i>Concrete Damage Plasticity</i>) para o concreto com fibra de aço	69
4.0 RESULTADOS	71
4.1 ENSAIO DE FLEXÃO SOB TRÊS PONTOS	71
4.2 FATOR DE ORIENTAÇÃO E CONTAGEM DAS FIBRAS	73
4.3 RESISTÊNCIA RESIDUAL À FLEXÃO NO COMPORTAMENTO PÓS-FISSURAÇÃO	75
4.4 RESISTÊNCIA A COMPRESSÃO DIRETA	79
4.5 RESULTADOS DO ENSAIO DE FLEXÃO SOB 4 PONTOS	80
4.5.1 Vigas com 0,5% de fibras de aço	81
4.5.2 Vigas com 1,0% de fibras de aço	82
4.5.3 Vigas com 1,5% de fibras de aço	83
4.5.4 Comparativo geral entre as cargas máximas das vigas	84
4.6 MAPA DE FISSURAÇÃO EXPERIMENTAL	85
4.7 DEFORMAÇÃO NA ARMADURA DE FLEXÃO	88
4.8 DEFORMAÇÃO DA ZONA DE COMPRESSÃO DO CONCRETO	90
4.9 RESULTADOS DA SIMULAÇÃO NUMÉRICA	91
4.9.1 Viga de referência sem fibra de aço	92
4.9.2 Viga com fibras dispostas de forma aleatória contendo 0,5% de fibra de aço	94
4.9.3 Viga com fibras dispostas de forma aleatória contendo 1,0% de fibra de aço	96
4.9.4 Viga com fibra disposta de forma aleatória contendo 1,5% de fibra de aço	98
4.9.5 Viga com fibras dispostas de forma orientada contendo 0,5% de fibra de aço	101
4.9.6 Viga com fibra disposta de forma orientada contendo 1,0% de fibra de aço	103
4.9.7 Viga com fibra disposta de forma orientada contendo 1,5% de fibra de aço	105
4.9.8 Comparativo dos resultados numéricos e experimentais	107
5.0 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA FUTUROS TRABALHOS	110
5.1 CONCLUSÕES	110
5.1.1 Resistência média a tração na flexão dos prismas entalhados	110
5.1.2 Fator de orientação das fibras	110
5.1.3 Resistências residuais	111
5.1.4 Resistência a compressão direta	112
5.1.5 Ensaio de flexão sob 4 pontos e mapeamento de fissuras	112

5.1.6 Análise numérica	113
5.2 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	114
6.0 REFERÊNCIAS	115

Lista de tabelas

Tabela 1 - Massas unitárias e específicas médias	53
Tabela 2 - Consumo de materiais para as vigas	53
Tabela 3 - Nomenclatura utilizada para os prismas e volume de fibras.....	55
Tabela 4 - Nomenclatura e volume de fibras para as vigas.....	59
Tabela 5 - Parâmetros CDP padrão para análise numérica de concretos convencionais	69
Tabela 6 - Parâmetros CDP para concretos reforçados com fibras de aço	70
Tabela 7 - Resultados de resistência a tração na flexão e propriedades do concreto	71
Tabela 8 - Estimativa do fator de orientação das fibras (valor médio)	74
Tabela 9 - Valores referentes ao Parâmetro de Fisssuração Progressiva	87

Lista de figuras

Figura 1 - Proposta de classificação para materiais compósitos	7
Figura 2 - Tipos de fibras de aço	8
Figura 3 - Classificação das fibras de aço	9
Figura 4 - Comportamento do CRFA sob efeito de tração	10
Figura 5 - Ensaio de cone invertido	11
Figura 6 - Ligação da fibra com a matriz cimentícia do concreto.....	12
Figura 7 - Mecanismo de transferência de esforços e ruptura.....	12
Figura 8 - Curva tensão x deformação típica obtida em ensaios de compressão	13
Figura 9 - Influencia do volume de fibras na resistência à compressão.....	14
Figura 10 - Comportamento do CRFA em ensaios de tração	15
Figura 11 – Esquema de ensaio de tração por flexão	16
Figura 12 – Diagrama de carregamento e capacidade de absorção de energia	17
Figura 13 – Gráfico carga x CMOD.....	17
Figura 14 - Quadro esquemático do modelo de três fases.....	18
Figura 15 - Comparação entre modelos e dados experimentais para E	20
Figura 16 - Modelo de carregamento com duas cargas concentradas	21
Figura 17 - (a) Início do estágio de fissuração (b) formação de fissuras inclinadas (c) Configuração de fissuração da viga na ruptura	22
Figura 18 - Esquema de ensaio e relação a/d	23
Figura 19 - Modos de Ruptura	23
Figura 20 - Domínios de estado limite último de uma seção transversal.....	24
Figura 21 - Resposta do concreto a tensões uniaxiais (a) tração (b) compressão	26
Figura 22 - Superfície de falha para o modelo CDP no estado plano de tensões.....	26
Figura 23 - Desenvolvimento do dano por tração para $f_v=1,0\%$	27
Figura 24 - Desenvolvimento das tensões na armadura de tração $f=1,0\%$	27
Figura 25 – Modelo elastoplástico (a) perfeito (b) com endurecimento	28
Figura 26 – Processo de análise em elementos finitos	29
Figura 27 - Elemento do tipo C3D20	29
Figura 28 - Esquema de malha e elementos finitos para vigas	30
Figura 29 - Diagrama tensão-deformação para compressão uniaxial	30
Figura 30 - Relação tensão-deslocamento para tensão-abertura de fissura.....	32
Figura 31 - Relação bi linear para descrever o comportamento do concreto fissurado	32
Figura 32 - (a) Amostras contendo fibras orientadas (b) instrumento de indução das fibras ..	34
Figura 33 - Fator de orientação das fibras	35

Figura 34 - Carga de ruptura para as amostras contendo fibras alinhadas e aleatórias.....	35
Figura 35 - (a) Corpos de prova e (b) processo de orientação das fibras.....	36
Figura 36 - Gráficos Carga x deslocamento para diferentes orientações de fibra.....	37
Figura 37 - (a) fibras utilizadas (b) Processo de alinhamento magnético	38
Figura 38 - Modelo computacional e ensaio de flexão sob 3 pontos	38
Figura 39 - Gráfico Carga (lbs) x deflexão (in) para concreto com fibras orientadas (S-1 O, S-2 O, S-3 O, e não orientadas S-1 N/O, S-2 N/O e S-3 N/O.)	39
Figura 40 - Distribuição das deformações na seção transversal da peça	47
Figura 41 - Modelo de distribuição das deformações e tensões.....	48
Figura 42 - Distribuição granulométrica dos agregados: (a) areia, (b) brita.	51
Figura 43 - Tamanho característico dos grãos	52
Figura 44 – (a) Determinação massa específica pelo Picnômetro (b) Frações granulométricas da areia após o peneiramento	52
Figura 45 - Fibra de aço utilizada no trabalho	54
Figura 46 - Sistema de ensaio do ensaio de flexão sobre 3 pontos	55
Figura 47 - Preparação de amostras: lançamento longitudinal	57
Figura 48 - Disposição esquemática das fibras de aço orientadas nos prismas	58
Figura 49 - Processo de montagem e concretagem dos prismas	58
Figura 50 - Armadura de flexão e cisalhamento das vigas em milímetros	59
Figura 51 - Croqui esquemático da forma das vigas em centímetros	60
Figura 52 - Modelo esquemático da disposição das fibras em cada viga	61
Figura 53 - Disposição esquemática das fibras de aço orientadas nas vigas.....	61
Figura 54 - (a) vigas concretadas; (b) armaduras das vigas; (c) concretagem das vigas alinhadas; (d) Escala das camadas; (e) Separação e organização das fibras; (f) extensômetros	62
Figura 55 - Ensaio de compressão axial.....	63
Figura 56 - Posicionamento do LVDT.....	64
Figura 57 - a) extensômetro para aço - Strain Gauge BX120-3AA ; b) extensômetro para concreto – Strain Gauge BX120-100AA.....	64
Figura 58 - Posicionamento dos Extensômetros no aço.....	65
Figura 59 - Esquema de ensaio e instrumentação	65
Figura 60 - Exemplo da metodologia utilizada para marcar as fissuras para viga VFAV1.0..	66
Figura 61 - Elementos de ensaio rodados no modelo numérico (ABAQUS)	67
Figura 62 - Aplicação de deslocamento e condições de apoio.....	67
Figura 63 - Indicação de contato entre os pinos e a viga	68
Figura 64 – Valores médios de resistência a tração na flexão dos prismas em MPa.	72
Figura 65 - Seção transversal do prisma VFAV0.5	73

Figura 66 - Resumo do número de fibras contabilizadas nas seções transversais das vigas....	74
Figura 67 - (a) Fibras dispostas de forma aleatória - PFAV; (b) Fibras orientadas manualmente - PFOV.....	75
Figura 68 - Curva Tensão x deslocamento para o prisma de referência	76
Figura 69 - Curva Tensão x CMOD – $V_f = 0,5\%$	77
Figura 70 - Curva Tensão x CMOD – $V_f = 1,0\%$	77
Figura 71 - Curva Tensão x CMOD – $V_f = 1,5\%$	77
Figura 72 - Comparativo entre as tensões residuais médias.....	78
Figura 73 - Razão entre o ganho de resistência residual PFOV/PFAV	78
Figura 74 - Resistência média dos corpos de prova no ensaio de compressão axial	79
Figura 75 - Comparativo Carga-deslocamento experimental para o ensaio de flexão sob 4 pontos para todas as vigas	80
Figura 76 - Comparativo Carga-deslocamento experimental para vigas volume de fibra igual a 0,5% em relação a viga de referência.....	81
Figura 77 - Comparativo Carga-deslocamento experimental para vigas volume de fibra igual a 1,0% em relação a viga de referência.....	82
Figura 78 - Comparativo Carga-deslocamento experimental para vigas volume de fibra igual a 1,5% em relação a viga de referência.....	83
Figura 79 - Carga máxima experimental das vigas	84
Figura 80 - Mapa de fissuração para viga de referência	85
Figura 81 - Mapa de fissuração para viga VFAV0.5	85
Figura 82 - Mapa de fissuração para viga VFAV1.0	86
Figura 83 - Mapa de fissuração para viga VFAV1.5	86
Figura 84 - Mapa de fissuração para viga VFOV0.5	86
Figura 85 - Mapa de fissuração para viga VFOV1.0	86
Figura 86 - Mapa de fissuração para viga VFOV1.5	87
Figura 87 - Comparativo Carga-deformação experimental para armadura de flexão.....	88
Figura 88 - Processo de ruptura da viga VFOV1.0	89
Figura 89 - Comparativo Carga-deformação experimental para zona comprimida de concreto	91
Figura 90 - Comparativo Carga-deslocamento experimental e numérico para VREF	92
Figura 91 - Evolução da deformação plástica por tração da viga VREF	93
Figura 92 - Evolução da deformação plástica por tração da armadura da viga VREF	93
Figura 93 - Comparativo Carga-deslocamento experimental e numérico para VFAV0.5	95
Figura 94 - Evolução da deformação plástica por tração da viga VFAV0.5	96
Figura 95 - Evolução da deformação plástica por tração da armadura da viga VFAV0.5.....	96
Figura 96 - Comparativo Carga-deslocamento experimental e numérico para VFAV1.0.....	97

Figura 97 - Evolução da deformação plástica por tração da viga VFAV1.0	98
Figura 98 - Evolução da deformação plástica por tração da armadura da viga VFAV1.0.....	98
Figura 99 - Comparativo Carga-deslocamento experimental e numérico para VFAV1.5	99
Figura 100 - Evolução da deformação plástica por tração da viga VFAV1.5	100
Figura 101 - Deformação da armadura de flexão da viga VFAV1.5	100
Figura 102 - Comparativo Carga-deslocamento experimental e numérico para VFOV0.5...	101
Figura 103 - Evolução da deformação plástica por tração da viga VFOV0.5	101
Figura 104 - Deformação da armadura de flexão da viga VFOV0.5	102
Figura 105 - Comparativo Carga-deslocamento experimental e numérico para VFOV1.0...	103
Figura 106 - Evolução da deformação plástica por tração da viga VFOV1.0	104
Figura 107 - Deformação da armadura de flexão da viga VFOV1.0	104
Figura 108 - Deformação da armadura de flexão da viga VFOV1.0	105
Figura 109 - Evolução da deformação plástica por tração da viga VFOV1.5	106
Figura 110 - Deformação da armadura de flexão da viga VFOV1.5	106
Figura 111 - Comparativo Carga-deslocamento numérico para todas as vigas	107
Figura 112 - Comparativo das cargas máximas experimentais e numéricas.....	108

Lista de símbolos

Neste item são apresentados alguns dos símbolos utilizados nesta dissertação:

Símbolo	Significado
a	Vão de cisalhamento
A_s	Área da seção transversal da armadura longitudinal de tração
A_{sw}	Área da armadura transversal
b	Largura da viga
C_f	Consumo de fibra
d	Altura útil da viga
d_f	Diâmetro da fibra
f_c	Resistência à compressão do concreto
$f_{c,m}$	Resistência à compressão média do concreto
f_{ck}	Valor característico da resistência à compressão do concreto
f_{ctk}	Valor característico da resistência à tração do concreto
$f_{cu,k}$	Resistência última a compressão do concreto (corpo de prova)
f_{Fts}	Resistência residual no estado limite de serviço
f_{Ftuk}	Resistência residual no estado limite último
f_{Ri}	Valor característico da resistência residual
f_t	Resistência a tração axial
f_{tyd}	Tensão de escoamento de cálculo do concreto tracionado
f_{yf}	Tensão de escoamento da fibra
f_{ywd}	Tensão de escoamento de cálculo da armadura transversal
f_{ys}	Tensão de escoamento da armadura longitudinal
h	Altura da viga
$k = k_l = \xi$	Fator de escala (<i>size effect</i>)
k_f	Fator de contribuição das mesas nas vigas com seção em T/I
l_f	Comprimento da fibra
l_f/d_f	Fator de forma
$s = s_w = s_s$	Espaçamento entre armaduras transversais
$V_{Rd,3} = V_{ud} = V_{u2} = V_{Rd}$	Resistência ao cisalhamento de vigas em CRFA

$V_{cd} = V_c = V_{cu}$	Contribuição do concreto na resistência ao cisalhamento
$V_{fc} = V_{Rdf}$	Contribuição da fibra+concreto na resistência cisalhamento
$V_{fd} = V_{fu}$	Contribuição da fibra na resistência ao cisalhamento
V_u	Carga última da viga
$V_{wd} = V_{sd} = V_{su}$	Contribuição do estribo na resistência ao cisalhamento
z	Braço de alavanca

Letras gregas

Símbolo	Significado
α	Ângulo do estribo em relação ao eixo longitudinal da viga
β_u	Inclinação da biela
θ_e	Inclinação da fissura de cisalhamento
$\rho_l = \rho_{flex}$	Taxa de armadura longitudinal
$\rho_{w,min}$	Taxa de armadura transversal mínima
ρ_w	Taxa de armadura transversal
τ	Tensão de aderência interfacial <i>fibra-concreto</i>
τ_{fd}	Acréscimo da resistência ao cisalhamento devido as fibras
τ_f	Tensão de aderência entre a fibra e a matriz
w_i	Abertura de Fissura

Os demais símbolos que não estiverem referenciados nesta seção, serão indicados no trabalho logo após a sua apresentação.

1.0 INTRODUÇÃO

A construção civil tem vivenciado, nos últimos anos, uma significativa evolução tecnológica, a qual tem impulsionado o avanço de diversas áreas do conhecimento vinculadas ao setor. Tais progressos se manifestam tanto no campo teórico quanto no prático, refletindo-se no desenvolvimento de *softwares* cada vez mais robustos para análises numéricas e na proposição de metodologias construtivas inovadoras, capazes de aprimorar a compreensão do comportamento das estruturas.

Essa expansão é, em grande parte, motivada pela elevada versatilidade do concreto armado. Sua ampla aplicabilidade e eficiência técnica o consolidam como o segundo material mais consumido pela humanidade, ficando atrás apenas da água, conforme relatado por MEHTA E MONTEIRO (2008) e corroborado por *9TH CEMENT REPORT* (2011). Essa condição reforça a importância de contínuos investimentos em pesquisa e inovação voltados à melhoria de seu desempenho mecânico e durabilidade, bem como à ampliação de seu campo de aplicação por meio do uso de materiais complementares, como as fibras de aço.

Apesar da sua importante contribuição para o desenvolvimento socioeconômico global e do seu destaque como material, por conta da sua resistência, trabalhabilidade e durabilidade, o concreto ainda possui algumas limitações tecnológicas, no que tange a suas propriedades físicas e mecânicas, onde tem-se como grande exemplo a sua baixa resistência à tração (WIGHT e MACGREGOR, 2009).

Essa limitação se torna ainda mais crítica no contexto dos concretos de alto desempenho, os quais, embora apresentem elevada resistência mecânica, tendem a exibir comportamento mais frágil quando submetidos à ruptura, especialmente em regimes de tração ou flexão. Diante desse cenário, as pesquisas voltadas à incorporação de materiais compósitos têm ganhado destaque, com ênfase particular no uso do concreto reforçado com fibras de aço (CRFA).

A utilização de fibras de aço como reforço disperso no interior da matriz cimentícia tem se mostrado uma alternativa eficiente para mitigar a fragilidade pós-fissuração dos concretos de alta resistência, proporcionando ganhos expressivos em termos de tenacidade, capacidade de redistribuição de tensões e resistência residual. Esses benefícios justificam o crescente

interesse acadêmico e industrial pelo CRFA, principalmente em aplicações onde o controle de fissuração e a durabilidade estrutural são aspectos críticos.

De acordo com o MODEL CODE 10 (2010) a utilização de fibras de aço não se limita somente as propriedades já existente no concreto armado (CA), mas ela também serve como um potencializador, que pode até mesmo substituir parcial ou totalmente a metodologia de reforço utilizada para a concepção desses elementos. Como exemplos práticos da possibilidade de aplicações para o CRFA, podemos citar trabalhos como o de SANTOS *et al.* (2020) que estuda a eficiência de vigas de concreto reforçadas com fibras de aço submetidas a flexão, ou mesmo o trabalho de MATOS (2021) que analisou e validou numericamente a influência da adição de fibras através do MEF (Método dos Elementos Finitos).

Pesquisas como esta corroboram com os argumentos apresentados por FIGUEIREDO (2011) quanto ao potencial do concreto reforçado com fibras de aço (CRFA) para aplicações estruturais futuras, destacando-se pelo aprimoramento significativo do seu comportamento à tração e pelo aumento da capacidade de absorção de energia. Além dos benefícios mecânicos, o uso do CRFA também apresenta vantagens do ponto de vista econômico, especialmente em obras onde a redução de armaduras, o menor custo de manutenção e a maior vida útil dos elementos estruturais representam fatores estratégicos.

Ressalta-se que estudos anteriores, como os de Gomes (2016) e Maués (2019), já evidenciaram a contribuição das fibras metálicas como reforço parcial ao concreto armado convencional, especialmente no que se refere ao controle de fissuração e ao aumento da tenacidade. No entanto, a aplicação do concreto reforçado com fibras de aço (CRFA) ainda enfrenta limitações significativas em obras reais, principalmente em razão dos elevados custos de produção e da reduzida familiaridade da mão de obra com essa tecnologia. No contexto brasileiro, sua utilização permanece, em grande parte, restrita ao meio acadêmico e a setores industriais específicos, onde o CRFA é empregado majoritariamente como reforço complementar para mitigação de fissuras e melhoria do desempenho pós-fissuração.

Pesquisadores, como FIGUEIREDO (2011), ressaltam que o mercado das fibras de aço tem se concentrado principalmente em aplicações de baixo consumo, com ênfase especial em pavimentos industriais, seguidos por uma parcela menor de utilização em elementos pré-moldados com outras aplicações. Um dos principais desafios associados às fibras de aço é o seu

custo elevado, o que torna imperativo conduzir pesquisas voltadas para a melhoria de sua eficiência prática. Esse esforço visa tornar esse material mais acessível e viável para uma gama mais ampla de aplicações.

A busca pela potencialização de forma expressiva na resistência à tração através de um desempenho superior com menores volumes de adição, implica diretamente em uma otimização do uso do material, com potencial de redução de custos associados ao consumo de fibras, à mão de obra de armaduras convencionais, e às necessidades de manutenção a longo prazo. Dessa forma, ao tornar o uso do CRFA mais tecnicamente eficaz, abre-se caminho para viabilizar economicamente sua aplicação em um espectro mais amplo de obras, superando as atuais restrições que limitam sua adoção ao meio acadêmico ou a nichos industriais especializados.

1.1 Justificativa

A relevância desta pesquisa fundamenta-se na necessidade de aprofundar o conhecimento sobre o concreto reforçado com fibras de aço (CRFA), especialmente no que diz respeito à maximização do seu desempenho estrutural por meio da orientação das fibras. Embora haja um esforço consolidado da comunidade científica em desenvolver metodologias que ampliem a aplicabilidade do CRFA, os estudos que investigam o potencial máximo das fibras de aço ainda são escassos. Essa limitação decorre, em grande medida, da dificuldade de se estabelecer procedimentos construtivos que garantam essa orientação de maneira eficaz e reproduzível em contextos práticos.

Além disso, verifica-se que a maioria das pesquisas existentes se concentram predominantemente em abordagens experimentais, sem avançar para o desenvolvimento de análises numéricas. Essa lacuna restringe a capacidade de generalização dos resultados e compromete o avanço da modelagem preditiva, que é essencial para a calibração de parâmetros e elaboração de diretrizes de dimensionamento. Nesse cenário, esta dissertação propõe-se a contribuir tanto com dados experimentais quanto com a validação numérica do comportamento do CRFA, com foco na orientação das fibras, visando não apenas à melhoria do desempenho mecânico, mas também à viabilidade técnica e econômica de sua aplicação em sistemas estruturais reais.

É amplamente debatido o quanto a disposição das fibras no concreto desempenha um papel crucial na determinação do seu comportamento geral. A combinação da orientação das fibras, juntamente com seu volume (V_f) pode resultar em uma alteração significativa na resposta de um elemento estrutural sob diferentes esforços e condições. Quando devidamente explorada e bem executada, a orientação das fibras tem o potencial de induzir melhorias substanciais no desempenho mecânico e na tenacidade do material (FERRARA, L., et al., 2012).

Estudos como os de LATASTE *et al.* (2008), AL-MATTARNE (2014) e CAVALARO *et al.* (2015) dedicaram-se à quantificação do grau de orientação e da variação volumétrica das fibras de aço incorporadas ao concreto, empregando métodos baseados em resistividade elétrica, variações de impedância e indução eletromagnética, respectivamente. Os resultados dessas pesquisas evidenciaram uma considerável heterogeneidade na distribuição das fibras dentro da matriz cimentícia, tanto em termos de concentração quanto de alinhamento espacial, mesmo quando adotado um volume teórico constante. Essa variabilidade pode comprometer significativamente o desempenho mecânico do material, o que também justifica estudos que não abordem perdas decorrentes dessas variabilidades.

A pesquisa de FILHO *et al.* (2018) por meio do método da indução, observou que para uma mesma peça de concreto, com um consumo de fibras de aço fixado em 20kg/m^3 , houve uma variância na sua distribuição equivalente a 19,9%, com consumos máximo e mínimos para a mesma peça equivalentes a $31,05$ e $13,80\text{kg/m}^3$ respectivamente. Por conta disso autores também perceberam que a baixa trabalhabilidade ocasionada pela presença de fibras causou a segregação das fibras no concreto, onde foi visto que o local de lançamento possuía um maior teor de fibras do que o resto da amostra.

1.2 Objetivos

1.2.1 Objetivo geral

Avaliar a influência da orientação das fibras de aço no desempenho estrutural de vigas de concreto armado contendo fibras de aço do tipo *hooked end*, por meio de ensaios experimentais de flexão sob três e quatro pontos e simulações numéricas, com ênfase na resistência residual, comportamento pós-fissuração e potencial de redistribuição de tensões, abrangendo a comparação entre arranjos orientados e aleatórios em três teores volumétricos de fibras: 0,5%, 1,0% e 1,5%.

1.2.2 Objetivos específicos

- Investigar o comportamento mecânico de vigas com três diferentes teores de fibras de aço, orientadas e aleatórias, submetidas a ensaios de flexão em quatro pontos, com foco na carga última, ductilidade e propagação de fissuras.
- Comparar os resultados obtidos experimentalmente com modelos numéricos desenvolvidos no *software* ABAQUS, de modo a validar o comportamento simulado frente aos dados reais e aprimorar a calibração de modelos para concreto com fibras.
- Analisar o impacto da orientação das fibras na redistribuição das tensões internas e no atraso da propagação das fissuras, utilizando evidências obtidas por mapas de deformação, curvas carga-deslocamento e registros visuais do processo de fissuração.
- Investigar o fator de orientação das fibras (FO) e sua relação com os ganhos estruturais observados, mesmo em situações onde o volume de fibras foi mantido constante.
- Avaliar a variação das tensões residuais em corpos de prova prismáticos entalhados, de acordo com as diretrizes normativas vigentes, nacionais e estrangeiras, correlacionando os resultados ao volume de fibras e à sua orientação.

1.3 Estrutura do trabalho

No primeiro capítulo é apresentada a introdução da pesquisa, contextualizando o papel do concreto armado na construção civil e suas limitações, justificando a utilização de fibras de aço como reforço complementar. São também abordados os objetivos do estudo e a motivação para a investigação da influência da orientação das fibras, tanto por meio de ensaios experimentais quanto de simulações numéricas.

No segundo capítulo, desenvolve-se uma revisão bibliográfica detalhada, abordando os fundamentos do concreto compósito e, especificamente, do concreto reforçado com fibras de aço (CRFA). São discutidas as propriedades mecânicas e reológicas do CRFA, os mecanismos de interação fibra-matriz, métodos de avaliação experimental, e modelos constitutivos utilizados na modelagem computacional por elementos finitos, com ênfase nos parâmetros do modelo *Concrete Damage Plasticity* (CDP).

No terceiro capítulo é descrito o programa experimental, compreendendo a caracterização dos materiais, a preparação dos corpos de prova, o processo de lançamento do concreto com fibras dispostas de forma aleatória e orientada, os ensaios de compressão e flexão, bem como o desenvolvimento e calibração do modelo numérico no software ABAQUS.

No quarto capítulo, são apresentados os resultados obtidos, com análise comparativa entre os dados. São discutidos o comportamento das vigas sob flexão, os mapas de fissuração, a evolução das deformações na armadura e no concreto, e as diferenças entre as configurações de orientação das fibras.

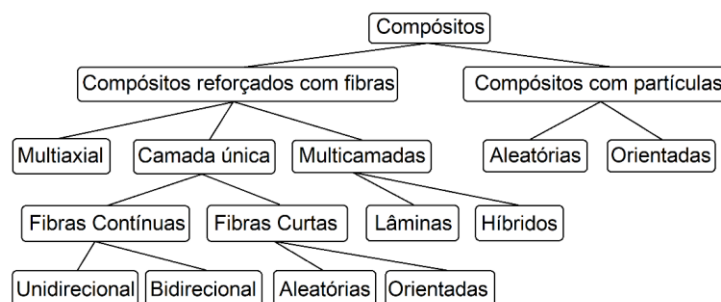
O quinto capítulo reúne as conclusões do trabalho, destacando a influência da orientação das fibras de aço na resistência residual, na distribuição de fissuras e na capacidade resistente das vigas. Também são feitas observações sobre a representatividade dos modelos numéricos em relação aos dados experimentais. Por fim, o sexto capítulo apresenta as referências bibliográficas utilizadas ao longo da pesquisa, que fundamentam teoricamente e metodologicamente o desenvolvimento do trabalho.

2.0 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Concreto

Os concretos são materiais formados por duas fases distintas que, em conjunto, ampliam sua resistência (FIGUEIREDO, 2011). Embora o uso de fibras tenha ganhado destaque recente nas pesquisas, sua aplicação remonta às primeiras construções com argilas reforçadas por fibras naturais, como palha ou capim (NAAMAN, 2003). As fibras modernas representam, portanto, uma evolução dessas técnicas primitivas. LEVY NETO e PARDINI (2006) descrevem detalhadamente o sistema atual de classificação dos compósitos (Figura 1).

Figura 1 - Proposta de classificação para materiais compósitos



Fonte: adaptado de LEVY NETO; PARDINI (2006)

2.2 Concreto reforçado com fibra de aço

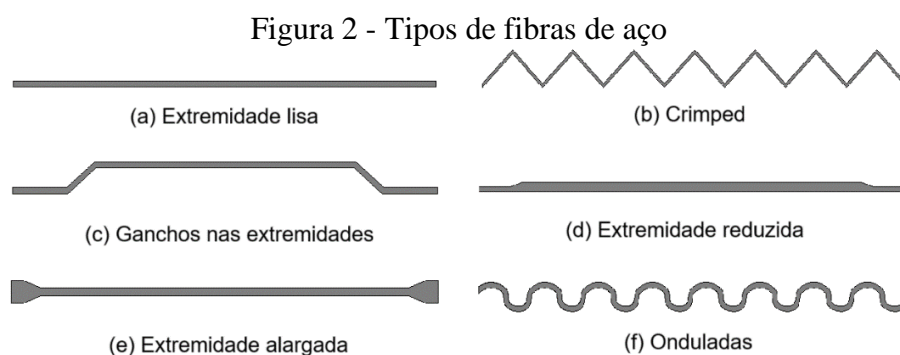
O CRFA pode ser definido como sendo um material constituído de uma mistura de cimento hidráulico, agregados, aditivos e fibras de aço organizadas de forma discreta e descontínua (MODELCODE10, 2011). Algumas das propriedades adicionais do concreto podem ser potencializadas com a adição de fibra de aço, como por exemplo a sua capacidade de absorção de energia mecânica, redução de fissuras, resistência a fadiga e a esforços estáticos e dinâmicos, além de provocar também um melhor comportamento à tração, flexão e cisalhamento (BARROS,1995).

O CRFA apresenta como uma de suas principais vantagens econômicas, a supressão, em certos casos, da mão de obra necessária para a montagem de armaduras convencionais, também propiciando um menor tempo de execução para estes elementos (BARROS, 2000). No entanto, SHAKHMENKO et al. (2007) cita que concretos com fibras com consumos superiores a 20 ou

30kg/m³ são considerados inviáveis a confecção sem a utilização de aditivos químicos que auxiliem na sua trabalhabilidade.

2.2.1 Características das fibras de aço

Quanto a metodologia de caracterização das fibras de aço, podemos destacar: seu fator de forma (l_f/d_f), que é uma relação entre o seu comprimento (l_f) e diâmetro (d_f), e a tensão de escoamento (f_{ys}), parâmetro importantíssimo na avaliação teórica da resistência e do dimensionamento. De acordo com MEHTA & MONTEIRO (2008), outras características importantes, e que podem ser destacadas, são os mecanismos de ancoragem, os quais temos: fibras lisas (*straight*), com ganchos (*hooked end*), onduladas (*crimped*) e torcidas (*torex*), conforme mostra a Figura 2.

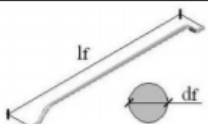
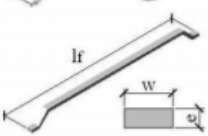
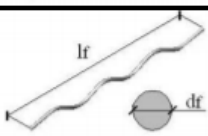
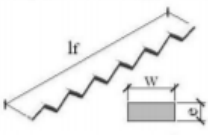
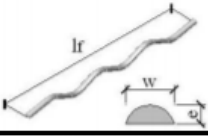
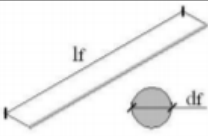
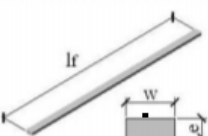


Fonte: adaptado de GOMES (2016)

A ABNT 15530 (2019) faz considerações a respeito da classificação das fibras, e ajuda na compreensão de algumas de suas propriedades de forma particular, como pode ser observado na Figura 3, que as subdivide em três classes principais. Na Classe I temos as fibras de arame trefilado a frio, na Classe II temos as fibras de chapas laminadas cortadas a frio, e na classe III temos as fibras de arame trefilado escarificadas.

De acordo com GONÇALVES (2019) existem dois parâmetros muito importantes para a avaliação da contribuição das fibras junto a matriz de concreto, que são o seu teor de fibras e o fator de forma, pois estes garantem uma melhor coesão do material e, tem a capacidade de modificar de forma considerável as propriedades finais da estrutura de acordo com seu dimensionamento. O autor ainda ressalta que o tipo de agregado e a relação matriz-fibra são imprescindíveis para se garantir melhores resultados para o CRFA.

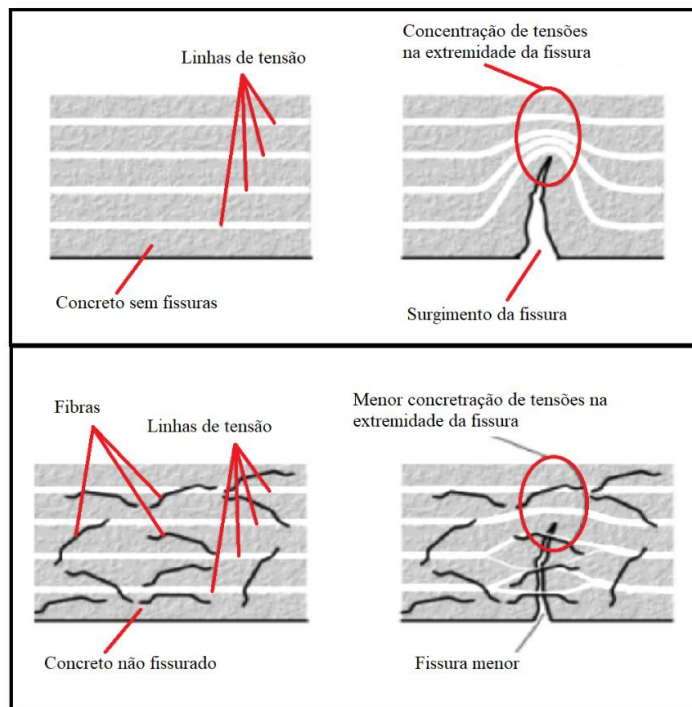
Figura 3 - Classificação das fibras de aço

Tipo	Classe	Geometria	Fator de forma mínimo	Limite de resistência à tração (MPa)
A	I		40	1000
	II		30	500
C	I		40	800
	II		30	500
	III		30	800
R	I		40	1000
	II		30	500

Fonte: ABNT NBR 15530:2019

Um dos aspectos mais importantes dentro da incorporação de fibras de aço no concreto, é a sua capacidade de resposta ao surgimento de fissuras. De acordo com FIGUEIREDO (2000) as fissuras no concreto simples se apresentam na forma de barreiras de propagação, diretamente relacionadas a distribuição das tensões, a inserção das fibras de aço junto a matriz de concreto, provocam uma melhor distribuição das linhas de tensão, mesmo após o surgimento das fissuras dentro do elemento estrutural reforçado, uma vez que a distribuição das linhas de tensão são feitas pelas continuidades da fibra, o que não ocorre no concreto convencional, como pode ser observado na Figura 4. Vale ressaltar que o ângulo das fibras também tem um papel muito importante na capacidade de distribuição dessas tensões.

Figura 4 - Comportamento do CRFA sob efeito de tração



Fonte: adaptado de BARROS (2009)

De acordo com NASCIMENTO e BRAZ (2015) a exposição do concreto convencional a ação de tração de cargas externas, variações térmicas, mudança de umidade e principalmente a retração, são importantes fatores que provocam o surgimento ocasional de fissuras. A aplicação das fibras nesse quesito, auxilia na redução desses efeitos, principalmente no que concerne ao surgimento de fissuras. Além desses fatores, o ACI 544.1R (1996) também cita que adições correspondentes a 1,5% de fibras a massa de concreto podem provocar também um acréscimo na resistência de até 30% para estes tipos de esforços ou condições.

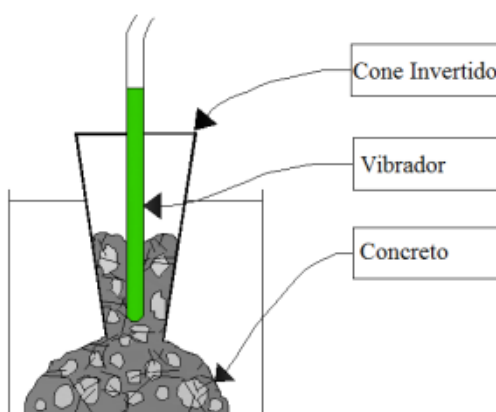
Diversas irregularidades podem acabar surgindo se o processo de produção do CRFA não for adequado, tanto no estado fresco quanto no endurecido, um desses problemas recorrentes é o aparecimento de ouriços durante o estado fresco, ou mesmo o surgimento de brocas de concretagem, caso a vibração não ocorra da forma ideal, principalmente para volumes de fibras iguais ou superiores a 1,0%.

2.2.2 Propriedades do CRFA no estado fresco

O *State-of-the-art report on fiber reinforced* (ACI 544.1R, 2002) estabelece que a dosagem do concreto reforçado com fibras de aço (CRFA) deve ser feita de modo a permitir o lançamento e o adensamento do material com o menor esforço possível. Nesse contexto, FIGUEIREDO (2011) recomenda a utilização de ensaios como o cone de abatimento invertido ou o VeBe para avaliar a trabalhabilidade. O procedimento do cone invertido (Figura 5) consiste em inverter o molde tradicional e preenchê-lo com concreto no estado fresco, sem necessidade de compactação, observando-se sua capacidade de escoamento.

A introdução de fibras no concreto costuma reduzir sua trabalhabilidade, sendo essa perda proporcional à quantidade de fibras incorporadas. Segundo MEHTA & MONTEIRO (1994), a adição de 1,5% de fibras de aço pode causar uma redução de até 200 mm no abatimento, quando comparado a um concreto sem fibras. No entanto, esse valor depende diretamente do tipo de agregado utilizado e da relação água/cimento adotada.

Figura 5 - Ensaio de cone invertido

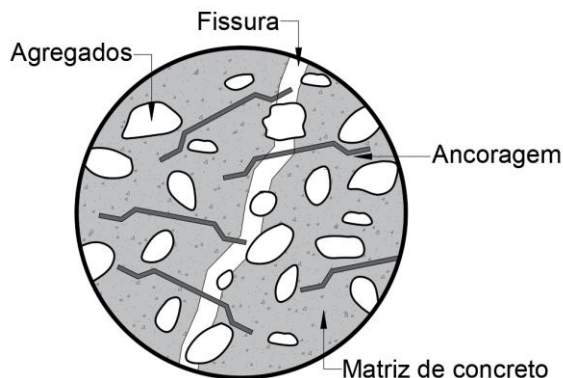


Fonte: FIGUEIREDO (2000)

O adensamento adequado do CRFA é crucial para assegurar uma distribuição uniforme das fibras na matriz cimentícia. Quando mal executado, pode resultar em aglomerações de fibras e zonas com baixa concentração, comprometendo o desempenho mecânico do concreto e sua capacidade de controle de fissuras, especialmente nas regiões tracionadas. Assim, o adensamento eficaz não só garante a integridade estrutural e densidade do material, como também potencializa a atuação das fibras como elemento de reforço.

2.2.3 Propriedades do CRFA no estado endurecido

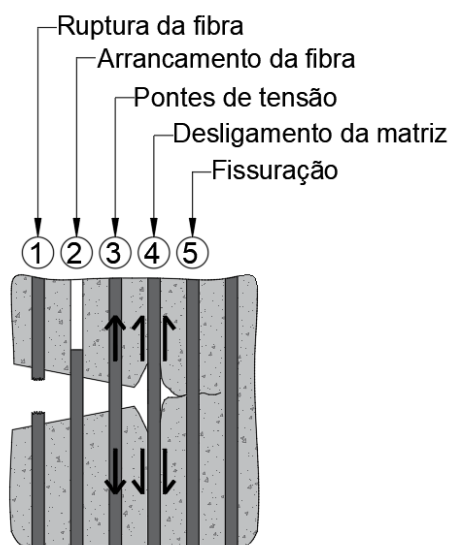
Figura 6 - Ligação da fibra com a matriz cimentícia do concreto



Fonte: Adaptado de HWANG *et al.*, (2013)

A maior parte do comportamento distinto apresentado pelo CRFA advém da interação da fibra com a superfície do concreto (Figura 6). De acordo com GARCEZ (2005), cada fase deste processo pode ser dividida em 5 etapas como mostra a Figura 7. A fase 5 é estritamente caracterizada pelo atrito lateral da fibra, a fase 4 é caracterizada pelo início do deslocamento da fibra dentro da matriz de concreto. Na fase 3 as primeiras pontes de transferência de tensão surgem e evitam que o concreto rompa bruscamente. Da fase 3 em diante a fibra pode ser completamente arrancada da matriz de concreto, ou pode escoar até ser completamente rompida.

Figura 7 - Mecanismo de transferência de esforços e ruptura



Fonte: adaptado de GARCEZ (2005)

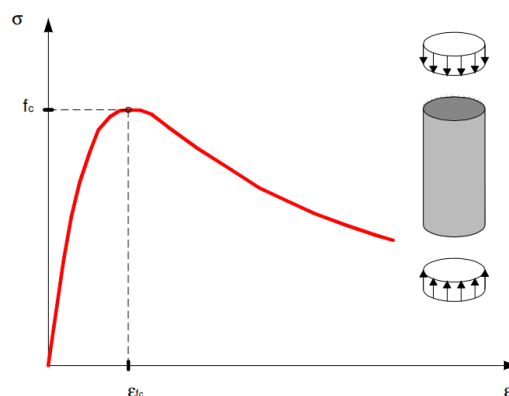
Estudos demonstram também que, o ângulo de inclinação das fibras em relação à direção da força aplicada afeta significativamente a resistência ao arrancamento no concreto endurecido. Fibras inclinadas entre 30° e 45° tendem a apresentar maior resistência ao arrancamento devido ao aumento da área de contato e ao efeito de ancoragem mecânica. No entanto, ângulos maiores podem levar a uma redução na resistência (LEE *et al.*, 2010). Dessa forma, ao induzir uma orientação das fibras, não se muda apenas a homogeneidade do compósito, mas também altera seu comportamento interno dentro da estrutura.

2.2.4 Resistência à compressão

FIGUEIREDO (2000) pontua que a incrementação de fibras pode provocar em certos casos a má compactação do material, caso seja dosado de forma incorreta, o que pode provocar a diminuição, em certos casos, da resistência a compressão do CRFA. Em complemento a assertiva proposta pelo *American Concrete Institute* (ACI 544.1R, 2002), o CEB-FIB (2010) relata que concretos reforçados com fibra em volume inferior a 1,5% não adquirem resistência a compressão adicional se comparados ao concreto convencional, somente maiores índices de absorção de energia.

Segundo RAMLI & DAWOOD (2011) a qualidade da fibra utilizada, assim como suas condições de ancoragem, são fatores de primordial importância que conduzem a acréscimos consideráveis na resistência do CRFA, além do reforço proporcionado pelo aumento da tensão resistente, no que se refere a deformação desses tipos de concreto, mas sem grandes contribuições consideráveis para a sua resistência a compressão direta.

Figura 8 - Curva tensão x deformação típica obtida em ensaios de compressão

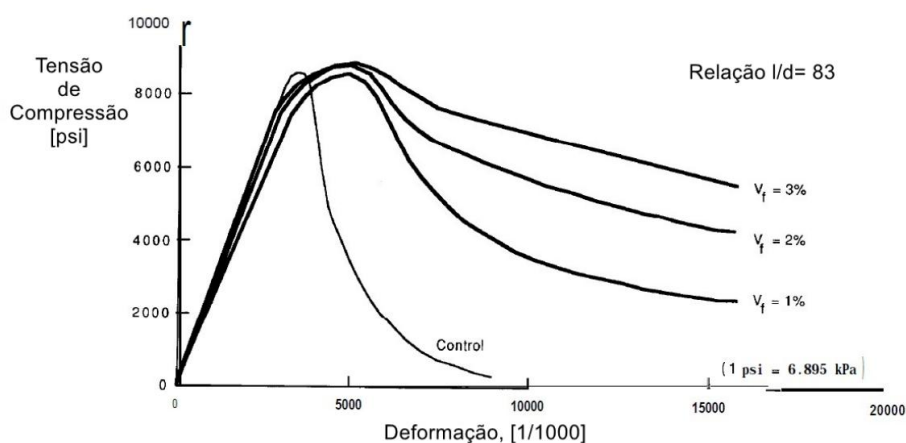


Fonte: NATARAJA *et al.* (1999)

Com relação a curva *tensão x deformação* mostrada na Figura 8, tanto a curva ascendente quanto a descendente são afetadas pela adição de fibras, mas o grande benefício provocado pelo compósito é realmente observado no processo de pós fissuração, na fase de amolecimento do concreto (NATARAJA *et al.*, 1999).

Como pode ser visto na Figura 9, a respeito dos trabalhos FENELLA & NAAMAN (1985), para diferentes valores de consumo de fibra o concreto apresentou uma tensão limite quase que semelhante, mas o seu ganho de energia e tenacidade foi diretamente proporcional a porcentagem de fibra aplicada para os corpos de prova.

Figura 9 - Influencia do volume de fibras na resistência à compressão



Fonte: adaptado de ACI-544 (2009)

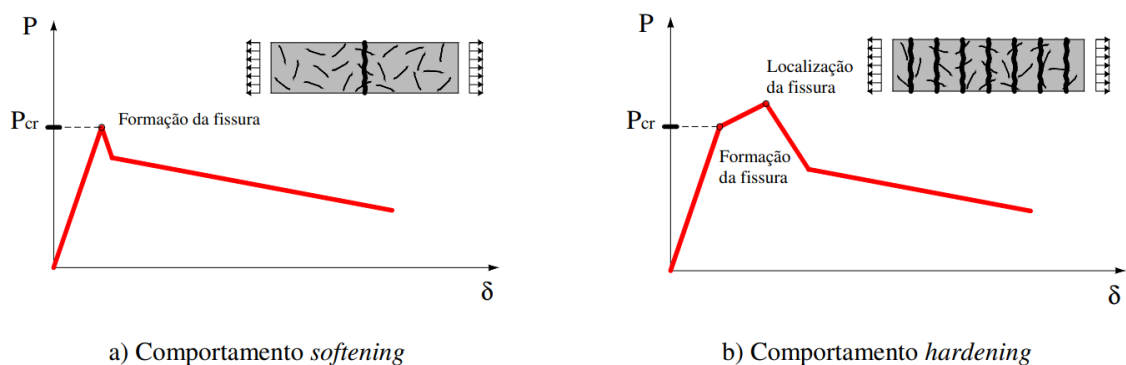
2.2.5 Resistência à tração direta

Dependendo do volume de fibras utilizado, a resistência a tração gerada pela primeira fissuração no CRFA não é muito diferente do concreto comum, mas a sua tensão residual apresenta uma grande contribuição final, quanto mais uniformemente distribuídas as fibras estiverem na matriz, maior será a transferência de esforços por meio das pontes de tensão, resultando assim numa maior ductilidade do material antes da falha completa.

O MODEL CODE 10 (CEB-FIP, 2010) não recomenda que sejam realizados ensaios de tração direta para determinação da resistência a tração de concretos reforçados com fibra de aço, por conta da difícil interpretação dos resultados, e da complexidade de sua montagem. A forma mais adequada de realizar essa caracterização, seria por meio do ensaio de flexão sob 3 pontos em vigas entalhadas.

O comportamento da curva tensão-deformação do concreto reforçado com fibras de aço (CRFA) após a fissuração, pode apresentar dois tipos distintos de resposta mecânicas, *softening* ou *hardening*, conforme mostra a Figura 10. O comportamento do tipo *softening* é caracterizado por uma redução contínua da capacidade resistente após a formação das primeiras fissuras, refletida por uma curva descendente no diagrama tensão-deformação. Por outro lado, o comportamento *hardening* apresenta um incremento de resistência mesmo após o início da fissuração, evidenciado por uma elevação na curva após o limite elástico inicial (MODEL CODE 10, 2010).

Figura 10 - Comportamento do CRFA em ensaios de tração



Fonte: CEB-FIB (2010)

RILEM TC 162-TFD (2001) estabelece os parâmetros para a realização dos ensaios de flexão, mas ressalta que este ensaio serve principalmente para estabelecer uma relação entre tensão e abertura de fissura. O ensaio de flexão ainda serve como baliza para avaliar o grau de contribuição das fibras na resistência residual das vigas, oferecendo uma indicação prática do comportamento estrutural do material frente à presença das fibras.

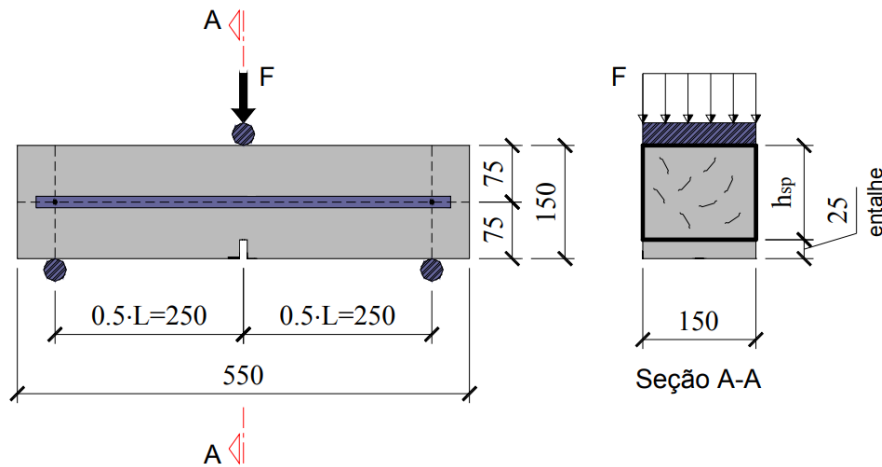
2.2.6 Resistência à tração na flexão: RILEM TC 162-tdf (BARR *et al.*, 2002)

O RILEM TC 162-TDF (BARR *et al.*, 2002) e a NBR 12142 (ABNT, 2010) prevê que o comportamento do CRFA quando submetido a esforços de tração, seja estudado por meio das áreas delimitadas a partir das curvas carga-deslocamento, ou por meio do gráfico carga-CMOD (*Crack Mouth Opening Displacement*), normalmente obtidos a partir de ensaios de flexão sob 3 pontos em vigas entalhadas submetidas a flexão, conforme mostra a Figura 11. A partir desse

ensaio podemos determinar tanto os valores das resistências equivalentes quanto os valores das residuais das vigas.

De acordo com OLIVEIRA (2012), a resistência à tração obtida por meio do ensaio de compressão diametral geralmente corresponde a cerca de 70% do valor alcançado em ensaios de flexão. Dessa forma, o ensaio de flexão se mostra mais adequado para representar o comportamento do concreto reforçado com fibras de aço (CRFA) após a fissuração, alinhando-se às recomendações apresentadas pelo *Model Code 10*.

Figura 11 – Esquema de ensaio de tração por flexão



Fonte: RILEM TC 162-TDF (2002)

A aferição da carga neste ensaio ocorre por meio da célula de carga, e um LVDT, estes instrumentos medem respectivamente, a carga aplicada na viga, clip gauge do entalhe e por fim o deslocamento vertical da viga. Como não foram utilizados instrumentos de aferição para o CMOD, este foi calculado a partir da Equação 1.5. As tensões residuais e o limite de proporcionalidade foram calculados através das respectivas Equações 1.1, 1.2, 1.3 e 1.4:

$$f_{fct,L} = \frac{3 \cdot F_l \cdot L}{2 \cdot b \cdot h_{sp}^2} \quad (1.1)$$

$$f_{eq,2} = \frac{3}{2} \cdot \frac{D_{BZ,2}^f}{0.50} \cdot \frac{L}{b \cdot h_{sp}^2} \quad (1.2)$$

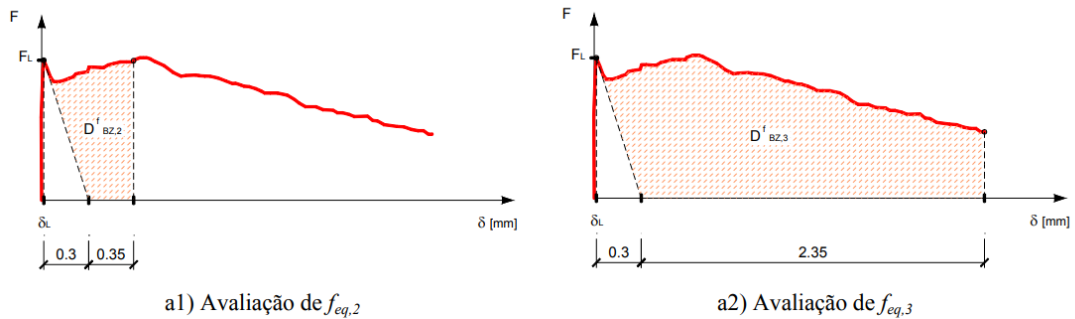
$$f_{eq,3} = \frac{3}{2} \cdot \frac{D_{BZ,2}^f}{2.50} \cdot \frac{L}{b \cdot h_{sp}^2} \quad (1.3)$$

$$f_{R,i} = \frac{3 \cdot F_{R,i} \cdot L}{2 \cdot b \cdot h_{sp}^2} \quad (1.4)$$

$$w_{CMOD} = \delta - \delta_p \quad p / \delta > \delta_p \quad (1.5)$$

As equações 1.2 e 1.3 são usadas para calcular a capacidade de absorção de carga, que teoricamente é definida como a área projetada pelo gráfico carga-deslocamento, como pode ser observado na Figura 12.

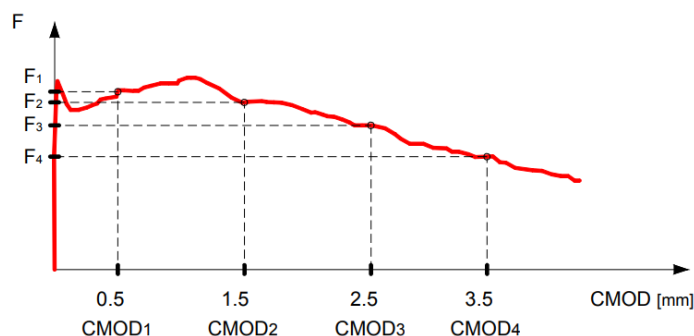
Figura 12 – Diagrama de carregamento e capacidade de absorção de energia



Fonte: RILEM TC 162-TDF (2002)

Por fim, as tensões residuais também podem ser determinadas por meio de quatro pontos de CMOD (*Crack Mouth Opening Displacement*), correspondentes às aberturas de 0,5 mm, 1,5 mm, 2,5 mm e 3,5 mm, conforme ilustrado na Figura 13. O ACI 544.1R (1996) destaca que os concretos reforçados com fibras apresentam um aumento na resistência à tração na flexão entre 50% e 70%, quando comparados a concretos convencionais submetidos aos mesmos esforços, devido à melhor distribuição de tensões na matriz cimentícia, tanto antes quanto após a fissuração.

Figura 13 – Gráfico carga x CMOD



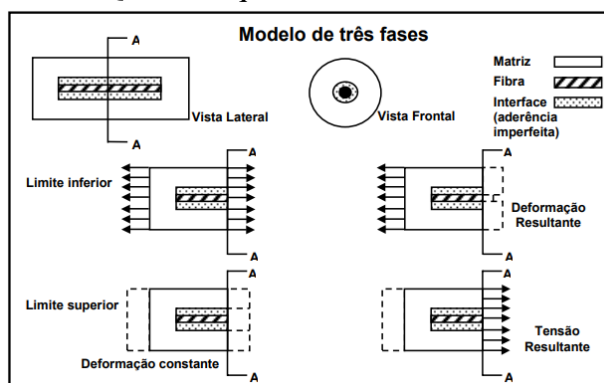
Fonte: adaptado de RILEM TC 162-TDF (Barr *et al.*, 2002)

2.2.7 Módulo de elasticidade

O módulo de elasticidade do concreto é definido pelas propriedades elásticas de seus materiais constituintes. Segundo OLIVEIRA (2012), não apenas o tipo de agregado deve ser considerado nesses casos, mas também o tipo de aderência que esse agregado estabelece com a matriz cimentícia. De acordo com KOKSAL et al. (2008), a adição de fibras pode, em alguns casos, reduzir o valor do módulo de Young. No entanto, essa propriedade está mais relacionada ao traço do concreto do que às fibras em si, podendo variar conforme o consumo de fibras (C_f) adotado.

No contexto de análises numéricas, especialmente em modelos baseados no método dos elementos finitos, o módulo de elasticidade é um parâmetro fundamental de entrada, pois define a rigidez inicial do material e influencia diretamente os resultados da simulação, como o comportamento tenso deformacional e a distribuição de esforços internos. A correta determinação desse parâmetro é, portanto, essencial para garantir a confiabilidade e a precisão dos modelos computacionais utilizados na representação do comportamento do concreto reforçado com fibras de aço.

Figura 14 - Quadro esquemático do modelo de três fases



Fonte: adaptado de ALWAN & NAAMAN (1994)

O módulo de elasticidade de concretos compósitos pode ser determinado com base nas propriedades mecânicas dos materiais e na fração volumétrica de seus componentes, ou por meio da teoria da homogeneização, que representa o compósito como um material homogêneo equivalente (NAAMAN & REINHARDT, 1995; GUEDES, 1990). O modelo de três fases de ALWAN & NAAMAN (1994) considera uma interface em torno da fibra, e o cálculo do módulo é feito por meio de uma combinação linear de análises limites.

Esses limites, por sua vez se dividem em superior e inferior, na parte superior se assume uma distribuição uniforme de deformações, enquanto que no limite inferior se assume uma distribuição uniforme de tensões. Cada limite, é expresso por meio das seguintes equações:

- Limite inferior:

$$E_{c\ inf} = \frac{Q}{\left[\frac{1 - \frac{\tanh(\lambda l_f)}{\lambda l_f}}{E_f} \right] + \left[\frac{(Q - 1) + \frac{\tanh(\lambda l_f)}{\lambda l_f}}{E_m} \right]} \quad (2.1)$$

- Limite superior:

$$E_{c\ sup} = V_f \cdot E_f \cdot \left[1 - \frac{\tanh(\lambda l_f)}{\lambda l_f} \right] + V_m \cdot E_m \quad (2.2)$$

Onde,

l_f = Comprimento da fibra

r_f = Raio da fibra

A_f = Área da fibra

k = Módulo de aderência da interface

Realizando uma combinação linear das equações 2.1 e 2.2, obtemos o valor médio para o módulo de elasticidade para compósitos com fibras alinhadas, dado pela Equação 2.3:

$$E_{med} = \alpha \cdot E_{c\ inf} + (1 - \alpha) \cdot E_{c\ sup} \quad (2.3)$$

Para a determinação do módulo considerando fibras desalinhadas utiliza-se o modelo de REUSS modificado, que considera dentro da equação, fibras ordenadas de forma normal ao carregamento, levando em conta também fatores como a porosidade provocada pela adição das fibras (Equação 2.4):

$$E_{mod} = \frac{\left(\frac{1-p}{1-p_o}\right)^3}{E_f \cdot V_m + \left(\frac{1-p}{1-p_o}\right)^3 E_m \cdot V_f} \quad (2.4)$$

Onde:

p = porosidade da matriz com fibras

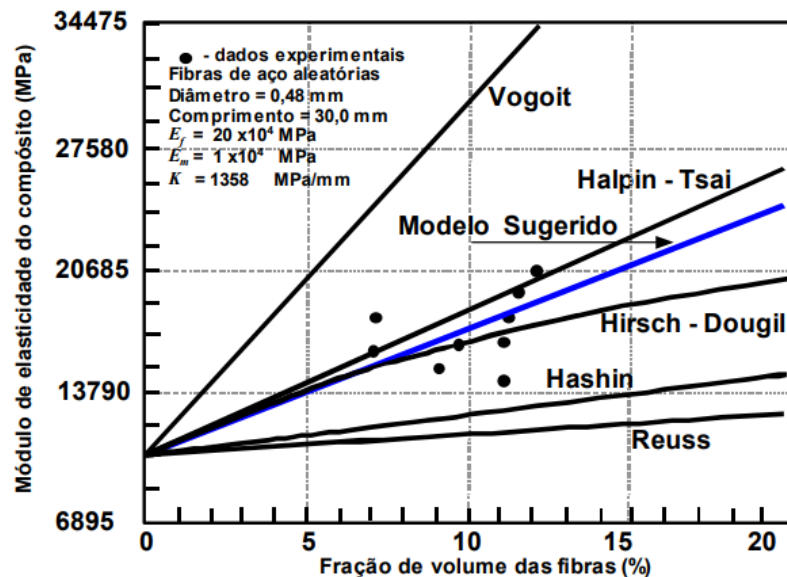
p_o = porosidade da matriz sem fibras

Realizando então, a combinação das equações 2.3 e 2.4 chegamos à expressão do módulo de elasticidade para compósitos com as fibras aleatoriamente distribuídas (Equação 2.5).

$$E_{c \text{ aleatório}} = \mu E_{med} + (1 - \mu) E_{mod} \quad (2.5)$$

Onde o valor de μ é um coeficiente determinado pelo autor e com valor médio de 0,5. A Figura 15 compara a proposta deste modelo experimental, com modelos mais simples de duas fases.

Figura 15 - Comparação entre modelos e dados experimentais para E
ALWAN (1994)



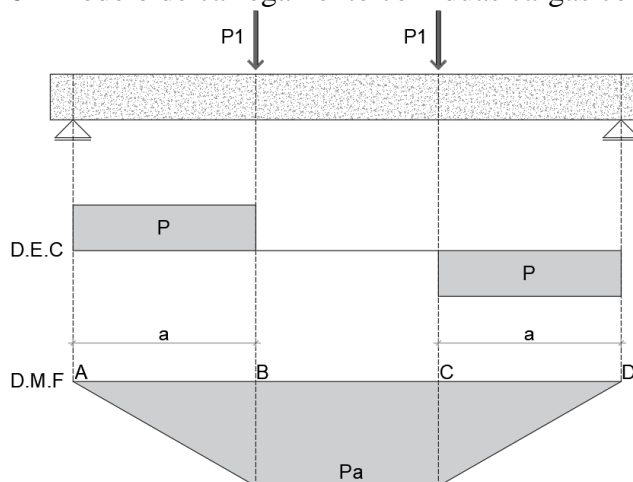
Fonte: adaptado de NAAMAN & REINHARDT (1995)

2.3 Ensaio de flexão sob 4 pontos

2.3.1 Fundamentação teórica do ensaio de flexão

O ensaio consiste no carregamento gradativo de uma viga retangular bi apoiada dimensionada a partir da teoria clássica de Morsh, com duas cargas concentradas $P1$ simétricas dispostas conforme mostra a Figura 16. Esta carga é gradualmente aumentada até a perda de resistência e consequente ruptura da peça, apresentando entre os trechos BC uma flexão pura, sem a presença de esforços de cisalhamento. Os trechos AB e CD atuam sob flexão simples, ou seja, com esforços conjuntos de flexão e cisalhamento.

Figura 16 - Modelo de carregamento com duas cargas concentradas

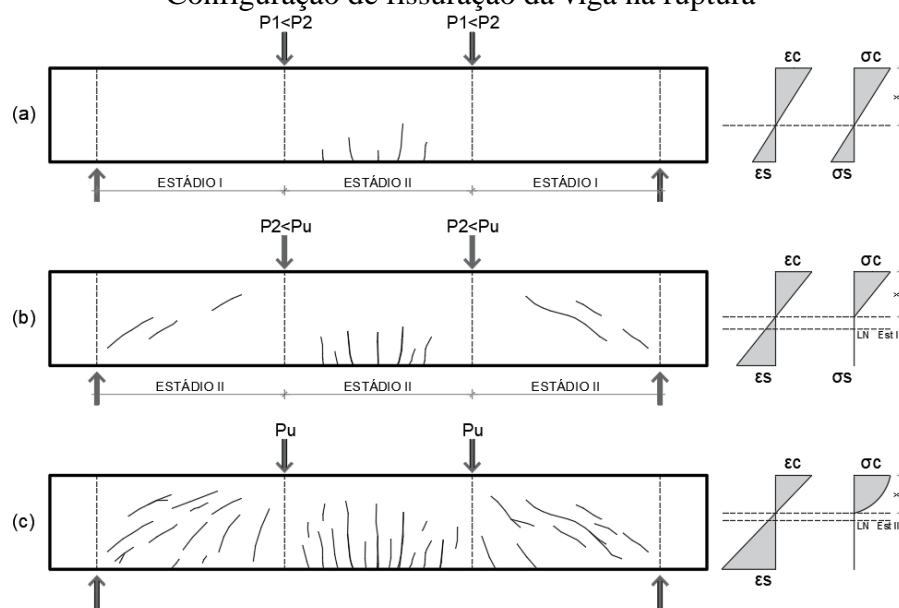


Fonte: adaptado de CHAER e OLIVEIRA (2001)

O comportamento resistente da viga submetido a este tipo de ensaio pode ser dividido em 3 estágios principais (Figura 17). No estágio I, ainda com pequenos valores de $P1$, a viga não apresenta fissuras, e a tensão de tração provocada pela flexão é inferior a resistência última do concreto, o que faz com que a viga trabalhe no estado plano de tensões. No estágio II a força $P1$ passa para $P2$, fazendo com que a tensão de ruptura à tração provocada pelo momento máximo no trecho BC seja atingida, a partir desse ponto, surgem as primeiras fissuras de flexão e os esforços de tração são absorvidos pelas armaduras longitudinais. É importante ressaltar que os trechos AB e CD próximos aos apoios ainda se encontram no estágio I, sem a presença de fissuras.

Quanto mais próximo P_2 fica de P_u , surgem as primeiras fissuras inclinadas (causadas pelo cisalhamento) ao longo dos trechos próximos aos apoios, sendo a orientação dessas fissuras quase perpendiculares as linhas de tensão principal de tração. Estas fissuras aumentam de forma progressiva até que P_2 seja igual P_u , passando assim para estágio final. No terceiro estágio, ocorre um aumento da carga até o colapso (P_u), provocando a plastificação do concreto dessa região, o deixando mais próximo ainda da ruptura. Neste ponto, toda a viga é forçada a trabalhar fissurada, com exceção de algumas pequenas regiões localizadas próximas aos apoios.

Figura 17 - (a) Início do estágio de fissuração (b) formação de fissuras inclinadas (c) Configuração de fissuração da viga na ruptura



Fonte: adaptado de CHAER e OLIVEIRA (2001)

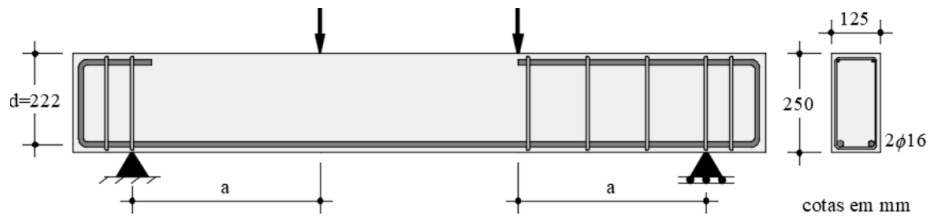
2.3.2 Influência da relação a/d segundo GALI & SUBRAMANIAM

SUBRAMANIAM (2019) estudou o comportamento de vigas em CRFA com diferentes relações a/d e consumo de fibra (C_f), variando entre 1,8 , 2,25 e 3, e 0,5% e 0,75% respectivamente. O valor de a/d é a relação do vão de cisalhamento pela altura útil da viga analisada (Figura 19). O objetivo da sua pesquisa foi estudar a influência da ausência de estribos nas seções aonde o único reforço de cisalhamento seriam as fibras.

Durante a pesquisa percebeu-se uma correlação entre o maior o valor de a/d , e obtenção de maiores valores de resistências ao cisalhamento para as vigas, obtendo assim, diferentes modos de ruína para variação desse índice. Quando a/d apresentava valores entre 2,25 e 3,0, as vigas se tendenciavam a romper de forma conjunta entre flexão e cisalhamento. O autor também

constatou que as vigas que obtiveram uma relação a/d próxima a 1,8 apresentaram modos ruína que passavam de cisalhamento para flexão, notando também que, para altos consumos de fibra, os modos de ruptura passaram de cisalhamento para flexão, resultando em um melhor controle de fissuras e rupturas mais dúcteis.

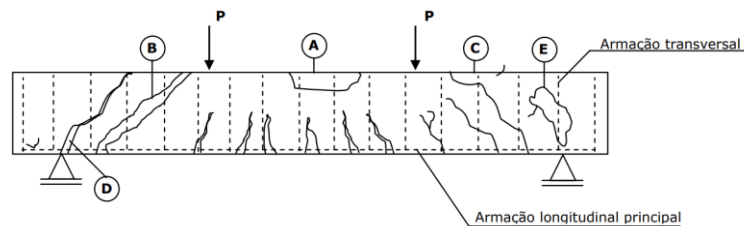
Figura 18 - Esquema de ensaio e relação a/d



Fonte: GALI & SUBRAMANIAM (2019)

2.4 Modos de ruptura

Figura 19 - Modos de Ruptura



Fonte: SUSSEKIND (1895)

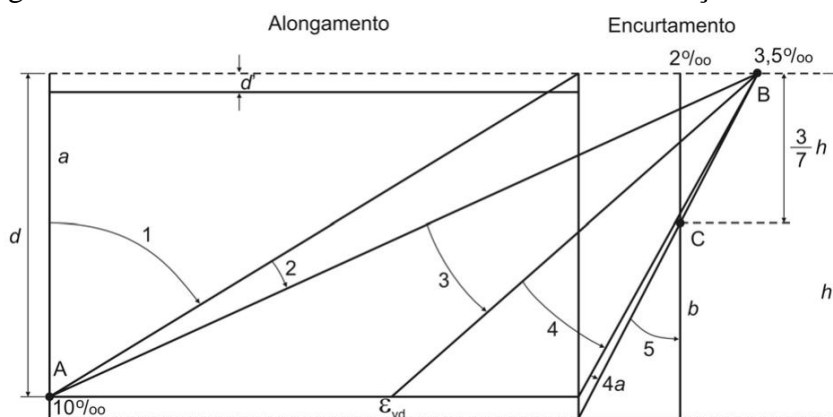
Podemos dividir as formas de ruptura em uma viga, de forma simplificada, em 5 diferentes grupos (Figura 19):

- A- Ruptura na flexão por esmagamento do concreto
- B- Ruptura de cisalhamento por tração da armadura transversal
- C- Ruptura por força cortante-flexão
- D- Ruptura por falha de ancoragem
- E- Ruptura de cisalhamento por esmagamento das bielas de compressão

A NBR 6118 (ABNT, 2023) correlaciona diretamente as formas de ruptura de um elemento de concreto armado, por meio do desenvolvimento das tensões e deformações em sua

seção transversal, imaginando os domínios de estado limite último de uma seção transversal qualquer, para um determinado elemento de concreto armado, conforme mostra a Figura 20.

Figura 20 - Domínios de estado limite último de uma seção transversal



Fonte: NBR 6118 (ABNT, 2023)

2.4.1 Ruptura por flexão

Em estruturas de concreto armado submetidas à flexão, a ruptura pode ocorrer, predominantemente, por dois mecanismos distintos: a ruína por deformação plástica excessiva do aço e a ruptura por esmagamento do concreto comprimido. No primeiro caso, caracterizado por uma falha dúctil, a armadura tracionada atinge seu limite de escoamento, iniciando um processo de redistribuição interna de tensões.

À medida que a deformação se concentra nas fibras inferiores da seção, ocorre o aumento progressivo da curvatura da viga e a redução da zona comprimida, até que o concreto atinja sua capacidade máxima de compressão, culminando em colapso. Esse tipo de falha é desejável do ponto de vista da segurança estrutural, pois ocorre de forma gradual e com sinais prévios visíveis, como fissuras e flechas excessivas.

No segundo caso, relacionado a um superdimensionamento da armadura, especialmente em seções onde a taxa de armadura ultrapassa o limite balanceado, a falha se dá de forma frágil, com o rompimento prematuro do concreto comprimido antes que o aço tracionado atinja o escoamento. Essa condição compromete a ductilidade da estrutura, resultando em uma ruptura abrupta, com pouca deformação prévia e sem sinais significativos de alerta, o que representa um risco elevado em termos de segurança (LEONHARDT & MÖNNIG, 1981).

2.5 Análise computacional

2.5.1 Abaqus SE

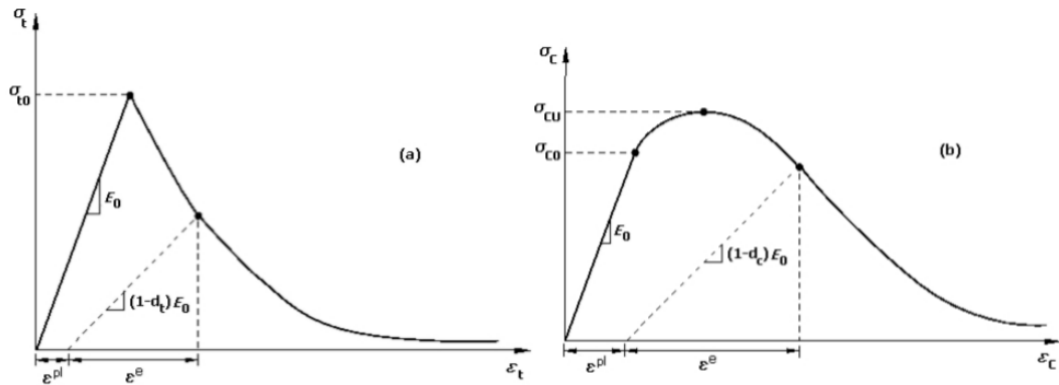
O ABAQUS SE, é uma ferramenta computacional que possibilita a realização de análises não-lineares por meio do Método dos elementos finitos (MEF), e se trata de uma ótima ferramenta para a solução de problemas de ordem estática e dinâmica, tanto em duas quanto em três dimensões (HIBBIT, KARLSSON & SORENSEN, 2012). O *software* por sua vez, possibilita a realização de simulações mediante 3 (três) modelos de comportamento não-linear para o concreto. Dois deles são baseados numa distribuição de fissuras nomeados como CSC (*Concrete Smeared Craking*) e BC (*Brittle Craking*), sendo o terceiro desenvolvido a partir dos conceitos da teoria da plasticidade, também conhecido como CDP, ou *concrete Damaged Plasticity* (CDP).

Para este trabalho utilizou-se a metodologia CDP para o estudo do comportamento do concreto. A utilização dessa metodologia é apoiada por CASPER (2017), pois desta forma, os modelos apresentam a mesma definição para o comportamento do concreto sobre compressão uniaxial, por meio da definição da deformação plástica sofridas no material, dentre diversos outros fatores. DUTRA (2012) por sua vez, ainda afirma que este modelo é o que melhor representa o comportamento do CRFA homogeneizado, devido a sua evolução de dano ser feita de forma isotrópica, sendo também mais fácil a análise do comportamento à tração pelo usuário.

2.5.2 Concrete Damaged plasticity (CDP)

A metodologia de cálculo CDP está inteiramente relacionada com as deformações irreversíveis que um material sofre quando submetido a determinado esforço. A sua conceitualização é baseada no trabalho conjunto da teoria da plasticidade com a mecânica do dano contínuo, nele o concreto é considerado um material coesivo com atrito, onde as duas principais formas de falha estão relacionadas com a fissuração gerada pelo esforço de tração, e o esmagamento provocado pelo esforço de compressão (Figura 21).

Figura 21 - Resposta do concreto a tensões uniaxiais (a) tração (b) compressão

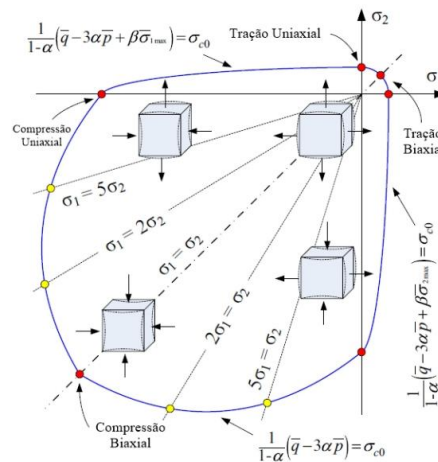


Fonte: HIBBIT, KARLSSON & SORENSEN (2012)

O concreto assim como outros materiais mantem seu comportamento elástico linear até que a tensão atinja o valor da resistência máxima a tração, coincidindo com a sua tensão de limite elástico. Após atingir este estágio, o concreto começa a apresentar microfissuras, que acabam por representar a fase amolecimento da curva tensão-deformação do material.

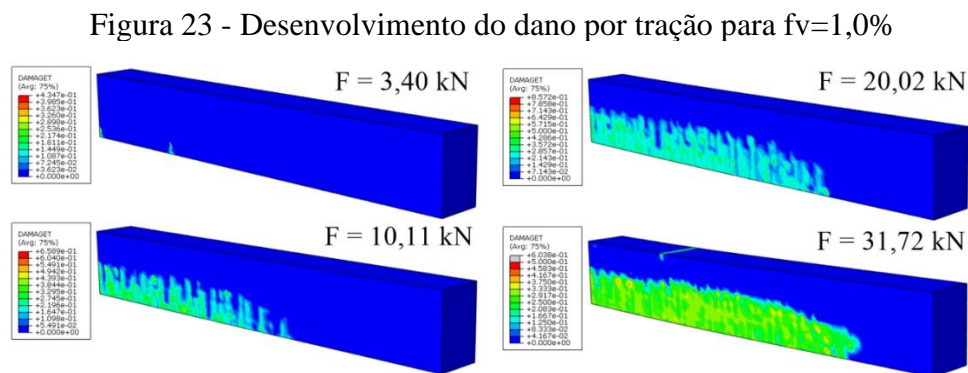
Os modelos constitutivos para o concreto dentro do *software* levam em conta diversos fatores, como o tipo de representação da lei de escoamento, critérios de plastificação, fluxo plástico, dano plástico, dentre outros parâmetros. O critério de ruptura adotado no trabalho segue as especificações da Figura 22, que representa a admissão da superfície de falha para o estado plano de tensões:

Figura 22 - Superfície de falha para o modelo CDP no estado plano de tensões



Fonte: Adaptado de CHI *et al.*(2017)

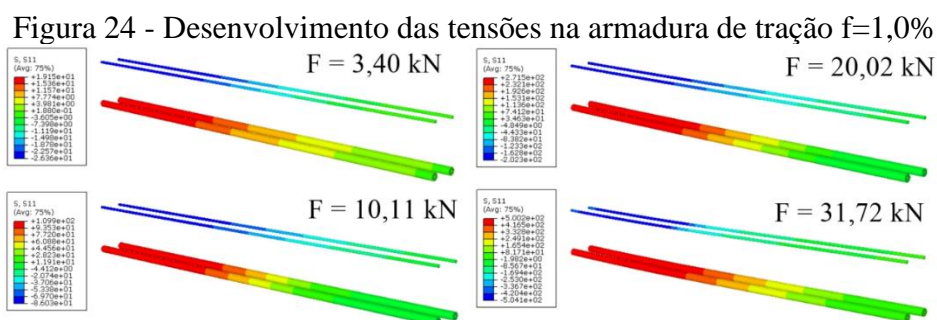
Mais critérios relacionados ao funcionamento do modelo de dano plástico são pontuados em maiores detalhes pelas pesquisas de LUBLINDER *et al.* (1989) e por LEE FENVES (1998). Como exemplo para a aplicação da metodologia, pode-se citar o trabalho de MATOS (2021), que realizou um estudo computacional em vigas de concreto reforçado com fibras de aço por meio do método dos elementos finitos, algumas das amostras modeladas pelo autor são apresentadas na Figura 23, nela podemos observar o desenvolvimento do dano no concreto a partir das deformações plásticas geradas pelo carregamento de tração.



Fonte: MATOS (2021)

2.5.3 Modelos constitutivos Elastoplásticos do aço

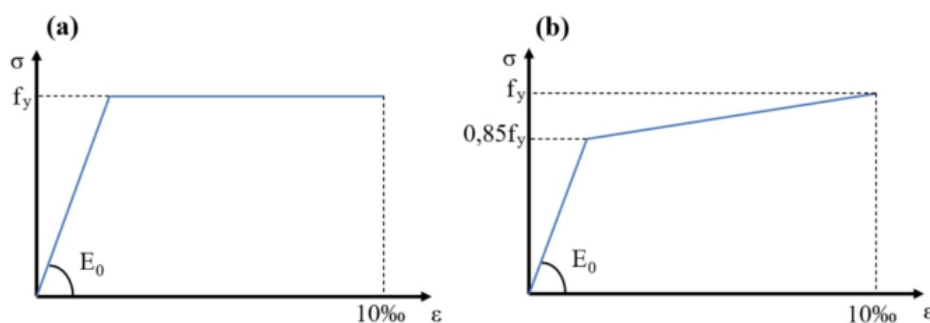
O comportamento das armaduras é considerado elastoplástico perfeito, funcionando por meio da aplicação de um modelo uniaxial, que descreve o comportamento das armaduras por meio da sua resistência a tensões uniaxiais, ou seja, é considerado que o aço dentro da análise, possui o mesmo comportamento tanto para tensões de tração quanto de compressão uniaxial. Um exemplo da determinação dos esforços gerados por meio da aplicação do software para armaduras longitudinais pode ser observado na Figura 24.



Fontes: MATOS (2021)

A escolha do modelo de análise mais adequado está diretamente relacionada ao tipo de patamar de escoamento apresentado pelo aço. Para aços que exibem um patamar de escoamento bem definido. Por outro lado, no caso de aços encruados a frio, que não apresentam esse patamar de forma clara, utiliza-se o modelo elastoplástico com endurecimento, conforme ilustrado na Figura 25. Para as simulações, considerou-se uma tensão de escoamento do aço igual a 500 MPa

Figura 25 – Modelo elastoplástico (a) perfeito (b) com endurecimento



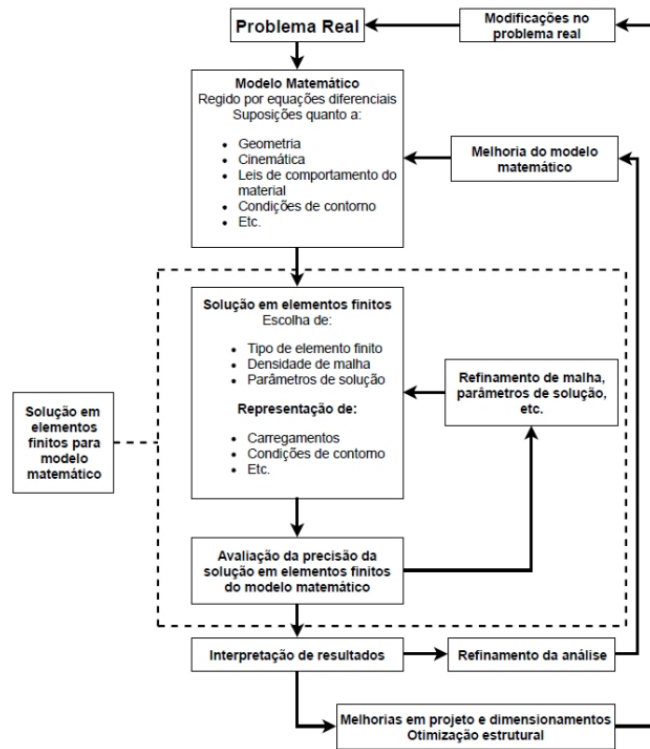
Fonte: Próprio autor

2.5.4 Método dos elementos finitos (MEF)

De acordo com BATHE (2016) o método dos elementos finitos pode ser empregado na resolução de diversos tipos de problemas, sejam eles problemas físicos ou mesmo de engenharia. Como o processo de caracterização numérica envolve muitas variáveis, é aconselhável que sejam sempre feitas checagens a respeito precisão das provisões geradas. O processo de checagem deve ser repetido até que o refinamento dos dados apresente parâmetros aceitáveis para a condição proposta inicialmente (Figura 26).

O ABAQUS SE disponibiliza uma ampla biblioteca com informações pertinentes a cada material e elemento, oferecendo uma grande variedade de escolhas para os modelos constitutivos. Para a proposta do trabalho optou-se por seguir o manual de auxílio do usuário do ABAQUS SE, por meio dele foram divididas as análises nodais tanto para o concreto, quanto para o aço. Para o concreto, foram utilizados elementos finitos tridimensionais isoparamétricos, que utilizam funções de interpolação para definir os parâmetros de geometria e de incógnitas, por meio de seus respectivos valores, mais especificamente da família *serendipity* C3D20, que possuem nós apenas em seu entorno como mostra a Figura 27.

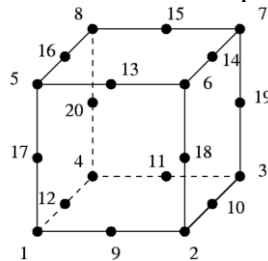
Figura 26 – Processo de análise em elementos finitos



Fonte: Próprio autor

Elementos do tipo C3D20 suportam esforços tridimensionais, com um módulo de 20 nós, onde cada nó possui 3 graus de liberdade nos eixos, realizando interpolações quadráticas. Como vantagens, pode-se citar a possibilidade da escolha do tipo de integração, se ela funciona em camadas ou de forma homogênea, sendo a segunda, utilizada para as verificações do trabalho, além é claro dele permitir a possibilidade de análise com armadura incorporada.

Figura 27 - Elemento do tipo C3D20

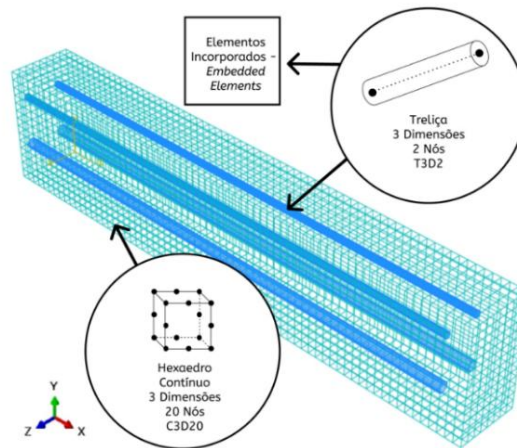


Fonte: MATOS (2021)

A técnica utilizada para incorporação do reforço nas armaduras foi a *embedde element* que especifica que certo grupo ou elemento está embutido em outro, considerado como hospedeiro. Esta técnica permite ao software reconhecer limites geométricos entre o hospede e o hospedeiro, modificando seus graus de liberdade translacionais, tornando-o assim um nó

incorporado. Levando isso em consideração utilizou-se a treliça tridimensional T3DW mostrada na Figura 28, utilizada comumente para estudar o comportamento de elementos esbeltos e lineares que suportem apenas esforços de natureza axial.

Figura 28 - Esquema de malha e elementos finitos para vigas

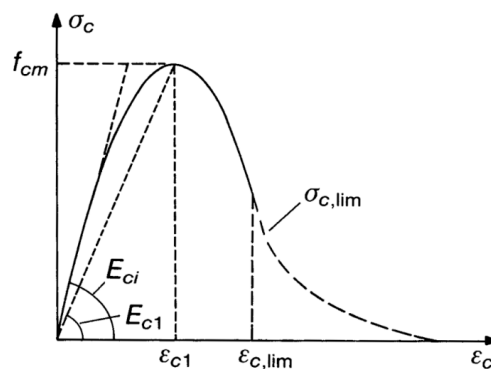


Fontes: MATOS (2021)

2.5.5 Modelos constitutivos - comportamento a compressão

O comportamento a compressão do concreto foi determinado por meio das prescrições estabelecidas pelo MODEL CODE 10 (2010), que prevê valores para σ_c (tensão resistente), com base em pontos de deformação ε_c para o concreto comprimido. A norma prevê duas equações, uma para deformações abaixo de $\varepsilon_{c,lim}$, e outra para deformações acima de $\varepsilon_{c,lim}$, conforme é mostrado na Figura 29.

Figura 29 - Diagrama tensão-deformação para compressão uniaxial



Fonte: FIB MODEL CODE (2010)

Para valores de $\varepsilon_c < \varepsilon_{c,lim}$ utilizou-se a equação 3.1:

$$\sigma_c = \frac{\frac{E_{ci}}{E_{c1}} \cdot \frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{c1}} - \left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{c1}}\right)^2}{1 + \left(\frac{E_{ci}}{E_{c1}} - 2\right) \cdot \frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{c1}}} \cdot f_{cm} \quad (3.1)$$

Onde:

E_{ci} é o módulo de elasticidade tangente

σ_c é a tensão de compressão

ε_c é a deformação no ponto em questão

ε_{c1} é um coeficiente dado pela norma

E_{c1} é o módulo de elasticidade secante da origem até f_{cm}

O valor de E_{ci} e E_{c1} é obtido a partir das Equações 3.1.1 e 3.1.2 respectivamente:

$$E_{ci} = E_{c0} \cdot \left(\frac{f_{cm}}{f_{cm0}}\right)^{\frac{1}{3}} \quad (3.1.1)$$

$$E_{c1} = \frac{f_{cm}}{0.0022} \quad (3.1.2)$$

Para valores onde $\varepsilon_c > \varepsilon_{c,lim}$, utilizou-se a Equação 3.2:

$$\sigma_c = - \left[\left(\frac{1}{\frac{\varepsilon_{c,lim}}{\varepsilon_{c1}}} \cdot \xi - \frac{2}{\left(\frac{\varepsilon_{c,lim}}{\varepsilon_{c1}}\right)^2} \right) \cdot \left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{c1}}\right)^2 + \left(\frac{4}{\frac{\varepsilon_{c,lim}}{\varepsilon_{c1}}} - \xi \right) \cdot \frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{c1}} \right]^{-1} \cdot f_{cm} \quad (3.2)$$

Onde ξ :

$$\xi = \frac{4 \cdot \left[\left(\frac{\varepsilon_{c,lim}}{\varepsilon_{c1}}\right)^2 \cdot \left(\frac{E_{ci}}{E_{c1}} - 2\right) + 2 \cdot \frac{\varepsilon_{c,lim}}{\varepsilon_{c1}} - \frac{E_{ci}}{E_{c1}}\right]}{\left[\frac{\varepsilon_{c,lim}}{\varepsilon_{c1}} \cdot \left(\frac{E_{ci}}{E_{c1}} - 2\right) + 1\right]^2} \quad (3.2.1)$$

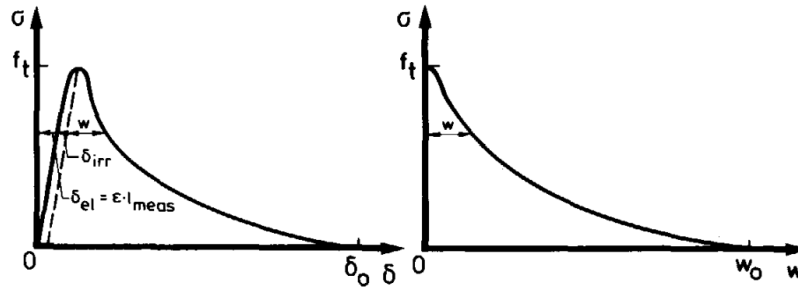
2.5.6 Modelos constitutivos - comportamento a tração

Para a curva de tração do concreto convencional, adotou-se o modelo de Hordijk (1991). Já o comportamento do CRFA foi representado pela relação multilinear da RILEM 162 (2002),

por melhor capturar os efeitos da pós-fissuração, incluindo *softening* e *hardening*. Em casos que exigiram simplificação, também se utilizou a relação bilinear do Model Code 2010.

2.5.6.1 Equação de Horijk (1991)

Figura 30 - Relação tensão-deslocamento para tensão-abertura de fissura



Fonte: Hordijk (1991)

$$\frac{\sigma}{f_t} = \left\{ 1 + \left(c_1 \cdot \frac{w}{w_c} \right)^3 \right\} \exp \left(-c_2 \cdot \frac{w}{w_c} \right) - \frac{w}{w_c} \cdot (1 + c_1^3) \exp(-c_2) \quad (4.1)$$

Onde:

c_1 e c_2 são constantes com respectivos valores de 3 e 6,93;

w_c é a abertura de fissura última;

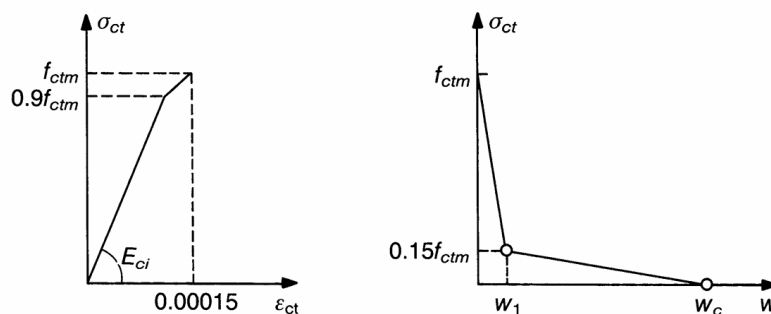
w é o intervalo de fissura que se deseja calcular a tensão;

f_t é a resistência a tração média do concreto;

σ é a tensão calculada para o intervalo de fissura em questão.

2.5.6.2 Modelo bi linear – MODEL CODE 10 (2010)

Figura 31 - Relação bi linear para descrever o comportamento do concreto fissurado



Fonte: FIB MODEL CODE (2010)

Para $\sigma_{ct} \leq 0.9f_{ctm}$

$$\sigma_{ct} = f_{ctm} - \frac{0.1f_{ctm}}{0.00015 - \frac{0.9f_{ctm}}{E_{ci}}} \cdot (0.00015 - \varepsilon_{ct}) \quad (4.2)$$

Onde:

E_{ci} é o módulo de elasticidade tangente do material;

f_{ctm} é a resistência média a tração;

σ_{ct} é a tensão no trecho designado;

ε_{ct} é a o intervalo de formação definida para o cálculo da tensão.

Para a seção descendente da curva, correspondente ao início do processo de fissuração:

$$\sigma_{ct} = f_{ctm} \cdot \left(1 - 0.85 \frac{w}{w_1}\right) \quad \text{para } 0.15f_{ctm} \leq \sigma_{ct} \leq f_{ctm} \quad (4.3)$$

$$\sigma_{ct} = \frac{0.15 \cdot f_{ctm}}{w_c - w_1} \cdot (w_c - w) \quad \text{para } 0 \leq \sigma_{ct} \leq 0.15f_{ctm} \quad (4.4)$$

$$w_1 = 2 \frac{G_f}{f_{ctm}} - 0.15w_c \quad (4.5)$$

$$w_c = \alpha_F \cdot \frac{G_f}{f_{ctm}} \quad (4.6)$$

Onde:

w é Abertura de fissura;

w_1 é Abertura de fissura para $0.15f_{ctm}$;

w_c é Abertura de fissura para $0.15f_{ctm}$ para $\sigma_{ct} = 0$;

G_f é a energia de fratura

f_{ctm} é a resistência a tração média

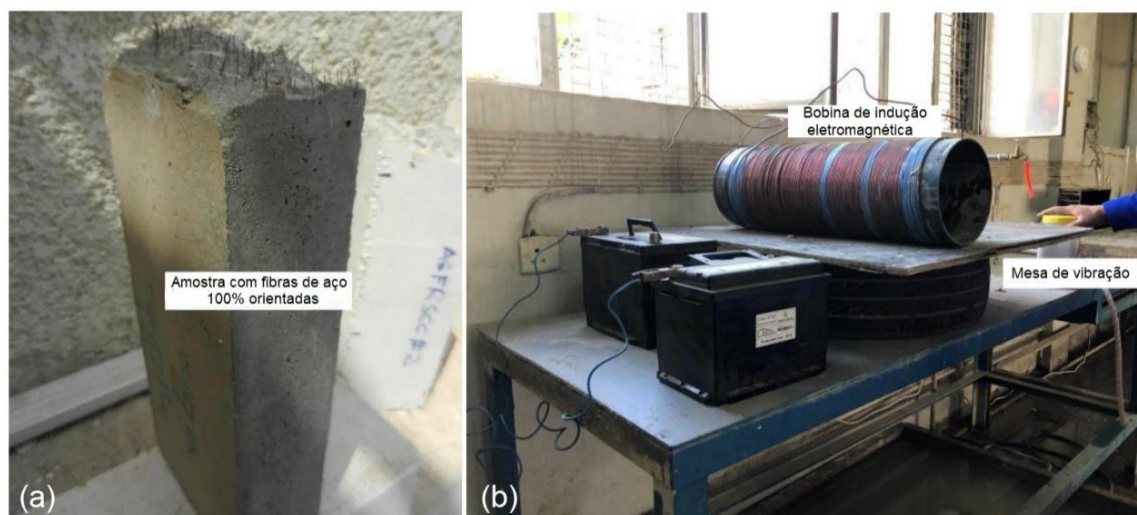
α_F é um coeficiente dado pela própria norma, baseando na dimensão máxima característica do agregado.

2.6 Trabalhos relacionados

2.6.1 AL-GHALIB & GHAILAN (2022)

O trabalho de AL-GHALIB & GHAILAN (2022) investigou teórica e experimentalmente a relação entre o ângulo de orientação das fibras de aço e a resistência obtida por meio tensões geradas em ensaios de flexão sob 3 pontos realizados em prismas ($100 \times 100 \times 550 \text{ mm}^3$) contendo CRFA, com volumes variando entre 0,35, 0,7 e 1,05% onde as fibras de aço também foram orientadas, em relação ao eixo longitudinal das amostras. O processo de orientação e conformação das fibras foi feito por meio de uma mesa vibratória e uma bobina de indução eletromagnética conforme mostra a Figura 32 (b).

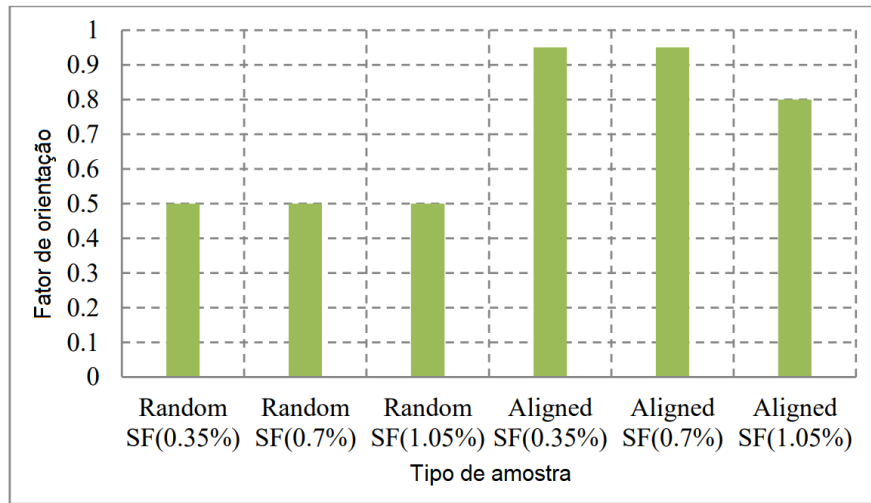
Figura 32 - (a) Amostras contendo fibras orientadas (b) instrumento de indução das fibras



Fonte: AL-GHALIB & GHAILAN (2022)

A eficiência do alinhamento das fibras foi garantida pelos autores por meio de inspeções visuais realizadas após o processo de rompimento das amostras, que pode ser observado por meio da Figura 32 (a), estas amostras foram analisadas tanto no sentido transversal, quanto no sentido longitudinal, por meio de cortes realizados no centro do seu eixo de menor dimensão, os resultados dessas inspeções podem ser observados na Figura 33.

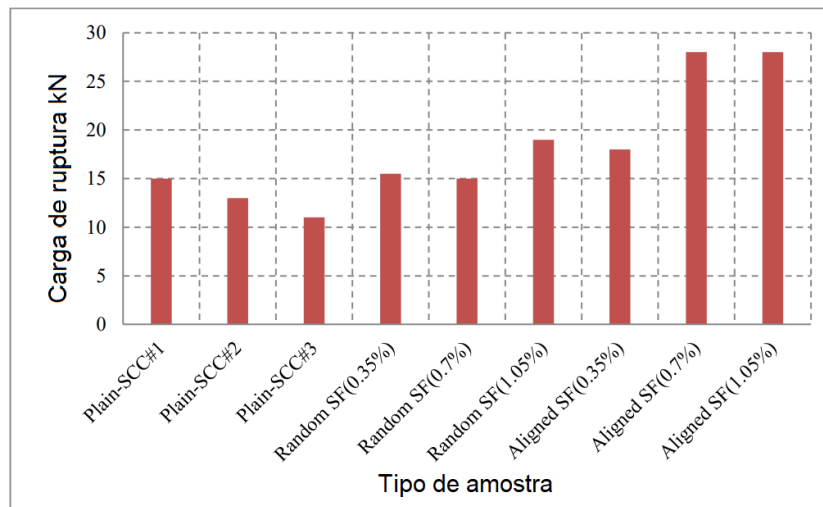
Figura 33 - Fator de orientação das fibras



Fonte: AL-GHALIB & GHAILAN (2022)

Além da verificação da orientação das fibras em relação a sua angulação, os prismas contendo fibras alinhadas foram comparados com outros três prismas contendo fibras de aço dispostas de forma aleatória ao longo da matriz de concreto, estes continham os mesmos volumes (V_f) das amostras com fibras alinhadas. A carga de ruptura suportada por cada uma das amostras estudadas no trabalho pode ser observada na Figura 34. Segundo os autores, a carga limite última obtidas pelas amostras contendo fibras alinhadas foi 20% superior as resistências obtidas pelas amostras com fibras dispostas de forma aleatória.

Figura 34 - Carga de ruptura para as amostras contendo fibras alinhadas e aleatórias



Fonte: AL-GHALIB & GHAILAN (2022)

2.6.2 CARRERA *et al.* (2022)

O trabalho de CARRERA *et al.* (2022) estudou o comportamento de fibras de alto desempenho da marca *Weidacon FM*, com comprimento de 13mm e diâmetro de 0,15mm, orientadas e submetidas a esforços de flexão em 3 pontos em prismas com dimensões $40 \times 40 \times 160 \text{ mm}^3$ (Figura 35 a). A orientação das fibras foi feita da mesma forma que no trabalho mencionado no tópico 2.6.1, por meio de uma bobina geradora de campo de indução eletromagnética conforme mostra a Figura 35 (b).

Figura 35 - (a) Corpos de prova e (b) processo de orientação das fibras

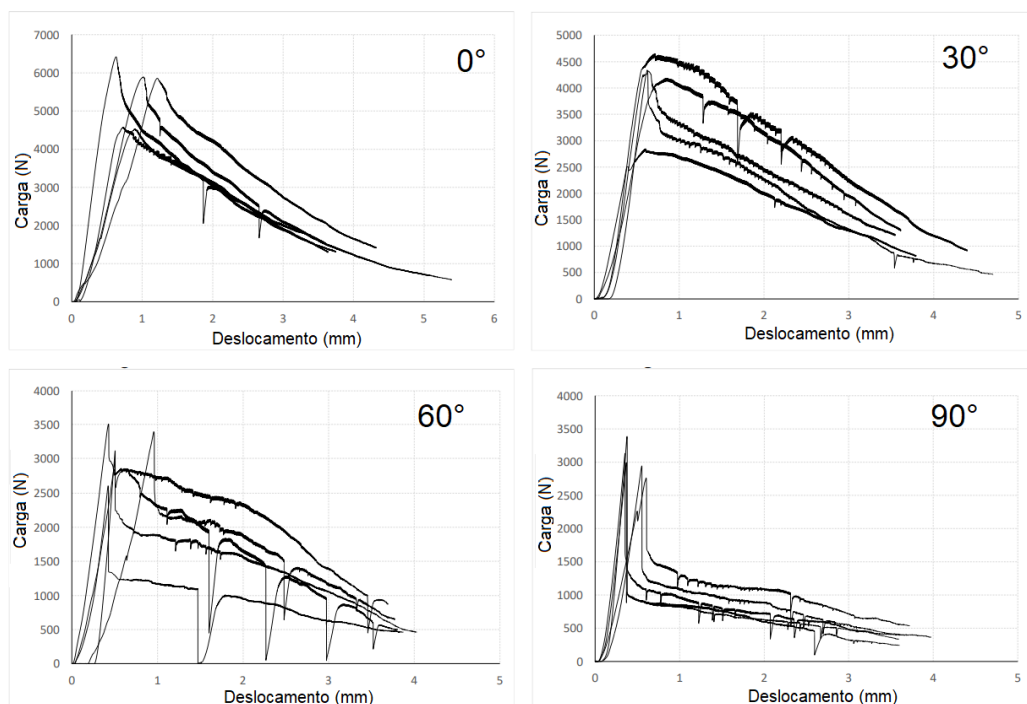


Fonte: CARRERA *et al.*, (2022)

Os autores, estabeleceram então por meio deste dispositivo, 4 ângulos de orientação diferentes para orientação das fibras, sendo estes 0° , 30° , 60° e 90° graus em relação ao seu eixo de maior dimensão. A metodologia de aferição foi feita por métodos destrutivos e não destrutivos, onde este último foi realizado por meio de uma pesquisa anterior, que determinava a taxa de orientação das fibras por meio de medidor de impedância.

As curvas *carga x deslocamento* geradas a partir dos ensaios de flexão podem ser observados na Figura 36. Por meio desses gráficos, os autores perceberam um aumento na resistência a flexão equivalente a 20, 40 e 80% para as fibras orientadas a 60° , 30° e 0° , onde esta última corresponde a um alinhamento paralelo ao eixo longitudinal das amostras. As resistências obtidas para as angulações de 0° , 30° , 60° e 90° foram respectivamente 13, 10, 7,5 e 7MPa.

Figura 36 - Gráficos Carga x deslocamento para diferentes orientações de fibra



Fonte: Adaptado de CARRERA et al. (2022)

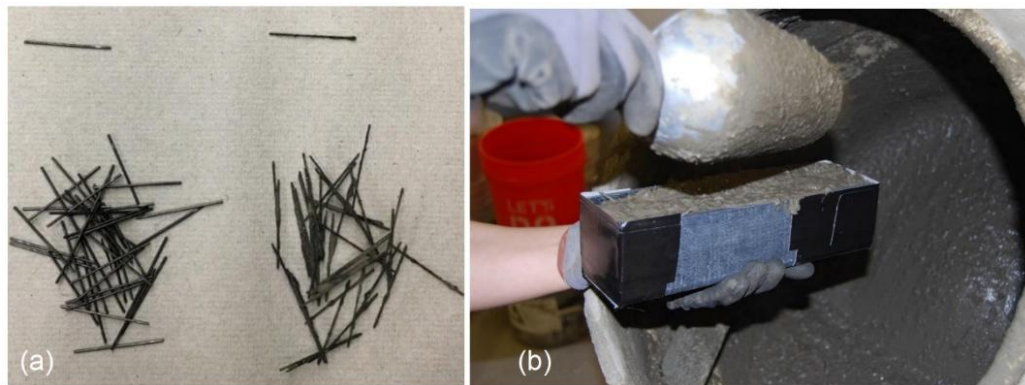
Estes resultados confirmaram as suposições iniciais dos autores a respeito da transmissão dos esforços pelas linhas de tensão geradas a partir da flexão na peça, onde maiores valores de cargas podem ser transportados, quanto menor for o ângulo de inclinação das fibras em relação ao eixo longitudinal da peça, o que reforça o argumento de que existe correlação entre a taxa de efetividade do CRFA, com a orientação das fibras em relação ao seu eixo longitudinal.

2.6.3 KOLISNICHENKO (2019)

O trabalho proposto por KOLISNICHENKO (2019) consistiu em 3 fases principais, onde na primeira fase foi montada uma bobina de indução, semelhante a mostrada no item 4.1 e 4.2, que foi responsável pela orientação das fibras. Na segunda fase, 27 (vinte e sete) vigas ($60 \times 60 \times 250 \text{ mm}^3$) de concreto com fibras de aço foram moldadas (Figura 39 b), onde metade dessas vigas continham fibras orientadas magneticamente e a outra metade não, essas amostras foram submetidas a ensaios de flexão sob três pontos de forma a avaliar o impacto da fibra no comportamento à flexão das peças.

Juntamente com estes ensaios, foram executados testes de compressão axial. Após o processo de falha das amostras, elas foram seccionadas e submetidas a um raio-x para avaliar a taxa de orientação das fibras alinhadas em relação as amostras com fibras dispostas de forma aleatória, sendo posteriormente comparadas com modelos numéricos, gerados a partir do banco de dados dos ensaios. As fibras utilizadas possuíam extremidades alargadas e reduzidas, sendo todas elas do tipo lisa, sem ganchos (Figura 37 a).

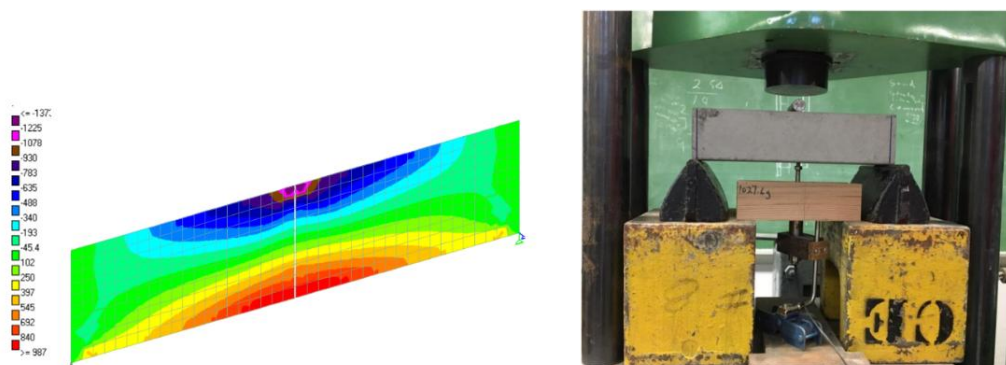
Figura 37 - (a) fibras utilizadas (b) Processo de alinhamento magnético



Fonte: KOLISNICHENKO (2019)

A terceira fase do trabalho consistiu na análise e comparação dos resultados com o banco de dados e com modelos computacionais, conforme é mostrado na Figura 38. Constatou-se por meio dos ensaios de flexão, que a forma como as fibras são orientadas dentro da matriz em relação ao seu eixo longitudinal, tal como observado pelo trabalho de AL-GHALIB & GHAILAN (2022), provocaram um aumento na resistência das amostras em relação àquelas que obtinham fibras dispostas de forma aleatória, conforme mostra a Figura 39, apresentando também um ganho considerável de ductilidade durante seu processo de fissuração, reforçando ainda mais a proposta inicial do trabalho.

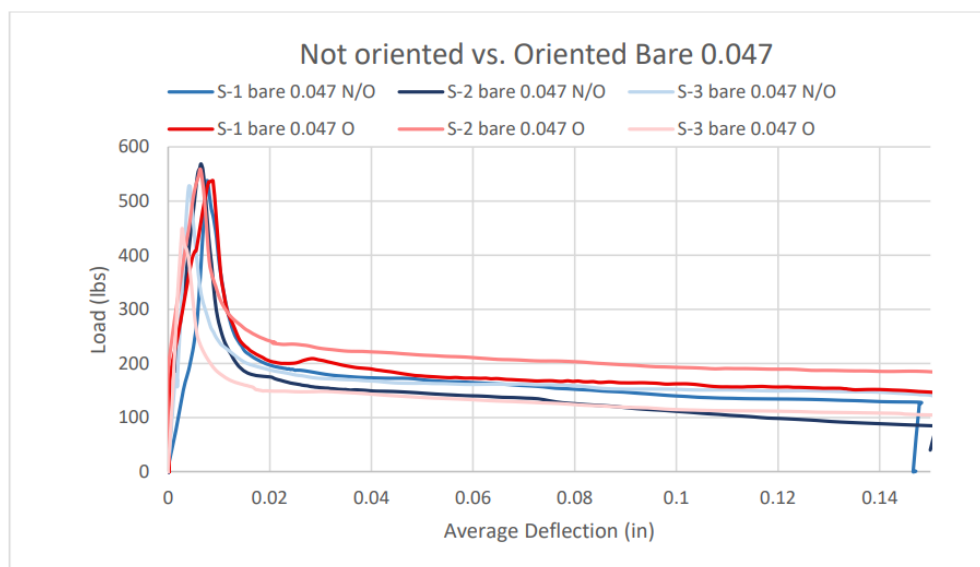
Figura 38 - Modelo computacional e ensaio de flexão sob 3 pontos



Fonte: KOLISNICHENKO (2019)

Em contrapartida aos resultados, o autor também recomenda a avaliação computacional como uma metodologia de verificação da efetividade dos processos de produção, principalmente industrial, comparado os resultados obtidos pela pesquisa com as análises numéricas e bidimensionais. O autor ressalta que apesar do modelo gerado numericamente gerar previsões satisfatórias, mais trabalhos devem ser realizados para melhorar as previsões futuras de CRFA.

Figura 39 - Gráfico Carga (lbs) x deflexão (in) para concreto com fibras orientadas (S-1 O, S-2 O, S-3 O, e não orientadas S-1 N/O, S-2 N/O e S-3 N/O.)



Fonte: KOLISNICHENKO (2019)

2.7 RECOMENDAÇÕES NORMATIVAS

2.7.1 NBR 6118 (ABNT, 2023)

2.7.1.1 Resistência ao cisalhamento

De acordo com a NBR 6118 (ABNT, 2023), o cálculo da resistência das vigas submetidas ao esforço de cisalhamento deve ser verificado dentro das duas condições de comportamento decorrentes da aplicação da carga, conforme é representado nas equações 5.1 e 5.2.

$$V_{sd} \leq V_{Rd2} \quad (5.1)$$

$$V_{sd} \leq V_{Rd3} = V_c + V_{sw} \quad (5.2)$$

Onde:

V_{sd} é o esforço cortante solicitante de cálculo;

V_{Rd2} é o esforço cortante resistente de cálculo das diagonais comprimidas;

V_{Rd3} é o esforço cortante resistente de cálculo das diagonais tracionadas;

V_c é a parcela de contribuição do concreto;

V_{sw} é a parcela de contribuição da armadura transversal;

Para realizar a estimativa de cálculo das resistências nos dois casos apresentados, a norma apresenta dois modelos, o modelo I admite que as diagonais comprimidas assumem uma angulação de 45° em relação ao eixo longitudinal da viga, considerando a o valor de V_c constante independentemente do valor de V_{sd} . A Equação 5.3 referentes a compressão diagonal do concreto:

$$V_{Rd2} = 0,27 \cdot \left(1 - \frac{f_{ck}}{250}\right) \cdot f_{cd} \cdot b_w \cdot d \quad (5.3)$$

A parcela de contribuição do concreto é dada pela Equação 5.4:

$$V_c = 0,09 \cdot f_{ck}^{2/3} \cdot b_w \cdot d \quad (5.4)$$

Onde,

b_w é a menor largura da seção da viga;

d é a altura útil da seção transversal do estribo.

As equações 5.5 e 5.6 apresentam a parcela de contribuição da armadura transversal e da força cortante resistente de cálculo respectivamente, no que tange à ruína das diagonais tracionadas.

$$V_{sw} = \left(\frac{A_{sw}}{s} \right) \cdot 0,9 \cdot d \cdot f_{ywd} \cdot (\text{sen} \alpha + \text{cos} \alpha) \quad (5.5)$$

$$V_{Rd3} = V_c + V_{sw} \quad (5.6)$$

Onde,

α é o ângulo de inclinação da armadura transversal que pode variar de 45° a 90°, neste trabalho foram utilizadas apenas vigas com $\alpha = 90$;

s é o espaçamento entre os estribos;

A_{sw} é a área da seção transversal do estribo;

f_{ywd} é a tensão na armadura transversal;

Para o modelo de cálculo II a norma solicita a admissão de uma inclinação nas diagonais comprimidas que varia de 30 a 45°, e por conta do aumento de V_{sd} ela também solicita a parcela V_c sofra uma alteração. As equações para o modelo II são:

Verificação da diagonal comprimida do concreto (Equação 5.7):

$$V_{Rd2} = 0,54 \cdot \left(1 - \frac{f_{ck}}{250} \right) \cdot f_{cd} \cdot b_w \cdot \text{sen}^2(\theta) \cdot (\cot g \alpha + \cot g \theta) \quad (5.7)$$

Cálculo da armadura transversal (Equação 5.8):

$$V_c = 0,09 \cdot f_{ck}^{2/3} \cdot b_w \cdot d \quad (5.8)$$

Quando o valor de V_{sd} for menor ou igual a V_c

O Cálculo da parcela de contribuição da armadura transversal é dado pela Equação 5.9, e em conjunto com a parcela de contribuição do concreto na Equação 5.10:

$$V_{sw} = \left(\frac{A_{sw}}{s} \right) \cdot 0,9 \cdot d \cdot f_{ywd} \cdot (\cot \alpha + \cot \theta) \cdot \sin \alpha \quad (5.9)$$

$$V_{Rd3} = V_c + V_{sw} \quad (5.10)$$

Onde,

$V_c = 0$ quando $V_{sd} = V_{Rd2}$ realizando assim uma interpolação para valores que fiquem entre esse limite;

f_{ck} é resistência característica do concreto;

f_{cd} é resistência característica sobre o fator de segurança;

d é altura útil da seção;

θ é o ângulo de inclinação das diagonais de compressão em relação ao eixo longitudinal, que podem variar de 30° a 45°.

2.7.1.2 Resistência a carga última de ruptura por flexão

Para realizar a estimativa da armadura longitudinal mínima para suportar os esforços de flexão e determinar o valor de P_{flex} e do momento resistente da viga de referência, utilizada como base para os testes de flexão sob 4 pontos, utilizou-se a prescrições estabelecidas em primeira análise pela NBR 6118 (ABNT, 2023).

Vale ressaltar que esta estimativa vale apenas para o concreto armado sem a adição de fibras, pois a parcela de contribuição das fibras também afeta o comportamento do concreto, principalmente no que tange a sua deformação, devendo-se nestes casos utilizar normas específicas que considerem a influência das resistências desses compósitos nas estimativas de resistência da peça, como será mencionado no tópico 3.2. As equações 6.1 e 6.2 propostas pela NBR são:

$$C = 0,68 \cdot x \cdot f'_c \cdot b_w \cdot a' \quad (6.1)$$

$$T = A_s \cdot f_s \quad (6.2)$$

Onde,

C é a força de compressão máxima resistente da seção (kN);

T é força referente a armadura (kN);

f'_c é a resistência característica do concreto (kN);

b_w é a largura da menor seção da viga;

a' é a dimensão do retângulo de compressão do concreto (mm);

f_s é a resistência do aço a determinado ponto (MPa);

X é a distância até a linha neutra da viga (mm);

Considerando o rompimento da viga como equilibrado e que o valor de f_s na verdade é equivalente a f_{ys} :

$$C = T$$

$$f_s = f_{ys}$$

Para o cálculo do momento resistente, utiliza-se a Equação 6.3:

$$M_{sk} = M_s = M_u$$

Onde,

M_{sk} é o momento resistente de cálculo (kN.m);

M_s é o momento solicitante da viga (kN.m);

M_u é o momento último da viga (Kn.m);

$$M_u = A_s \cdot f_{ys} \cdot (d - 0,4 \cdot x) \quad (6.3)$$

Sendo o momento solicitante determinado pela Equação 6.4:

$$M_s = \frac{P_{flex} \cdot a}{2} \quad (6.4)$$

Onde,

P_{flex} é carga última de ruptura por flexão;

a é a distância entre o apoio e ponto de aplicação da carga

2.7.2 CEB-FIB Model Code (FIB, 2010)

2.7.2.1 Resistência ao cisalhamento

De acordo com o MODEL CODE 10 (FIB, 2010) o dimensionamento de vigas submetidas a esforços de cisalhamento deve obedecer a Equação 7.1, referente a parcela de contribuição do concreto e parcela de resistência dos estribos, conforme segue abaixo:

$$V_{Rd} = V_{Rd,c} + V_{Rd,s} \geq V_{Ed} \quad (7.1)$$

Onde,

V_{Rd} é a resistência de cálculo da viga

$V_{Rd,c}$ é parcela de contribuição do concreto

$V_{Rd,s}$ Parcela de resistência devido a contribuição dos estribos

O valor de $V_{Rd,c}$ deve ser determinado pela equação 7.2, onde z é a altura efetiva de cisalhamento que pode ser determinada por 0,9.d. b_w .

$$V_{Rd,c} = k_v \cdot \frac{\sqrt{f_{ck}}}{\gamma_c} \cdot z \cdot b_w \quad (7.2)$$

O valor de K_{dg} é determinado pela Equação 7.3:

$$K_{dg} = \frac{32}{16 + d_g} \geq 0,75 \quad (7.3)$$

Onde,

d_g é a influência do diâmetro máximo do agregado

Para determinação do valor da deformação ε_x utiliza-se a Equação 7.4:

$$\varepsilon_x = \frac{1}{2 \cdot E_s \cdot A_{st}} \cdot \left[\frac{M_{Ed}}{z} + V_{Ed} + N_{Ed} \cdot \left(\frac{1}{2} \pm \frac{\Delta e}{z} \right) \right] \quad (7.4)$$

O parâmetro k_v pode ser obtido por meio de dois níveis de aproximação. No nível I considera-se que $d_g \geq 10mm$ e $\varepsilon_x = 0,00125$, não levando em conta as magnitudes dos esforços atuantes. Pelo nível de aproximação II exige que sejam analisados os parâmetros V_{Ed} , M_{Ed} e N_{Ed} . Os parâmetros de cálculo para os dois níveis de aproximação são mostrados nas equações 7.5 e 7.6:

$$k_{vI} = \frac{180}{1000 + 1,25 \cdot z} \quad (7.5)$$

$$k_{vII} = \frac{0,4}{1 + 1500 \cdot \varepsilon_x} \quad (7.6)$$

A parcela $V_{Rd,s}$ é calculada pela equação 7.7,

$$V_{Rd,s} = \frac{A_{sw}}{s_w} \cdot z \cdot f_{ywd} \cdot (\cot \theta + \cot \alpha) \cdot \sin \alpha \quad (7.7)$$

Onde,

A_{sw} é a área da seção transversal do estribo e

s_w é o espaçamento entre estes estribos

z representa a altura efetiva do cisalhamento

f_{ywd} é a tensão de escoamento de projeto para a armadura transversal

α é inclinação do estribo relativo ao eixo longitudinal

θ é a inclinação do campo de compressão, coincidente com a orientação teórica das fissuras de cisalhamento

O ângulo θ mínimo para elementos de concreto armado onde sejam desprezíveis forças normais de tração ou mesmo de compressão é de 30° , para nível de aproximação I. Para o nível de aproximação II o valor de θ_{min} é calculado com base na deformação ε_x .

$$\theta_{minI} = 30^\circ$$

$$\theta_{minII} = 20^\circ + 1000\varepsilon_x$$

O valor de V_{Rd} deve ser confrontado com $V_{Rd,max}$ da condição de esmagamento do concreto na diagonal comprimida, satisfazendo a relação $V_{Rd} \leq V_{Rd,max}$. O cálculo de $V_{Rd,max}$ pode ser feito por meio da equação 7.8. k_c aqui é o fator de redução da resistência, dado pela

equação 5.9. O valor de k_{ei} , k_{eii} e η_{fc} são calculados pelas equações 7.10, 7.11 e 7.12, respectivamente:

$$V_{Rd\ max} = k_c \cdot \frac{f_{ck}}{\gamma_c} \cdot b_w \cdot z \cdot \sin\theta \cdot \cos\theta \quad (7.8)$$

$$k_c = k_\varepsilon \cdot \eta_{fc} \quad (7.9)$$

$$k_\varepsilon \text{ nível I} = 0,55 \quad (7.10)$$

$$k_\varepsilon \text{ nível II} = \frac{1}{1,2 + 55 \cdot \varepsilon_I} \leq 0,65 \quad (7.11)$$

$$\eta_{fc} = \left(\frac{30}{f_{ck}} \right)^{1/3} \leq 1,0 \quad (7.12)$$

2.7.2.2 Resistência ao cisalhamento para o CRFA

O cálculo da resistência ao cisalhamento para concretos reforçados com fibra de aço, segundo o MODEL CODE 10 pode ser feito a partir de um reajuste no valor de V_{rd} na equação 8.1, que passa a considerar a parcela de contribuição da fibra de aço, sendo reescrita da seguinte forma:

$$V_{Rd} = V_{Rd,F} + V_{Rd,S} \quad (8.1)$$

Onde o valor de $V_{Rd,F}$ é calculado pela Equação 8.2:

$$V_{Rd,F} = \left\{ \frac{0,18}{\gamma_c} \cdot k \cdot \left[100 \cdot \rho_1 \cdot \left(1 + 7,5 \cdot \frac{f_{Ftuk}}{f_{ctk}} \right) \cdot f_{ck} \right]^{\frac{1}{3}} + 0,15 \cdot \sigma_{cp} \right\} \cdot b_w \cdot d \quad (8.2)$$

Sendo,

γ_c o fator de segurança para o concreto simples;

ρ_1 a taxa de armadura longitudinal de tração;

f_{ctk} a resistência a tração do concreto;

f_{ck} a resistência a compressão;

f_{Ftuk} a tensão residual última dado pela equação 5.15

σ_{cp} a tensão que considera a ação do esforço normal

f_{cd} o fator de segurança dado por $\frac{f_{ck}}{\gamma_c}$

k é o parâmetro referente ao fator de escala dado pela Equação 8.3:

$$k = 1 + \sqrt{\frac{200}{d}} \leq 2,0 \quad (8.3)$$

Para determinar a tensão utiliza-se a Equação 8.4:

$$\sigma_{cp} = \frac{N_{Ed}}{A_c} \leq 0,2 \cdot f_{cd} \quad (8.4)$$

N_{Ed} é o valor do esforço normal.

$$f_{Ftuk} = f_{Fts} - \frac{w_u}{CMOD_3} \cdot (f_{Fts} - 0,5 \cdot f_{R3} + 0,2 \cdot f_{R1} \geq 0 \quad (8.5)$$

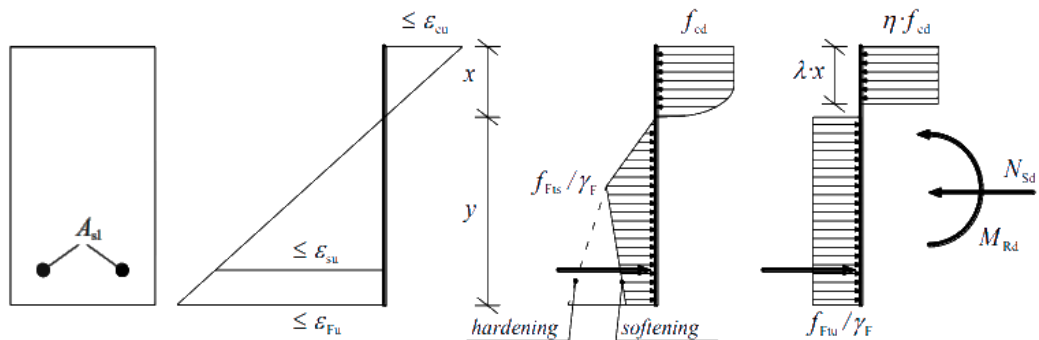
Onde,

w_u é igual a 1,5mm

f_{Fts} é igual a $0,45 \cdot f_{R1}$

2.7.2.3 Resistência a flexão em vigas reforçadas com fibra de aço

Figura 40 - Distribuição das deformações na seção transversal da peça



FIB MODEL CODE (2010)

O processo iterativo se inicia a partir da fixação de um valor de ε_u para o concreto com fibras e depois admitindo-se um valor para a linha neutra $x=k.d$. Na sequência são calculadas as demais deformações do sistema. O diagrama de tensões do concreto comprimido é definido por λ e η (equações 9.1 e 9.2), já a tensão residual no limite último é definida pela Equação 7.3.

se o valor de f_{ck} for inferior a 50MPa $\lambda = 0,5$ Caso o f_{ck} do concreto seja superior a 50MPa:

$$\lambda = 0,8 - \frac{f_{ck} - 50}{400} \quad (9.1)$$

O valor de η para concretos com f_{ck} abaixo de 50MPa é $\eta=1$, para concretos com resistências superiores a 50MPa, tem-se:

$$\eta = 1 - \frac{f_{ck} - 50}{200} \quad (9.2)$$

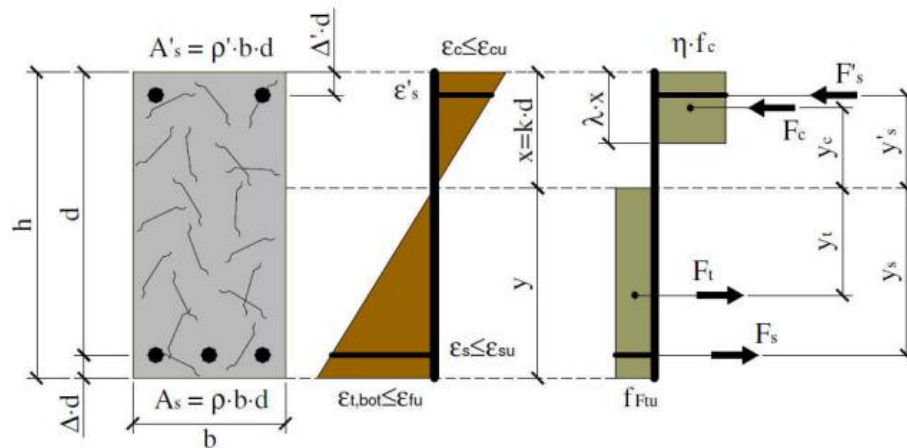
Para a determinação da tensão limite última utiliza-se a equação 9.3:

$$f_{Ftu} = f_{Fts} - \frac{W_u}{CMOD_3} \cdot (f_{Fts} - 0,5 \cdot f_{R3} + 0,2 \cdot f_{R1}) \geq 0 \quad (9.3)$$

Sendo f_{Fts} a resistência residual do estado limite de serviço, determinada pela Equação 9.4:

$$f_{Fts} = 0,45 \cdot f_{R1} \quad (9.4)$$

Figura 41 - Modelo de distribuição das deformações e tensões



Fonte: ROSSI (2018)

Com relação a deformação limite para o concreto (ε_{cu}), caso este seja inferior a 50MPa, $\varepsilon_{cu} = 3,5 \text{ ‰}$. Caso a resistência do concreto seja superior a 50MPa, o valor de ε_{cu} é determinado pela Equação 9.5:

$$\varepsilon_{cu} = 2,6 + 35 \cdot \left[\frac{90 - f_{ck}}{100} \right]^4 [\text{‰}] \quad (9.5)$$

Para as deformações do aço na zona comprimida (Equação 9.6) e na zona tracionada (Equação 7.7):

$$\varepsilon_s = \varepsilon_{cu} \cdot \left[\frac{1 - k}{k} \right] \quad (9.6)$$

$$\varepsilon'_s = \varepsilon_{cu} \cdot \left[\frac{k - \Delta'}{k} \right] \quad (9.7)$$

O valor de f_s caso $\varepsilon_s \cdot E_s < f_{ys}$ é determinado pela Equação 9.8:

$$f_s = \varepsilon_s \cdot E_s \quad (9.8)$$

O valor de f_s caso $\varepsilon_s \cdot E_s \geq f_{ys}$ é determinado pela Equação 9.9:

$$f_s = f_{ys} \quad (9.9)$$

O valor de f'_s caso $\varepsilon'_s \cdot E_s < f'_{ys}$ é determinado pela Equação 9.10:

$$f'_s = \varepsilon'_s \cdot E_s \quad (9.10)$$

O valor de f'_s caso $\varepsilon'_s \cdot E_s \geq f'_{ys}$ é determinado pela Equação 9.11:

$$f'_s = f'_{ys} \quad (9.11)$$

Os braços de alavanca do momento resistente são dados pelas equações 9.12, 9.12, 9.13, 9.15:

$$y_c = k \cdot d \cdot \left(1 - \frac{\lambda}{2} \right) \quad (9.12)$$

$$y_t = \frac{(1 - k + \Delta) \cdot d}{2} \quad (9.13)$$

$$y_s = (1 - k) \cdot d \quad (9.14)$$

$$y'_s = (k - \Delta') \cdot d \quad (9.15)$$

Sendo as resultantes das forças internas são dadas pelas equações 9.16, 9.16, 9.17 e 9.19:

$$Fc = \eta \cdot \lambda \cdot fc \cdot d \cdot b_w \quad (9.16)$$

$$Ft = ftu \cdot (1 - k + \Delta) \cdot d \cdot b_w \quad (9.17)$$

$$Fs = f_s \cdot A_s \quad (9.18)$$

$$F's = f'_s \cdot A'_s \quad (9.19)$$

Sendo o equilíbrio das forças resultantes igual a zero, o cálculo do momento resistente pode ser feito por meio da somatória dos momentos referentes a cada força interna multiplicado por seu respectivo braço de alavanca (Equação 9.20).

$$M_R = \sum F_i \cdot y_i \quad (9.20)$$

Sendo por fim determinada a carga de flexão (*Pflex*) por meio da Equação 9.21:

$$Pflex = \frac{M_R}{L} \quad (9.21)$$

Onde *L* é o braço de alavanca referente ao ponto de aplicação de *Pflex*.

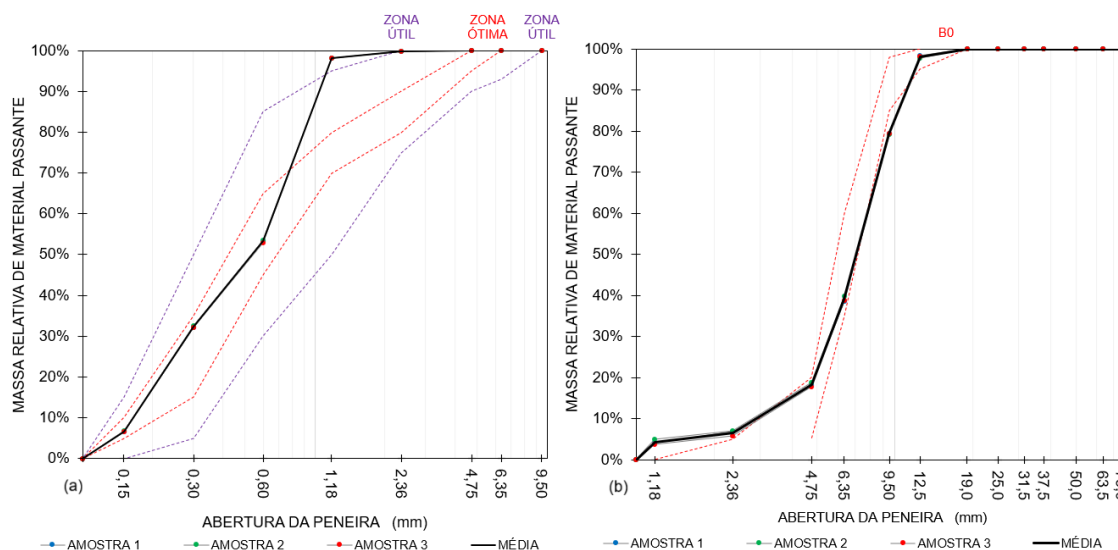
3.0 PROGRAMA EXPERIMENTAL

3.1 CARACTERÍSTICAS DOS AGREGADOS GRAÚDOS E MIÚDOS

3.1.1 Ensaio de granulometria

Para a caracterização dos agregados graúdos e miúdos utilizados na composição do concreto, foram adotados os procedimentos descritos na norma NBR NM 248:2003. Os gráficos da massa relativa de material passante são apresentados na Figura 42. O agregado graúdo empregado foi a Brita 0, enquanto o agregado miúdo utilizado foi areia natural lavada.

Figura 42 - Distribuição granulométrica dos agregados: (a) areia, (b) brita.



Fonte: Próprio autor

A curva granulométrica evidencia que ambos os materiais se encontram-se dentro da faixa de distribuição recomendada para concretos estruturais, com boa graduação e adequada transição entre as faixas granulométricas, o que contribui para uma compactação eficiente da matriz cimentícia. A brita 0 apresentou um intervalo de passagem que se intensifica a partir de peneiras de 4,8 mm, atingindo praticamente 100% de passante em 12,5 mm, caracterizando um diâmetro máximo nominal de aproximadamente 12,5 mm. Já a areia apresentou uma granulometria fina, com cerca de 90% de passante em peneiras inferiores a 1,2 mm, indicando um módulo de finura adequado para composições de alta coesão.

A escolha desses materiais teve como objetivo garantir uma conformação mais uniforme e controlada da matriz granular, minimizando zonas de descontinuidade e promovendo um melhor comportamento de fissuração. Considerando que os planos entre agregados atuam como zonas preferenciais de iniciação e propagação de fissuras, a seleção de agregados com granulometria bem distribuída visou reduzir os efeitos da concentração de tensões e promover uma melhor interação entre matriz e fibras, contribuindo para a eficiência do reforço e a repetibilidade dos resultados.

Figura 43 - Tamanho característico dos grãos

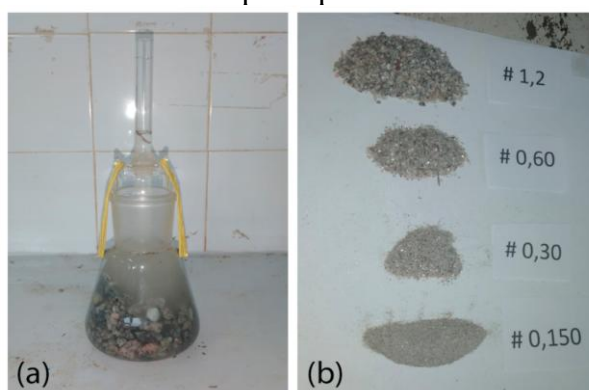


Fonte: Próprio autor

3.1.2 Massa unitária e massa específica

Para a determinação da massa específica, utilizou-se as prescrições dispostas pela NBR 16915 (ABNT, 2021). Utilizou-se uma balança de aferição com precisão de 50 g, sendo a amostra seca durante 24 horas com uma temperatura superior a 100°. Aferiu-se a massa do recipiente, em seguida a massa do recipiente com água. Foi calculado o volume, em seguida o dividindo por sua densidade. Os valores das massas unitárias e massas específicas da brita e da areia são apresentados nos tópicos seguintes.

Figura 44 – (a) Determinação massa específica pelo Picnômetro (b) Frações granulométricas da areia após o peneiramento



Fonte: Próprio autor

Os ensaios de caracterização dos agregados são apresentados na Tabela 1. Para a areia, obteve-se massa unitária de 1,520 g/cm³ e massa específica de 2,618 g/cm³; para a brita, 1,514 g/cm³ e 2,663 g/cm³, respectivamente. Esses números estão dentro das faixas usuais para agregados silicosos/naturais, indicando materiais sem anomalias de densidade e com granulometrias compatíveis. Esses parâmetros foram utilizados diretamente no método da mistura para o dimensionamento do traço e para estimar o consumo de fibras de aço.

Tabela 1 - Massas unitárias e específicas médias

Areia	
Massa unitária (g/cm ³)	1.520
Massa específica real (g/cm ³)	2.618
Brita	
Massa unitária (g/cm ³)	1.514
Massa específica real (g/cm ³)	2.663

3.2 CONCRETO

O traço unitário do concreto foi de 1 : 1,35 : 1,52 : 0,45. Os valores do consumo de materiais são apresentados na Tabela 4. O mesmo traço foi utilizado para todas as vigas e prismas, para correlacionar apenas possíveis efeitos provocados pela adição ou orientação das fibras nas amostras. Não foi utilizado nenhum tipo de aditivo, mesmo para os traços contendo maiores volumes de fibras de aço. Este concreto foi preparado em uma betoneira com capacidade de 400L, localizada no LEC, Laboratório de Engenharia Civil da UFPA.

Tabela 2 - Consumo de materiais para as vigas

n°	Id.o da viga	Consumo (Kg/m ³)				Fibras de aço hooked end
		Cimento CII F32	Seixo	Areia	a/c	
1	VFOV0.5	460	701	622	0,45	40
2	VFOV 1.0	460	701	622	0,45	80
3	VFOV1.5	460	701	622	0,45	120
4	VFAV0.5	460	701	622	0,45	40
5	VFAV1.0	460	701	622	0,45	80
6	VFAV1.5	460	701	622	0,45	120
7	Referência	460	701	622	0,45	-

Adotou-se concreto de alta consistência e alta viscosidade plástica para conter a migração e a reorientação das fibras após o lançamento e durante o adensamento. Essa condição reológica teve o principal objetivo de reduzir a flutuação e o alinhamento por cisalhamento, de

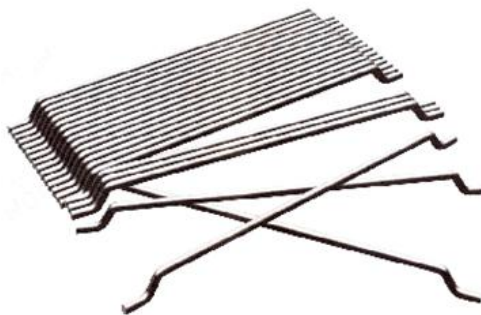
modo que as fibras permanecem o mais próximas possível à posição de montagem inicial. A vibração foi feita de forma externa e manual com baixa energia nas amostras orientadas, suficiente apenas para acomodação e expulsão de ar. As amostras contendo fibras aleatórias foram vibradas de forma tradicional, com um vibrador de mangote, tanto nos prismas, quanto nas vigas.

3.3 CARACTERÍSTICAS DOS PRISMAS

O ensaio dos prismas foi composto por 7 (sete) famílias de prismas com seção de $150 \times 150 \text{ mm}^2$ e 600 mm de comprimento, onde cada família possuía 3 amostras. O consumo de fibras foi variado entre as dosagens de 0,5% (40 kg/m^3), 1,0% (80 kg/m^3) e 1,5% (120 kg/m^3), além dos prismas de referência (sem a adição de fibras). A fibra utilizada no reforço das vigas foi do tipo *hooked end* (3D dramix 65/60 BG), conforme mostra a Figura 45.

A Tabela 2 propõe a nomenclatura abordada para o estudo das amostras. As fibras orientadas não eram lançadas na betoneira, mas sim posicionadas manualmente em camadas conforme destaca o item 3.3.3, as misturas com fibras não orientadas seguiram os padrões tradicionais de mistura para CRFA, como já foi mencionado no tópico anterior.

Figura 45 - Fibra de aço utilizada no trabalho



Fonte: Próprio autor

A partir dos ensaios nos prismas entalhados foi possível determinar os valores de *CMOD* e as deformações dos prismas, por meio do MODEL CODE 10 (FIB, 2010), RILEM 162 (Barr *et al.*, 2002) e a NBR 12142 (ABNT, 2010). Estes dados, por sua vez, também foram

utilizados no cálculo das tensões residuais e no modelo computacional, para descrever o comportamento a tração do concreto.

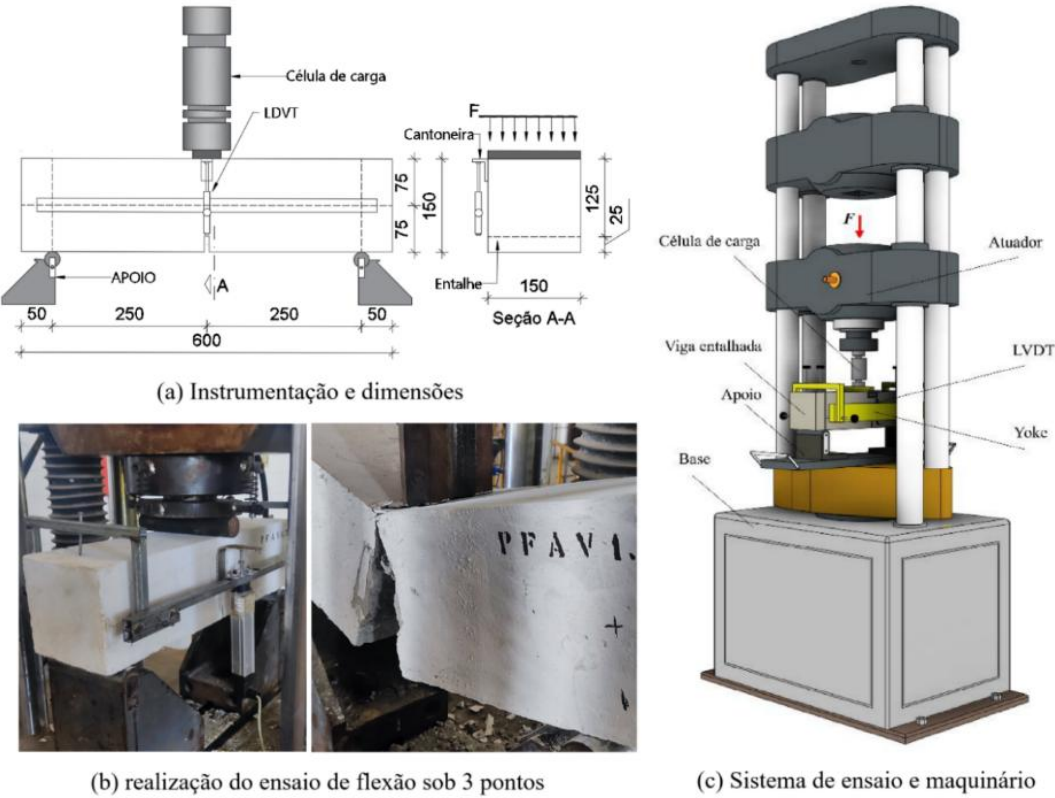
Tabela 3 - Nomenclatura utilizada para os prismas e volume de fibras

n°	Id. Da viga	Descrição	V_f
1	PFOV0.5	Prisma com Fibras Orientadas	0,50%
2	PFOV1.0	Prisma com Fibras Orientadas	1,00%
3	PFOV1.5	Prisma com Fibras Orientadas	1,50%
4	PFAV0.5	Prisma com Fibras Aleatórias	0,50%
5	PFAV1.0	Prisma com Fibras Aleatórias	1,00%
6	PFAV1.5	Prisma com Fibras Aleatórias	1,50%
7	PREF	Prisma de Referência	-

3.3.1 - Esquema de ensaio dos prismas entalhados

O esquema de ensaio dos prismas entalhados foi composto por uma prensa hidráulica equipada com uma célula de carga de alta precisão, responsável por registrar a força aplicada, e um transdutor de deslocamento linear (LVDT), posicionado lateralmente por meio de um suporte tipo *yoke*, para aferição do deslocamento vertical na face oposta ao entalhe. A Figura 46 ilustra a configuração completa do ensaio, tal como sua realização.

Figura 46 - Sistema de ensaio do ensaio de flexão sobre 3 pontos



Fonte: Próprio autor

As vigas entalhadas foram apoiadas em dois suportes metálicos com roletes de apoio, a uma distância de 50 mm das extremidades, totalizando um vão livre de 500 mm. O carregamento foi aplicado no centro da peça, de forma controlada, seguindo o protocolo do ensaio proposto por RILEM TC 162-TDF (Barr *et al.*, 2002). Um entalhe central, com 25 mm de profundidade, foi introduzido na face inferior da viga, de modo a induzir a formação controlada da fissura inicial e garantir a repetibilidade do comportamento sob carregamento no eixo central das peças.

A estrutura de ensaio foi composta ainda por um atuador acoplado à prensa hidráulica, que promoveu o deslocamento vertical forçado, e por um sistema de cantoneiras metálicas que assegurou o alinhamento entre a célula de carga e o centro geométrico do entalhe. A montagem do sistema permitiu registrar com precisão o comportamento da peça desde o início da aplicação de carga até a sua ruptura, sendo possível extrair os valores de tensão residual em diferentes deslocamentos, conforme exigido pelo procedimento normativo.

A estimativa dos valores de *CMOD* foram calculados de acordo com o EN 14651 (BS, 2007), a partir da relação entre deslocamento vertical e abertura da boca da fissura, conforme mostra a Equação 10.1. Esses valores foram então plotados em curvas tensão-deslocamento para os prismas contendo fibras de aço orientadas e aleatórias.

$$\delta = 0,85 \cdot CMOD + 0,04 \quad (10.1)$$

Onde:

δ é o deslocamento vertical obtido pelo LVDT;

CMOD é abertura da boca de fissura.

Para avaliar o fator de orientação das fibras após o rompimento dos corpos de prova, foi utilizado os princípios destacados no estudo de KRENCHER (1964), a partir da Equação 10.2, por meio da contagem das fibras em seis quadrantes a partir da seção de ruptura dos entalhes.

$$FO = \frac{N_f \cdot A_f}{A_p \cdot V_f} \quad (10.2)$$

Onde:

N_f é o número de fibras;

A_p é a área da seção transversal da fibra de aço;

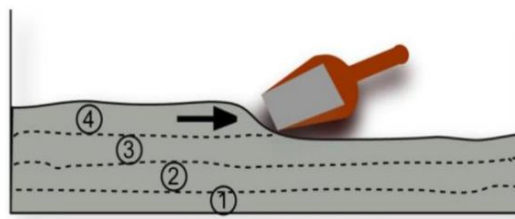
A_f é a área da seção transversal da fibra de aço

V_f é o volume de fibra utilizado.

3.3.2 Lançamento do Concreto com as Fibras Aleatórias – Prismas

O processo de lançamento do concreto com fibras aleatórias ocorreu de forma manual com o auxílio de uma pá e colher de pedreiro. O adensamento do concreto foi feito ao longo do eixo longitudinal de cada peça, de acordo com as recomendações de KANG *et al.* (2019) demonstradas pela Figura 47, com a sua posterior vibração, realizada na própria matriz cimentícia. A cura dos protótipos começou após o início do endurecimento superficial do concreto. As peças foram molhadas em intervalos de 7 horas, por 14 dias.

Figura 47 - Preparação de amostras: lançamento longitudinal



Fonte: KANG et al., (2011)

3.3.3 Lançamento do Concreto com as Fibras Orientadas – Prismas

As amostras contendo fibras orientadas foram lançadas em camadas sucessivas de 10 mm, previamente demarcadas por réguas de referência fixadas nas laterais e no centro das fôrmas. O procedimento foi repetido até atingir a altura total de projeto de 150 mm, de forma a assegurar distribuição uniforme ao longo do corpo de prova, conforme mostra a Figura 48, determinou-se a massa de fibras por camada através da Equação 10.3:

$$m_{fp/c} = q_f \cdot V_{cam} \quad (10.3)$$

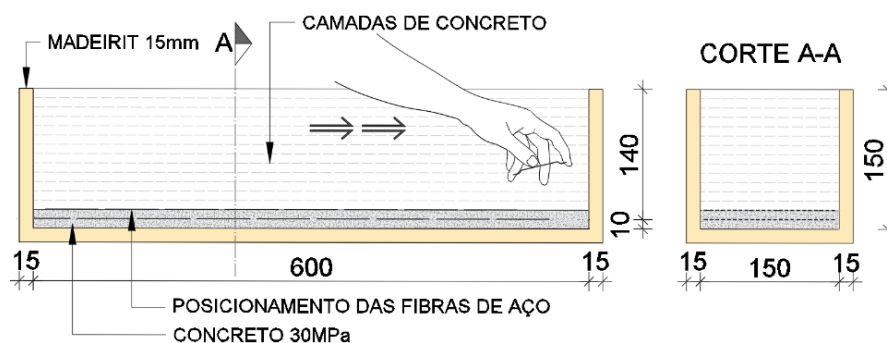
Onde:

$m_{fp/c}$ é a massa de fibras por camada;

q_f é o consumo de fibras;

V_{cam} é o volume correspondente a camada calculada.

Figura 48 - Disposição esquemática das fibras de aço orientadas nos prismas

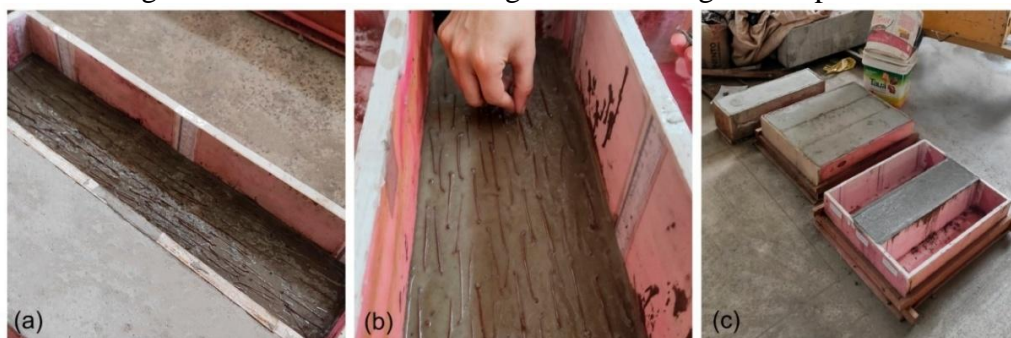


Fonte: Próprio autor

As fibras foram posicionadas individualmente com espaçamento simétrico em relação aos eixos da seção, assegurando distribuição homogênea de esforços e evitando zonas de concentração ao longo da largura e da altura da peça. Esse padrão de arranjo foi mantido continuamente ao longo do eixo longitudinal, de modo que a quantidade por unidade de comprimento permanecesse constante do centro às extremidades (vide Fig. 49b), prevenindo descontinuidades locais de teor de fibras.

O concreto empregado apresentou alta consistência, com baixa tendência à segregação e exsudação, o que preservou a posição de lançamento das fibras durante o cobrimento sucessivo das camadas e o adensamento por vibração manual aplicada externamente à fôrma. O adensamento era conduzido até a completa expulsão do ar aprisionado, minimizando vazios e deslocamentos indesejados das fibras. No entanto, esse método não expulsou 100% do ar presente nas amostras, conforme foi constatado após a desforma.

Figura 49 - Processo de montagem e concretagem dos prismas



Fonte: Próprio autor

3.4 CARACTERÍSTICAS DAS VIGAS

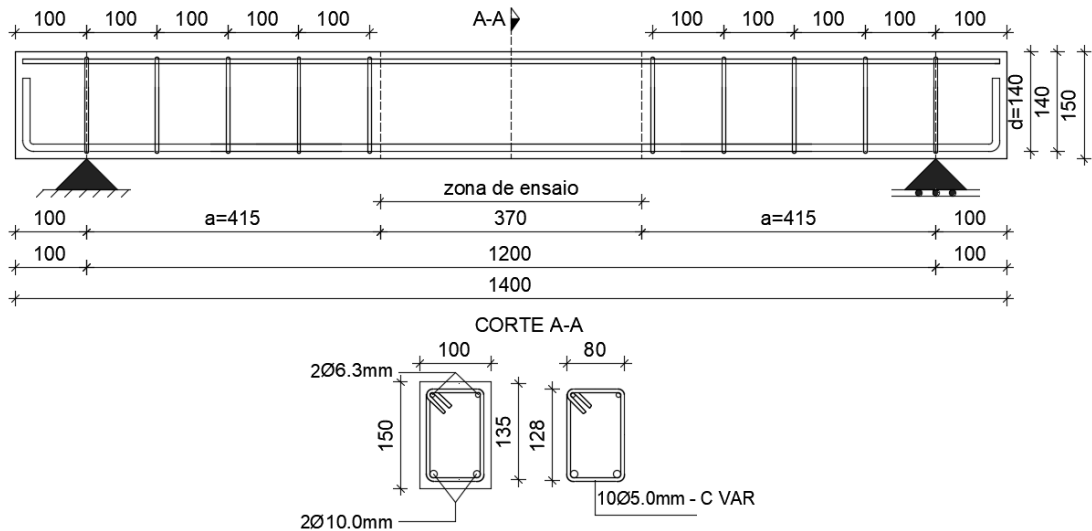
Foram confeccionadas 7 (sete) vigas de 100 mm × 150 mm de seção e 1400 mm de comprimento, com armadura transversal e longitudinal mínima para a ruptura por flexão. Das sete vigas, 3 (três) continham fibras do tipo *hooked end* orientadas e 3 (três) continham fibras dispostas de forma aleatória, a última viga não continha fibra de aço e foi utilizada como referência. O sistema de nomenclatura seguiu o mesmo critério utilizado para a caracterização dos prismas, com mudança apenas no seu prefixo, conforme pode ser observado pela Tabela 3.

Tabela 4 - Nomenclatura e volume de fibras para as vigas

n°	Id. da viga	Descrição	V_f
1	VFAV0.5	Viga com Fibras Orientadas	0,50%
2	VFAV1.0	Viga com Fibras Orientadas	1,00%
3	VFAV1.5	Viga com Fibras Orientadas	1,50%
4	VFOV0.5	Viga com Fibras Aleatórias	0,50%
5	VFOV1.0	Viga com Fibras Aleatórias	1,00%
6	VFOV1.5	Viga com Fibras Aleatórias	1,50%
7	VREF	Viga de Referência	-

O posicionamento dos apoios, os pontos de aplicação da carga, o espaçamento dos estribos, o detalhamento da armadura longitudinal, condições de apoio, vão de cisalhamento, altura útil, altura total e seção transversal da peça, tal como o comprimento da zona de ancoragem, podem ser observados na Figura 50.

Figura 50 - Armadura de flexão e cisalhamento das vigas em milímetros



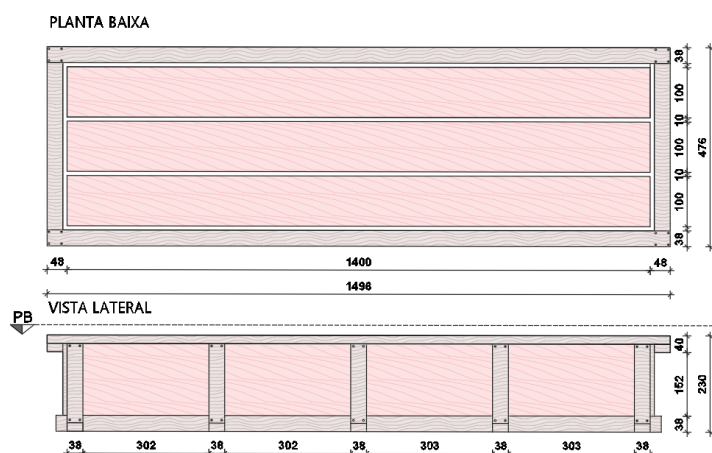
Fonte: Próprio autor

A armadura longitudinal mínima para a ruptura por flexão de todas as vigas foi composta por 2 barras de 10.0 mm na zona tracionada e 2 barras de 6.3mm na zona comprimida. Para armadura de cisalhamento utilizou-se barras de 5.0 mm espaçadas a cada 100 mm até o comprimento de atuação do esforço cortante. A viga foi projetada com resistência última ao cisalhamento (v_{rk}) de 68 kN e um P_{flex} de 52 kN.

3.4.1 Detalhamento das fôrmas das vigas

As formas das vigas foram executadas com Madeirit de 10 e 15 mm e aplicado desmoldante nas paredes internas e nos fundos para facilitar a desforma. Cada forma comportava 3 vigas, que foram concretadas em conjunto, para facilitar o processo de identificação, preparo, cura e desforma. Após a concretagem, as vigas também passaram por processos de umidificação, limpeza, pintura e identificação para a posterior realização dos ensaios destrutivos.

Figura 51 - Croqui esquemático da forma das vigas em centímetros



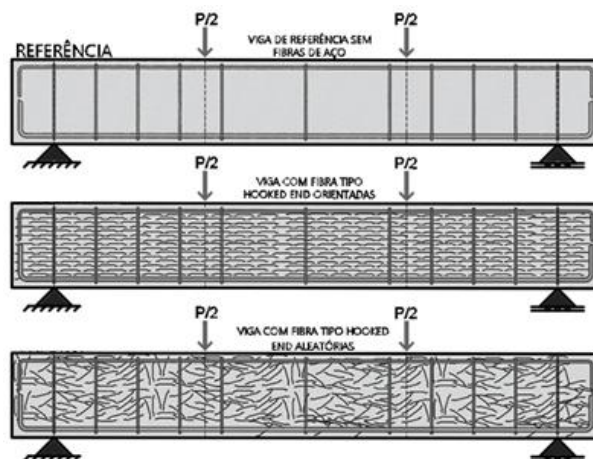
Fonte: Próprio autor

3.4.2 Lançamento do concreto com as fibras aleatórias - vigas

O processo de lançamento do concreto nas formas das vigas com as fibras dispostas de forma aleatória seguiu o mesmo procedimento estabelecido no tópico 3.3.2. As características diferenciadas de cada tipo de viga são ilustradas na Figura 52. Observa-se que as fibras estão paralelas às tensões de tração geradas pela flexão nos pontos de apoio, como a vibração das vigas não foi feita de forma intrusiva, essa configuração manteve-se estável até o processo de

endurecimento do concreto. Configuração essa que foi confirmada numérica e visualmente em análises posteriores.

Figura 52 - Modelo esquemático da disposição das fibras em cada viga

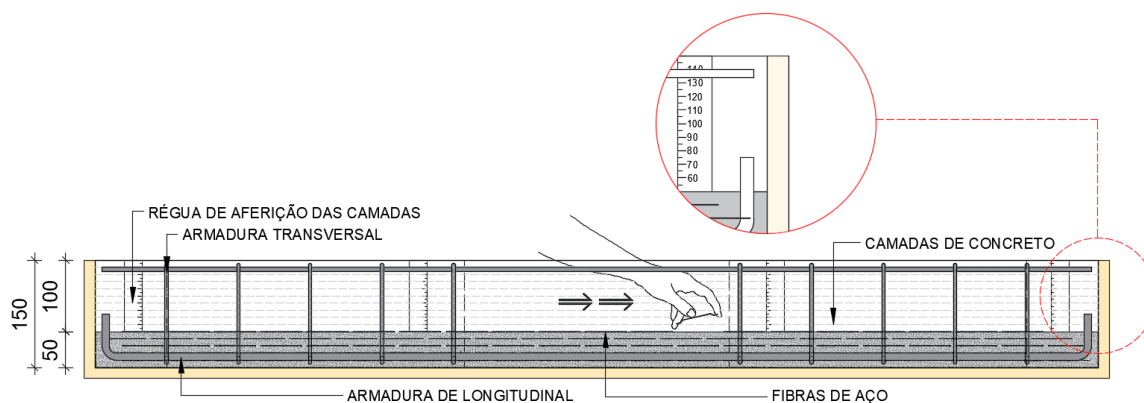


Fonte: Próprio autor

3.4.3 Lançamento do Concreto com as Fibras Orientadas - Vigas

O processo de montagem das vigas com fibras orientadas seguiu o mesmo procedimento do Tópico 3.3.3, com mudança apenas no volume da camada (V_{cam}). Em razão da altura da seção de 150 mm, o lançamento foi segmentado em 15 camadas contendo 10 mm de espessura, conforme mostra a Figura 53. A conformidade geométrica de cada camada foi verificada com régua de aferição posicionada nas duas extremidades e no vão central, assegurando o atendimento às cotas de projeto.

Figura 53 - Disposição esquemática das fibras de aço orientadas nas vigas



Fonte: Próprio autor

A orientação manual das fibras foi executada camada a camada; ao término da orientação de cada estrato procedeu-se à vibração não intrusiva até a expulsão da maior quantidade possível de bolhas de ar, evitando deslocamentos relativos e reorientações indesejadas das fibras. O ciclo orientação–vibração foi repetido sucessivamente até a altura final.

Registrou-se como principal dificuldade o tempo de execução da série VFOV, sobretudo nas vigas com maiores teores volumétricos. Para mitigar riscos de início de pega durante esse intervalo, o concreto remanescente foi mantido em agitação contínua na betoneira, sendo descarregado apenas no momento da concretagem da camada subsequente. Essa rotina assegurou regularidade de espessura, massa de fibras por camada e ausência de ar aprisionado. No entanto, não foi possível avaliar de que forma isso acabou afetando na sua posterior cura.

Figura 54 - (a) vigas concretadas; (b) armaduras das vigas; (c) concretagem das vigas alinhadas; (d) Escala das camadas; (e) Separação e organização das fibras; (f) extensômetros



Fonte: Próprio autor

3.5 ENSAIOS DE CARACTERIZAÇÃO DO CONCRETO COMPRIMIDO

3.5.1 Ensaio dos corpos de prova cilíndricos

Os corpos-de-prova cilíndricos foram confeccionados juntamente com os prismas, e em seguida foram deixados em processo de cura úmida. Após atingidos os 28 dias, os cilindros foram ensaiados de acordo com a NBR 5739 (ABNT, 2007), para que fossem verificadas suas resistências a compressão axial, utilizados como referência dentro dos parâmetros comportamentais à compressão na simulação computacional.

Cada corpo de prova foi centrado junto ao eixo da prensa de ensaio e submetido aos esforços de compressão vertical, ao longo de seu eixo longitudinal. Não foram utilizados extensômetros para medir o grau de deformação, pois o único objetivo do ensaio era coletar os dados referentes a tensão última resistente. Foram confeccionados 3 corpos de prova para cada família e em seguida plotou-se a curva média da tensão-deslocamento.

Figura 55 - Ensaio de compressão axial



Fonte: Próprio autor

3.6 INSTRUMENTAÇÃO

3.6.1 Deslocamentos verticais

Instalou-se o sensor de deslocamento (LVDT) na parte inferior central da viga, onde se esperava a maior flecha característica da viga. Fixou-se o dispositivo de medição em um suporte metálico independente da viga, evitando interferências provenientes de sua movimentação. Ajustou-se a base de apoio dos sensores para garantir o contato adequado com a superfície da viga e por fim, antes do início do ensaio, calibrou-se o LVDT, zerando-se suas leituras para que apenas os deslocamentos induzidos pelo carregamento fossem registrados.

Figura 56 - Posicionamento do LVDT

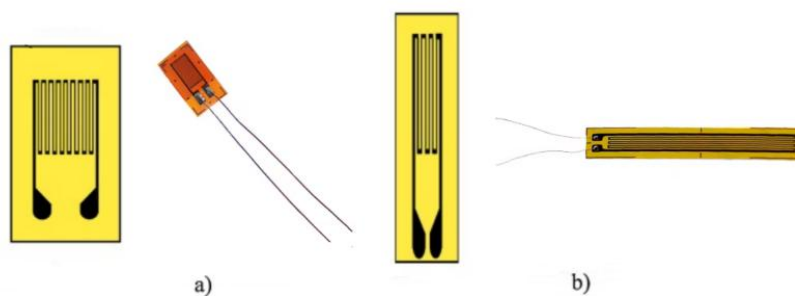


Fonte: Próprio autor

3.6.2 Deformação no concreto e na armadura

O registro das deformações das zonas tracionadas e comprimidas foram feitos por meio de extensômetros elétricos de resistências (EER – Figura 57) fixado na parte superior do eixo central da viga e na armadura de flexão. Para o aço, utilizou-se o modelo BX120-3AA, e para o concreto o modelo BX120-100AA, ambos são destacados na Figura 57.

Figura 57 - a) extensômetro para aço - Strain Gauge BX120-3AA ; b) extensômetro para concreto – Strain Gauge BX120-100AA



Fonte: Próprio autor

Processo de montagem: primeiramente, a superfície foi devidamente limpa e tratada, garantindo a remoção de impurezas e preparando o local para a instalação. Em seguida, marcou-se a posição exata para a fixação do EER. Antes da instalação, verificou-se a resistência da corrente elétrica e o isolamento do sistema, assegurando a confiabilidade das medições. A ligação do cabo elétrico foi realizada por meio de solda, seguida de um tratamento para proteção contra umidade, garantindo a durabilidade e precisão do equipamento. Após essa etapa,

conectaram-se os circuitos ao aparelho de medição. A fixação do EER na face superior da viga foi feita conforme ilustrado na Figura 58 e 59.

Figura 58 - Posicionamento dos Extensômetros no aço

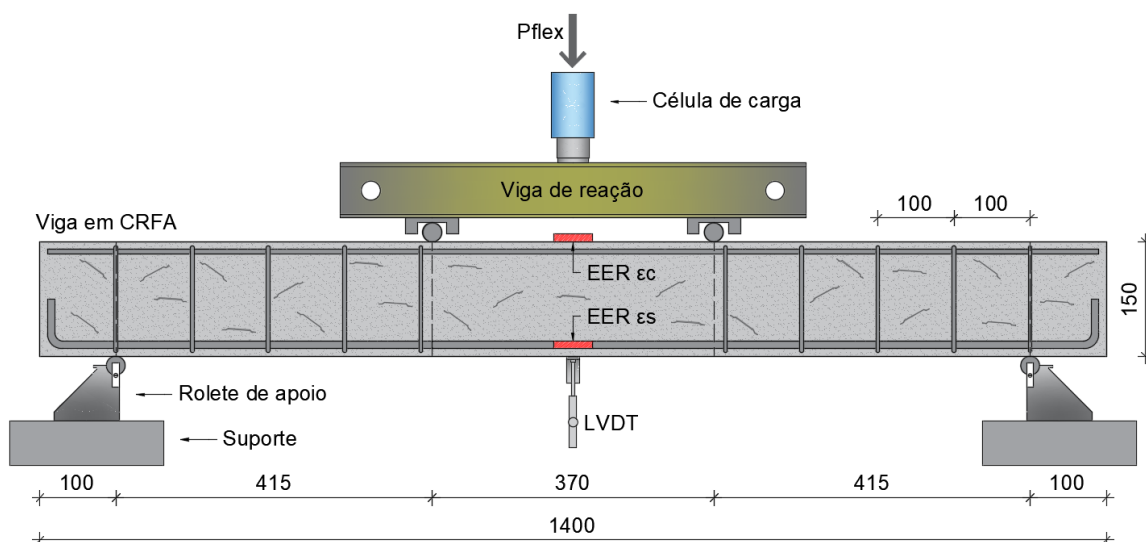


Fonte: Próprio autor

3.6.3 Esquema de ensaio das vigas

Para o esquema de ensaio das vigas, foi utilizada a metodologia de STTUTGART, com aplicação de flexão sob 4 pontos, sendo este carregamento aplicado de forma vertical por uma viga de reação a uma distância de 415mm dos apoios, o incremento de carga utilizado foi de 500kgf/s, sendo a leitura do LVDT feita durante o ensaio por meio do software “DIADAQ b2” no centro da viga. A Figura 59 mostra a representação esquemática do ensaio. Para o ponto de aplicação da carga, atendeu-se a relação $a/d \geq 2$ (sendo $a=415\text{mm}$ e $d=140\text{mm}$).

Figura 59 - Esquema de ensaio e instrumentação



Fonte: Próprio autor

O comprimento da zona de flexão pura da peça correspondeu a 370mm. Por conta da dimensão do elemento, maiores valores para a zona de flexão, poderiam acarretar em um

excesso de carga por parte das bielas de compressão, o que se mostrou evidente durante a execução das simulações computacionais preliminares, pois quanto menor era a distância dos pontos de aplicação da carga, mais a viga tendia a ruptura na parte central do seu comprimento longitudinal, mas isso também provoca uma diminuição na zona de fissuração vertical, após o concreto atingir sua deformação plástica.

3.7 MAPEAMENTO DE FISSURAS NAS VIGAS

O mapeamento de fissuras foi conduzido durante ensaios de flexão em quatro pontos com controle por deslocamento. Antes dos ensaios, as vigas receberam pintura branca para aumentar o contraste. As fissuras foram registradas em cada etapa do processo de carregamento, essas marcações foram então medidas e digitalizadas (Figura 60).

Figura 60 - Exemplo da metodologia utilizada para marcar as fissuras para viga VFAV1.0



Fonte: Próprio autor

Para que o dano nas vigas fosse quantificado, foi criado o “Parâmetro de Fissuração Progressiva” (p_{FP}) dado em mm / mm², que correlaciona a somatória total dos comprimentos das fissuras medidas até que sejam atingidas as cargas máximas observadas nas vigas, conforme mostra a equação 10.4, esse valor é multiplicado por 100 para melhor compreensão dos resultados:

$$p_{FP} = \frac{\sum l_{fis}}{A} \cdot 100 \quad (10.4)$$

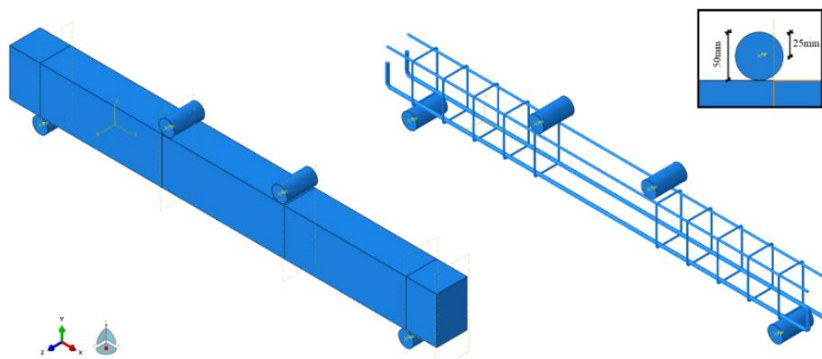
3.8 MODELO COMPUTACIONAL E CRITÉRIOS DE AVALIAÇÃO

3.8.1 Parâmetros do conjunto

A composição do modelo numérico consistiu na criação de instâncias separadas para os elementos constituintes da viga de concreto armado: os roletes de sustentação e aplicação de

carga, as armaduras longitudinais e transversais (estribos) e o corpo da viga conforme ilustrado na Figura 61. Foram utilizados quatro pinos cilíndricos para aplicação das cargas e apoio da viga, todos com 25 mm de raio. A posição dos pinos foi simetricamente distribuída ao longo do eixo longitudinal da viga, dois atuando como apoios simples (nas extremidades) e dois como aplicadores de carga, no terço médio da viga.

Figura 61 - Elementos de ensaio rodados no modelo numérico (ABAQUS)

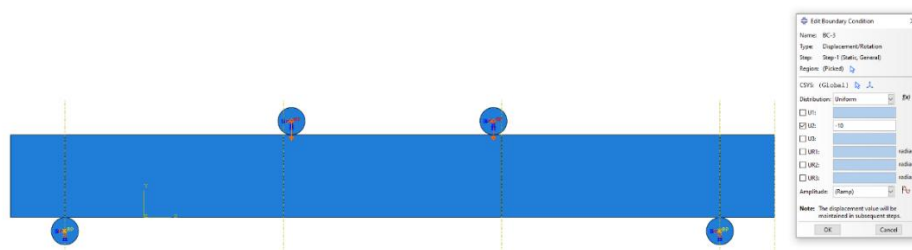


Fonte: Próprio autor

3.8.2 Parâmetros de cálculo, aplicação de carga e condições de apoio

Adotou-se, para todas as vigas, um único passo de análise (período de teste = 1) com deslocamento vertical de 10 mm. Essa escolha visou controlar o custo computacional e evitar o número excessivo de incrementos observado em execuções preliminares com deslocamentos maiores. Mesmo com o limite de 10 mm, as vigas atingiram o regime inelástico registrando abertura e propagação de fissuras, redução progressiva de rigidez e não linearidade. A resposta evoluiu até o rompimento por flexão, confirmando que o deslocamento prescrito foi suficiente para ultrapassar o limite de proporcionalidade e mobilizar os mecanismos não lineares dominantes do sistema.

Figura 62 - Aplicação de deslocamento e condições de apoio



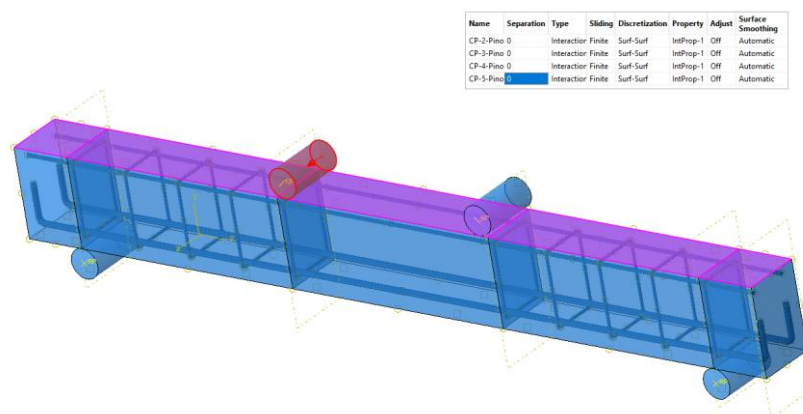
Fonte: Próprio autor

Quanto às condições de contorno, os dois apoios nas extremidades da viga foram modelados como engastes, já que qualquer grau de liberdade em seus eixos provocava instabilidade na análise. Nos pinos responsáveis pela aplicação das cargas, foi imposta uma restrição nos eixos x e z, permitindo deslocamento apenas na direção vertical (eixo y), conforme ilustrado na Figura 62.

3.8.3 Interação

Para representar com fidelidade o contato entre os pinos cilíndricos e a superfície da viga de concreto, foram atribuídas cinco interações do tipo “*surface-to-surface*” com separação inicial finita (*finite sliding*), como mostrado na Figura 63. Cada contato foi identificado individualmente no modelo, permitindo um controle mais preciso da simulação nas regiões de apoio e de aplicação de carga. Foram aplicadas duas propriedades de contato principais: tangencial, com formulação por penalização (*penalty method*) e coeficiente de atrito igual a 0,3; e normal, utilizando o modelo padrão do ABAQUS de “*hard contact*”.

Figura 63 - Indicação de contato entre os pinos e a viga



Fonte: Próprio autor

Esse rearranjo possibilitou a interação por contato entre os pinos e a viga, garantindo que a aplicação da carga ocorresse pela superfície superior e fosse sustentada pela inferior. Dessa forma, a região de ensaio permaneceu restrita às áreas de influência direta dos dois elementos, assegurando maior controle sobre os efeitos gerados durante o carregamento.

3.8.4 Propriedades CDP (*Concrete Damage Plasticity*) para o concreto sem fibra de aço

Para as propriedades do concreto sem adição de fibra de aço utilizou-se os parâmetros recomendados por MARKOU (2011), que relaciona variáveis como ângulo de dilatação, excentricidade, parâmetro de viscosidade, dentre outros valores necessários para o cálculo das tensões nas malhas.

Todos os dados necessários para a rodagem, estão dispostos na Tabela 5. De acordo com o autor, utilizar estes parâmetros para descrever o comportamento do concreto, acaba sendo mais vantajoso, pois ele tem uma interpretação física explícita e mais coerente com a realidade. O parâmetro k se refere ao fator de forma do material, e é definido como a razão entre a resistência na meridiana trativa e na meridiana compressiva no início do escoamento, para o mesmo nível de pressão hidrostática.

Tabela 5 - Parâmetros CDP padrão para análise numérica de concretos convencionais

Parâmetro	Valor
Ângulo de dilatação	36
Excentricidade	0.1
f_{bo}/f_{co}	1.16
k	0.667
Parâmetro de viscosidade	0
Densidade	$2.5 \cdot 10^{-9}$
Coefficiente de Poisson	0.2

Fonte: adaptado de MARKOU (2011)

O comportamento à compressão e à tração do concreto foram calculados conforme mostrado nos tópicos 2.5.5 e 2.5.6 respectivamente.

3.8.5 Propriedades CDP (*Concrete Damage Plasticity*) para o concreto com fibra de aço

Para simular as propriedades do concreto com fibra de aço foram utilizados os parâmetros descritos por CHI *et al.* (2017), que estudaram numericamente o comportamento de fibras com diferentes volumes e coeficientes relacionados ao CDP. Estes parâmetros são apresentados na Tabela 6.

Tabela 6 - Parâmetros CDP para concretos reforçados com fibras de aço

Parâmetro	Valor
Ângulo de dilatação	26,98
Excentricidade	0.1
f_{bo}/f_{co}	1.30
k	0.672
Parâmetro de viscosidade	0.0001
Densidade	$2.5 \cdot 10^{-9}$
Coeficiente de Poisson	0.2
Fonte: adaptado de CHI <i>et al.</i> (2017)	

O mesmo comportamento a compressão do concreto de referência foi utilizado para as fibras de aço. O comportamento a tração foi calculado individualmente seguindo as recomendações previamente estabelecidas no tópico 2.5.6 por meio dos resultados experimentais provenientes do ensaio de flexão sob três pontos.

4.0 RESULTADOS

4.1 Ensaio de flexão sob três pontos

A Tabela 7 apresenta os resultados obtidos a partir do ensaio de flexão sob três pontos, juntamente com seus respectivos limites de proporcionalidade e suas resistências residuais nominais. O limite de proporcionalidade foi calculado de acordo com a Equação 1.4 apresentado no Tópico 2. A partir dela também foi possível observar os valores médios das resistências residuais mostrados na curva Tensão-CMOD.

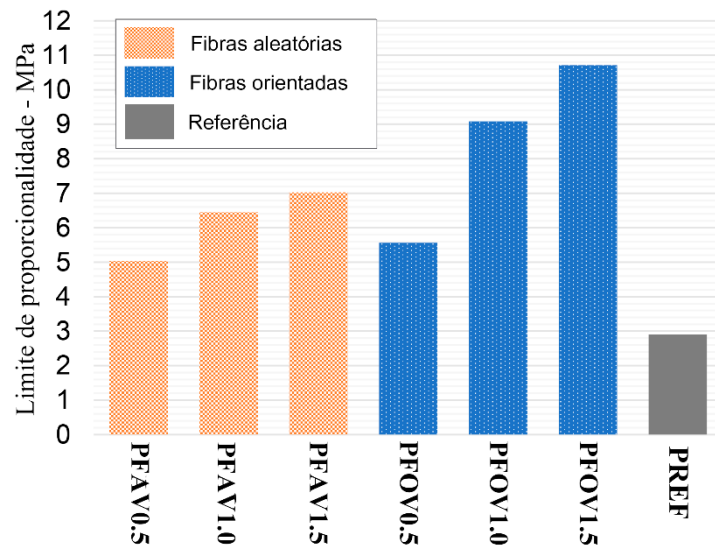
Tabela 7 - Resultados de resistência a tração na flexão e propriedades do concreto

Família	id	f_l	f_{r1}	f_{r2}	f_{r3}	f_{r4}	f_{r1}/f_l	f_{r3}/f_{r1}
PFAV0.5	PFAV0.5N1	5,01	1,53	1,60	1,39	1,22	0,31	0,91
	PFAV0.5N2	5,30	1,57	1,54	1,35	1,34	0,30	0,86
	PFAV0.5N3	4,80	1,54	1,53	1,37	1,08	0,32	0,89
	Média	5,04	1,55	1,56	1,37	1,21	0,31	0,89
PFAV1.0	PFAV1.0N1	6,52	3,40	5,01	4,15	3,52	0,52	1,22
	PFAV1.0N2	6,39	3,13	3,37	3,93	3,70	0,49	1,26
	PFAV1.0N3	6,44	3,00	4,05	3,89	3,21	0,47	1,30
	Média	6,45	3,18	4,14	3,99	3,48	0,49	1,26
PFAV1.5	PFAV1.5N1	6,89	5,86	6,90	7,33	6,72	0,85	1,25
	PFAV1.5N2	7,20	5,62	7,02	7,34	6,23	0,78	1,31
	PFAV1.5N3	6,99	5,46	6,98	6,77	6,61	0,78	1,24
	Média	7,03	5,65	6,97	7,15	6,52	0,80	1,27
PFOV0.5	PFOV0.5N1	5,43	5,42	7,48	7,90	7,70	1,00	1,46
	PFOV0.5N2	5,67	5,79	6,95	7,88	6,99	1,02	1,36
	PFOV0.5N3	5,59	5,47	7,17	7,29	6,95	0,98	1,33
	Média	5,56	5,56	7,20	7,69	7,21	1,00	1,38
PFOV1.0	PFOV1.0N1	9,18	7,14	8,66	7,81	7,76	0,78	1,09
	PFOV1.0N2	8,95	7,28	8,72	8,02	6,62	0,81	1,10
	PFOV1.0N3	9,13	7,27	8,54	8,45	7,10	0,80	1,16
	Média	9,09	7,23	8,64	8,09	7,16	0,80	1,12
PFOV1.5	PFOV1.5N1	10,72	11,26	11,20	9,90	9,04	1,05	0,88
	PFOV1.5N2	10,78	11,37	11,13	10,02	9,27	1,05	0,88
	PFOV1.5N3	10,64	11,36	11,09	10,08	9,29	1,07	0,89
	Média	10,71	11,33	11,14	10,00	9,20	1,06	0,88
PREF	PREFN1	2,87	-	-	-	-	-	-
	PREFN2	2,91	-	-	-	-	-	-
	PREFN3	2,93	-	-	-	-	-	-
	Média	2,90	-	-	-	-	-	-

A adição de fibras elevou de forma sistemática o limite de proporcionalidade, conforme mostra a Figura 64. Nas séries com fibras aleatórias (PFAV), os valores médios dos limites de proporcionalidade foram 5,04; 6,45 e 7,03 MPa para 0,5%, 1,0% e 1,5% de fibras,

correspondendo a ganhos de aproximadamente 74%, 122% e 142% em relação ao concreto de referência. Nas séries com fibras orientadas (PFOV), os limites médios atingiram 5,56; 9,09 e 10,71 MPa para os mesmos teores, com aumentos de cerca de 92%, 213% e 269%. Comparando famílias com o mesmo teor, a orientação trouxe incrementos adicionais de 10% para $V_f = 0,5\%$, 41% para $V_f = 1,0\%$, e 52% para $V_f = 1,5\%$, evidenciando forte contribuição das fibras orientadas.

Figura 64 – Valores médios de resistência a tração na flexão dos prismas em MPa.



Fonte: Próprio autor

O comportamento pós-fissuração confirma a tendência de contribuição das fibras de aço orientadas, na série PFAV0.5 indicam leve patamar antes de f_{r1} , com posterior queda logo em seguida. Os valores de f_{r1}/f_l confirmam essa observação, mostrando a limitação na capacidade de executar as pontes de tensão para essa série. Em PFAV1.0 existe um modesto enrijecimento do material até f_{r2} , a um abrandamento suave logo em seguida, sinalizando uma contribuição efetiva de arrancamento das fibras. O enrijecimento mais pronunciado para a série com fibras aleatórias ocorre na maior fração volumétrica, como esperado, onde tem-se uma relação $f_{r3}/f_{r1} = 1,27$, apontando um bom comportamento residual mesmo em fases avançadas de deformação.

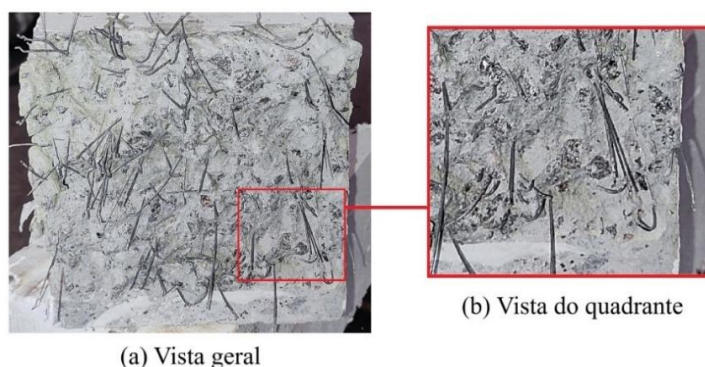
Na série de prismas com fibras orientadas, o patamar residual é sistematicamente superior, para a família contendo $V_f = 0,5\%$, os valores de f_{r1}/f_l e f_{r3}/f_{r1} evidenciam a mudança de comportamento *softning* para *hardening*, quando comparamos estes valores aos obtidos pela mesma fração volumétrica em fibras dispostas de forma aleatória. O padrão de

crescimento nas tensões residuais das amostras PFOV1.0 e PFOV1.5 se mostram consideravelmente superiores as amostras aleatórias, e podem ser observados na Figura 71.

4.2 Fator de orientação e contagem das fibras

Para avaliar a influência da orientação das fibras, utilizou-se a metodologia proposta por BARROS e ANTUNES (2003), SOROUSHAN e LEE (1990) e GOMES *et al.* (2018), contando o número de fibras remanescentes na seção transversal da viga entalhada, como pode. Neste processo de quantificação, desconsiderou-se área referente ao entelhe. Tanto PFOV quanto PFAV obtiveram o mesmo número total de fibras por seção, porém a diferença em sua distribuição é o que define a efetividade estrutural do reforço. Observando os itens (b), (c) e (d) da Figura 66.

Figura 65 - Seção transversal do prisma VFAV0.5



Fonte: Próprio autor

Notou-se que as fibras nas amostras PFOV apresentaram distribuição mais regular ao longo das regiões centrais e periféricas. A soma total das contagens foi praticamente igual à das amostras PFAV, mas as colunas e linhas apresentam somatórios equilibrados, evidenciando um padrão direcional mais estável. Isso confirma que o procedimento de orientação manual, foi eficaz.

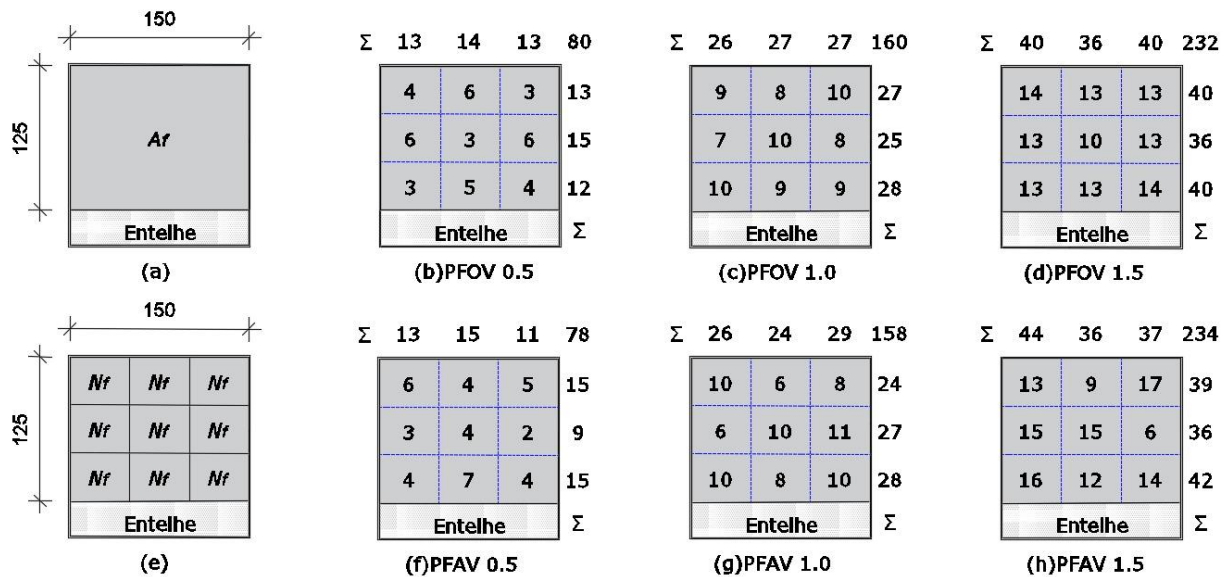
Os valores de FO, apresentados na Tabela 8 variaram de 0,53 a 0,55 em todas as famílias. Isso é muito próximo do valor teórico para distribuição aleatória tridimensional de fibras e abaixo do valor típico para orientação planar. Em termos práticos, significa que, na seção de fratura analisada, as fibras se apresentaram quase isotrópicas em relação ao plano de fissura.

Tabela 8 - Estimativa do fator de orientação das fibras (valor médio)

Prisma -	A_p mm ²	A_f mm ²	N_{fm} Unidades	V_f (%)	N_f/A_p Fibras/mm ²	FO -
PFAV0.5	18750	0.64	78	0,5	4,16	0,53
PFAV1.0			158	1,0	6,56	0,53
PFAV1.5			234	1,5	12,48	0,53
PFOV0.5			80	0,5	4,27	0,55
PFOV1.0			160	1,0	8,53	0,55
PFOV1.5			232	1,5	12,37	0,53

Com relação aos efeitos da orientação: As séries com orientação (PFOV) apresentaram FO ligeiramente superiores aos das séries aleatórias (PFAV) nos teores de 0,5% e 1,0%, indicando ganho modesto de alinhamento útil. No teor 1,5%, o FO retorna a 0,53, sugerindo que interações, aglomerações e restrições geométricas durante a compactação reduziram o alinhamento efetivo no plano de fratura.

Figura 66 - Resumo do número de fibras contabilizadas nas seções transversais das vigas

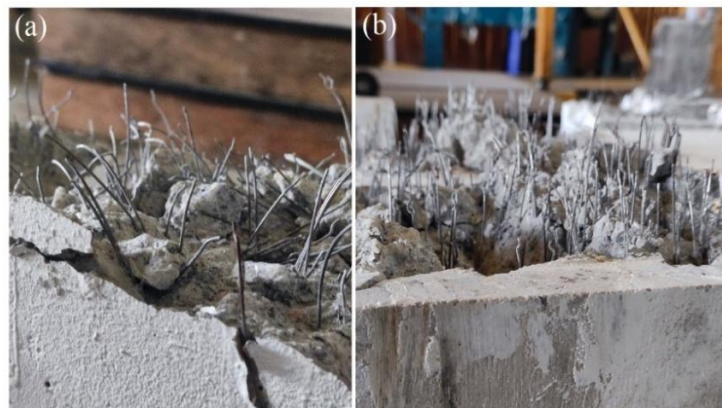


Fonte: Próprio autor

O indicador de fibras por milímetro quadrado cresceu quase linearmente com o volume de fibras em todas as séries, o que confirma que a dosagem volumétrica foi bem traduzida em número de fibras interceptando a seção. Em suma, a orientação imposta melhorou o FO apenas de forma discreta; o desempenho superior observado nas vigas PFOV está associado não a um grande salto do FO, mas a outros efeitos combinados do processo.

A leitura conjunta dos fatores de orientação indicam que o ganho de resistência à tração inicial e das resistências residuais não condicionam a quantidade de fibras atravessando a seção. Os valores muito próximos de FO nas seis famílias mostram que a fração de fibras efetivamente orientadas para atuar na ponte de fissura foi semelhante para as famílias com mesmo volume. Assim, as elevações observadas nos resultados dos ensaios de flexão sob 3 pontos decorrem sobretudo da qualidade da orientação, no que tange ao seu ângulo de inclinação em relação ao plano de fissura, tal como o seu comprimento de embutimento e do mecanismo de arrancamento.

Figura 67 - (a) Fibras dispostas de forma aleatória - PFAV; (b) Fibras orientadas manualmente - PFOV.



Fonte: Próprio autor

A Figura 67(b), por sua vez, também válida a metodologia utilizada para orientar as fibras, pois mesmo após o processo de rompimento, as fibras mantiveram sua orientação inalterada. Percebe-se também que a grande maioria das fibras passou por um processo de arrancamento, enquanto que na Figura 67(a) as fibras passaram pela fase de escoamento ou nem participaram do processo de transferência de cargas.

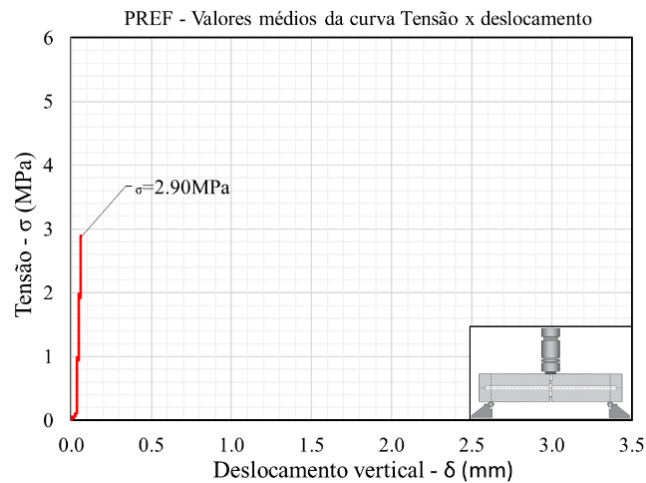
4.3 Resistência residual à flexão no comportamento pós-fissuração

Os comportamentos pós fissuração dos prismas entalhados são apresentados nas Figuras 69, 70 e 71, para cada volume correspondente. A curva tensão-deslocamento para o prisma de referência, sem adição de fibras, é mostrada na Figura 68. Por meio delas, é possível fazer um comparativo a respeito da influência da orientação das fibras no comportamento pós fissuração.

Como esperado, todas as amostras contendo fibra obtiveram um aumento de tenacidade e manutenção na tensão resistente após sua fase elástica, se comparados a P_{ref} , a diferença em

questão para cada caso, foi grau de resposta ao surgimento das fissuras e deformações, com tensões residuais consideravelmente superiores para os prismas em que as fibras foram orientadas de forma manual. No caso das amostras contendo $V_f = 0,5\%$ houve até mesmo a mudança de um comportamento *softening* para *hardening*.

Figura 68 - Curva Tensão x deslocamento para o prisma de referência



Fonte: Próprio autor

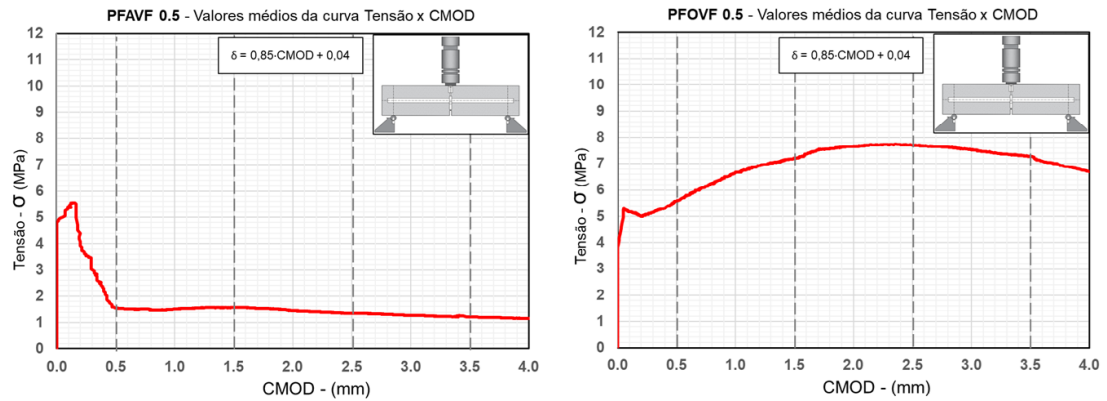
Para as amostras $V_f = 1,5\%$ com fibras orientadas, observou-se um grande aumento na resistência a tração, equivalente aos resultados observados por CASTRO (2022), para um volume de fibras do tipo *hooked end* de $V_f = 2,0\%$. As famílias PFOV1.0 apresentaram grande aumento nos valores das tensões residuais se comparados as famílias VFAV1.0, no entanto, esse aumento não foi tão significativo se comparado as famílias PFAV0.5, isso pode ter ocorrido por conta da baixa na curva média ocasionada por algumas amostras rompidas, apesar disso, os resultados ainda se mostraram bastante satisfatórios.

As curvas de tensão residual mostram dois comportamentos bem distintos. Nas séries aleatórias (PFAV), especialmente com 0,5%, há perda acentuada após a fissuração: os valores médios caem de f_{r2} para f_{r4} , caracterizando amolecimento precoce e baixa capacidade de transferência de cargas. Com o aumento do teor para 1,0% e 1,5%, as resistências residuais crescem, mas a curva ainda apresenta declínio moderado com o avanço do *CMOD*, o que fica mais claro ao analisar a Figura 72.

Nas séries orientadas (PFOV), o pós-fissuração é substancialmente superior e mais estável. Já com 0,5%, obtêm-se patamar de 7 MPa para f_{r2} e f_{r4} , praticamente sem

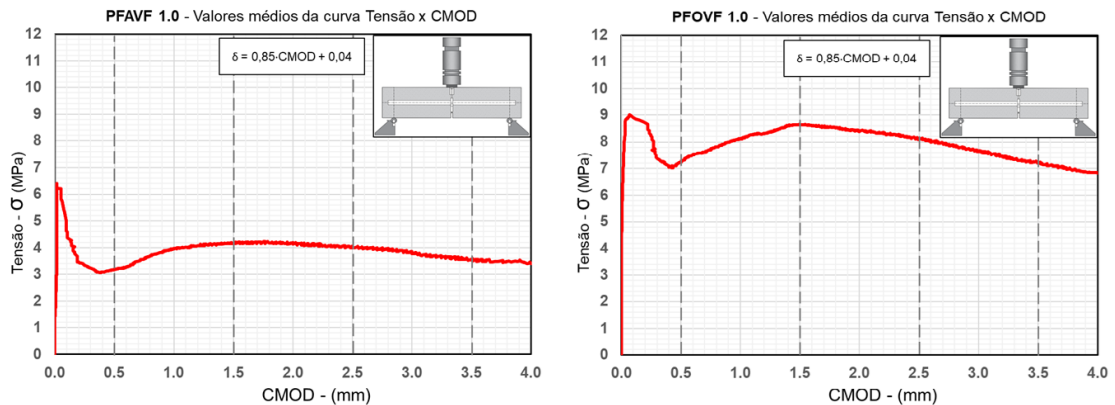
amolecimento. Para 1,0% e 1,5%, todas as f_{ri} aumentam, atingindo na fração mais alta valores médios de 11,33 a 9,20 Mpa, o que indica um platô pós-fissuração com queda suave apenas em $CMODs$ maiores, conforme pode ser observado nas Figuras 70 e 71.

Figura 69 - Curva Tensão x CMOD – $V_f = 0,5\%$



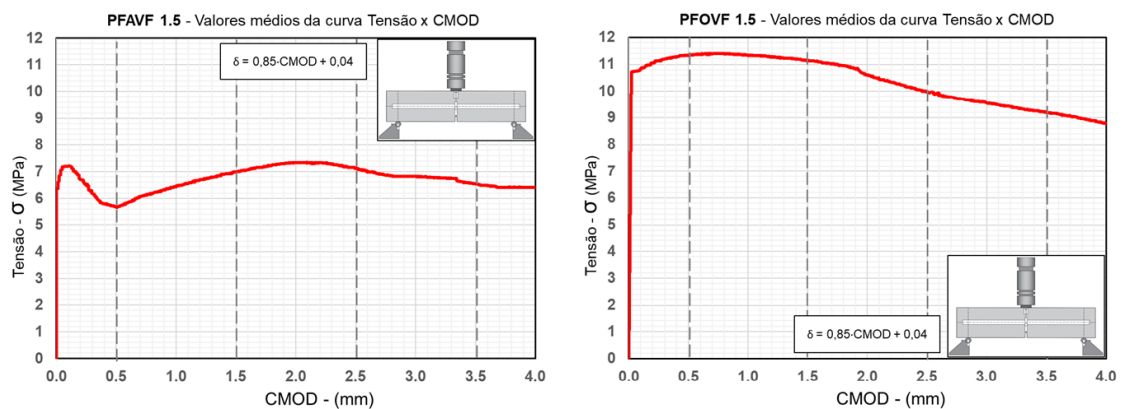
Fonte: Próprio autor

Figura 70 - Curva Tensão x CMOD – $V_f = 1,0\%$



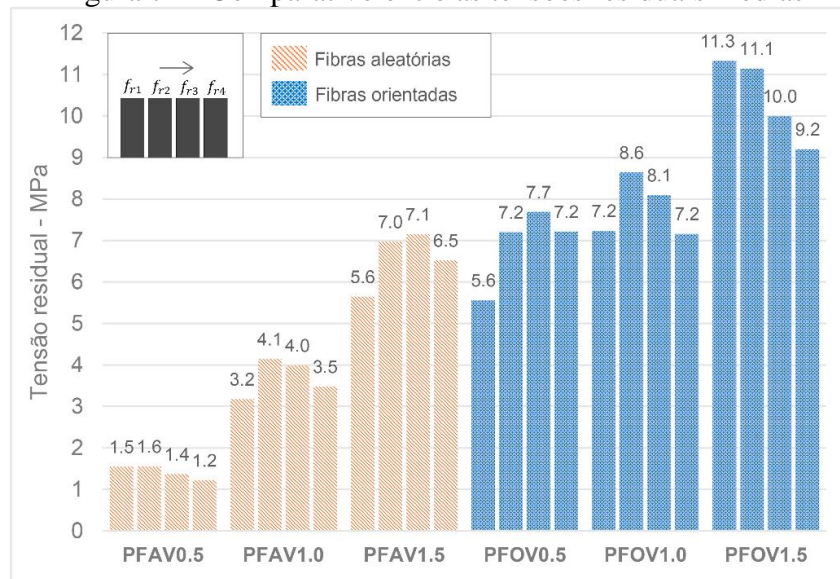
Fonte: Próprio autor

Figura 71 - Curva Tensão x CMOD – $V_f = 1,5\%$



Fonte: Próprio autor

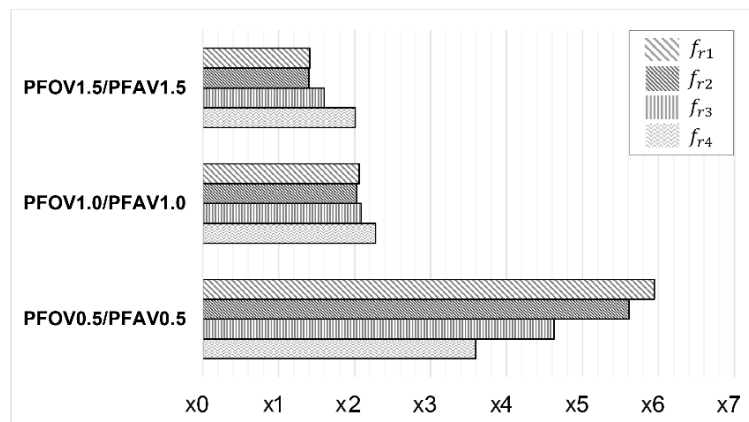
Figura 72 - Comparativo entre as tensões residuais médias



Fonte: Próprio autor

Ao analisar a Figura 73, que explora a razão entre os ganhos de resistência residual, percebe-se que para a fração contendo 0,5% de fibra de aço, os ganhos são mais elevados para a série orientadas. Esses ganhos por sua vez são 3,59 (f_{r1}), 4,62 (f_{r2}), 5,61 (f_{r3}) e 5,96 (f_{r4}) vezes superiores aos valores obtidos para os mesmos *CMODs* nas amostras contendo fibras dispostas de forma aleatória. Ou seja, a orientação transforma um material de baixo desempenho residual em um compósito com patamar estável na faixa de 7 a 8 MPa, o que é praticamente o mesmo resultado obtido na série PFAV1.5, com maior fração volumétrica de fibras.

Figura 73 - Razão entre o ganho de resistência residual PFOV/PFAV



Fonte: Próprio autor

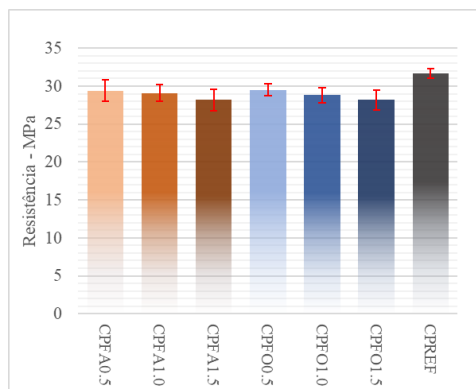
Para as amostras contendo 1,0% de fibra os ganhos ainda são expressivos e praticamente constantes ao longo do *CMOD*, indicando que, mesmo com maior fração volumétrica, a orientação dobra a resistência residual. O mesmo não se aplica a fração contendo 1,5% de fibra, onde os ganhos são menores, porém ainda relevantes. Talvez isso ocorra por conta da maior densidade de fibras aleatórias, já provocar um número suficiente de interseções com o plano de fissura, reduzindo o efeito marginal da orientação.

Em suma, a orientação das fibras é determinante para o desempenho pós-fissuração, sobretudo em teores baixos a médios e em *CMODs* mais elevados, onde o ganho relativo chega de 5 à 6 vezes o seu valor para fibras não orientadas. Em teores altos, o benefício persiste, sendo até duas vezes superior em f_{r1} , mas tende a saturar, pois o alto volume de fibras passa a oferecer as pontes de tensão necessárias para a estabilidade da curva Tensão-*CMOD*. Desse modo, a orientação aumenta a fração de fibras eficazes.

4.4 Resistência a compressão direta

Não foram observadas diferenças significativas na resistência à compressão dos corpos de prova cilíndricos, conforme pode ser observado na Figura 74, tanto para aqueles contendo fibras orientadas quanto para aqueles com fibras dispostas aleatoriamente. Esse resultado indicou que o grau de orientação, bem como a própria adição de fibras, não influenciou de maneira expressiva as propriedades de compressão direta do concreto analisado. Essa constatação foi fundamental para a definição do comportamento do concreto sob compressão nos modelos numéricos, adotando-se uma resistência característica de 30 MPa.

Figura 74 - Resistência média dos corpos de prova no ensaio de compressão axial



Fonte: Próprio autor

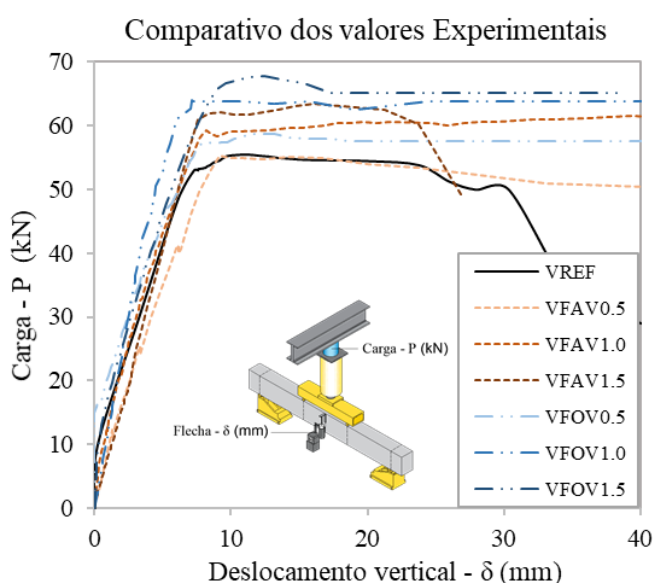
4.5 Resultados do ensaio de flexão sob 4 pontos

A Figura 75 apresenta os resultados obtidos a partir do ensaio de flexão sob quatro pontos. É possível observar a curva carga-deslocamento vertical para as sete vigas ensaiadas. A análise conjunta dos volumes de fibras correspondentes a 0,5%, 1,0% e 1,5% é apresentada, respectivamente, nas Figuras 76, 77 e 78.

Para facilitar o processo de comparação, as curvas das vigas em que as fibras foram orientadas manualmente foram plotadas em tons de azul, enquanto que para as vigas com fibras aleatórias, foram plotadas em tons de laranja, a viga de referência, sem fibras de aço, foi plotada em preto, o mesmo se seguiu para os gráficos em barras.

As curvas das vigas contendo fibras orientadas, atingiram não só uma maior carga máxima, mas também uma resposta ao surgimento de fissuras muito superior as vigas da série VFAV. Percebeu-se que o fator de orientação das fibras, se mostrou efetivo, até mesmo para volumes de 0,5%, uma vez que não houve ganho de resistência a tração para este volume na série com fibras aleatórias. De forma análoga, estes resultados são bastante condizentes com as observações feitas por CARRERA *et al.* (2022).

Figura 75 - Comparativo Carga-deslocamento experimental para o ensaio de flexão sob 4 pontos para todas as vigas



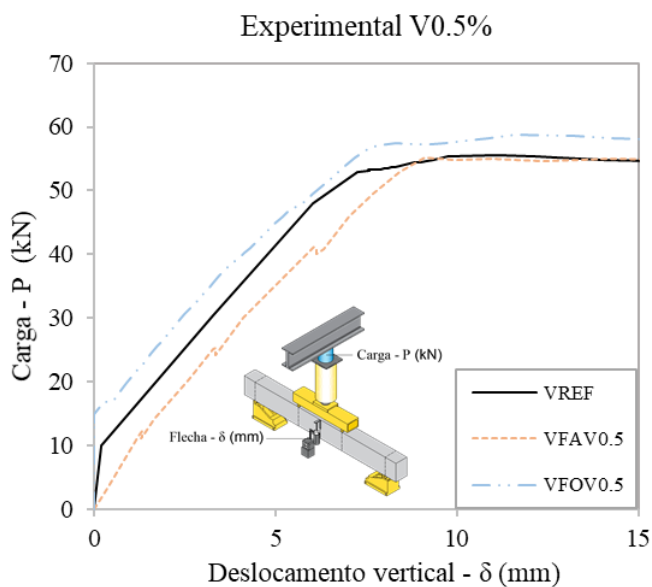
Fonte: Próprio autor

4.5.1 Vigas com 0,5% de fibras de aço

Ao sobrepor apenas os resultados para o volume de 0,5% de fibras, observou-se que o aumento na resistência à tração na flexão da viga com fibras orientadas foi de 6,37% em relação à viga sem orientação manual. Esse valor é apenas 4,36% inferior à carga máxima atingida pela viga VFAV1,0%. Uma explicação possível para o ocorrido é o fator de distribuição das fibras, que ocorreu de forma uniforme ao longo de toda a seção, evitando falhas durante o processo de transferência de cargas, tanto nos estágios iniciais quanto finais da fissuração. Em contrapartida, nas amostras de CRFA concretadas na betoneira, não foi possível garantir o mesmo nível de homogeneidade na peça, além é claro dos fatores desfavoráveis provocados pela vibração por inserção do lingote.

Além disso, a análise da curva carga-deslocamento mostrou que a viga VFOV0.5 não apenas atingiu maior carga máxima, mas também apresentou um comportamento mais rígido na fase inicial (região elástica), com inclinação superior à das demais curvas. Esse comportamento indica uma contribuição antecipada e efetiva das fibras na contenção da abertura das fissuras. Nota-se ainda que, após o pico de carga, a curva da VFOV0.5 manteve uma transição mais suave para o platô, o que sugere um processo de degradação de rigidez menos abrupto, típico de materiais com maior capacidade de redistribuição de tensões internas.

Figura 76 - Comparativo Carga-deslocamento experimental para vigas volume de fibra igual a 0,5% em relação a viga de referência



Fonte: Próprio autor

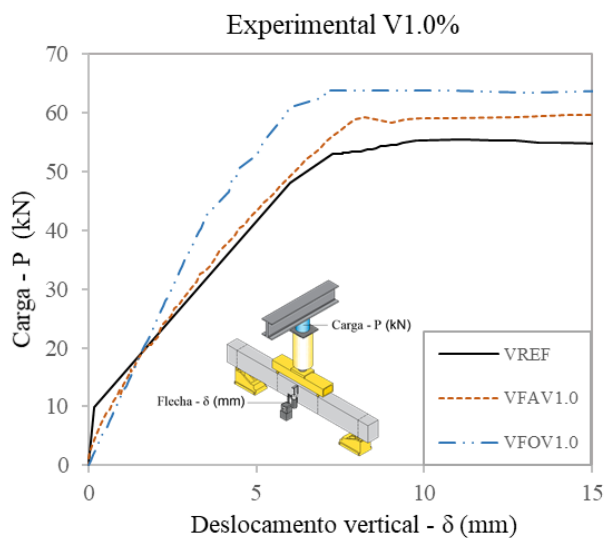
4.5.2 Vigas com 1,0% de fibras de aço

A Figura 76 apresenta o comportamento carga \times deslocamento vertical para as vigas submetidas ao ensaio de flexão em quatro pontos com 1,0% de fibras de aço. Observou-se que, desde o início do carregamento, a viga VFOV1.0 apresentou uma curva mais inclinada no trecho elástico, indicando maior rigidez inicial e, conseqüentemente, uma atuação mais efetiva das fibras mesmo antes do pico de carga.

A carga máxima atingida pela viga VFOV1.0 foi significativamente superior à da viga de referência VREF, e também maior que a da viga com fibras aleatórias (VFAV1.0). Após o pico de carga, a curva da VFOV1.0 manteve um comportamento estável e com baixa perda de resistência. Por outro lado, a viga VFAV1.0, apesar de apresentar ganhos em relação à VREF, teve uma curva com menor inclinação na fase inicial e uma perda mais acentuada após o pico de carga.

Esse comportamento sugere que, embora o volume de fibras tenha sido o mesmo, a orientação aleatória não foi tão eficiente no reforço, pois parte das fibras não contribuiu significativamente com a resistência à tração. A viga VREF, como esperado, apresentou comportamento frágil típico do concreto convencional, com queda brusca de resistência após o pico, indicando a ausência de mecanismos adicionais de contenção de fissuras.

Figura 77 - Comparativo Carga-deslocamento experimental para vigas volume de fibra igual a 1,0% em relação a viga de referência



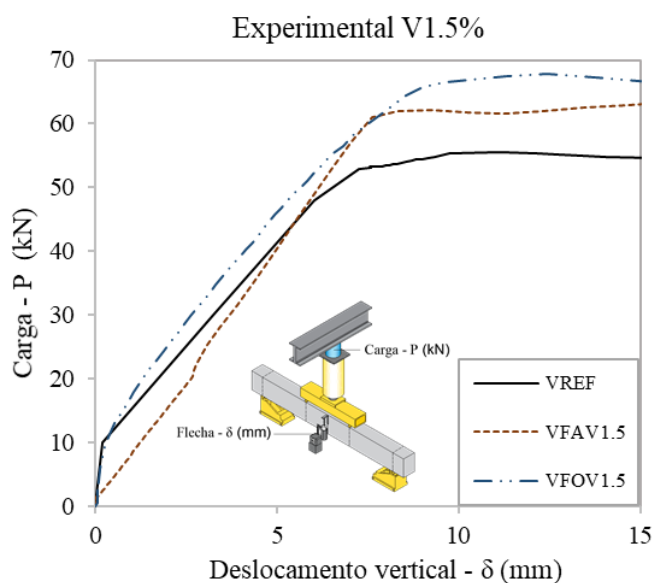
Fonte: Próprio autor

4.5.3 Vigas com 1,5% de fibras de aço

A viga VFOV1.5 apresentou uma maior rigidez na fase elástica, evidenciada pela inclinação mais acentuada da curva nos primeiros milímetros de deslocamento. Esse comportamento sugere uma atuação mais precoce e efetiva das fibras orientadas, que contribuem diretamente para a contenção da formação e propagação das fissuras.

No estágio de carga máxima, a viga VFOV1.5 alcançou um pico aproximadamente superior a 67 kN, enquanto a VFAV1.5 se estabilizou em torno de 62 kN, e a VREF atingiu cerca de 54 kN. A diferença de resistência entre VFOV1.5 e VFAV1.5 foi de aproximadamente 8%, enquanto o ganho da VFOV1.5 em relação à viga sem fibras foi de cerca de 24%. Isso comprova que, mesmo com o mesmo volume de adição, a orientação controlada das fibras promoveu ganhos expressivos em termos de capacidade resistente.

Figura 78 - Comparativo Carga-deslocamento experimental para vigas volume de fibra igual a 1,5% em relação a viga de referência



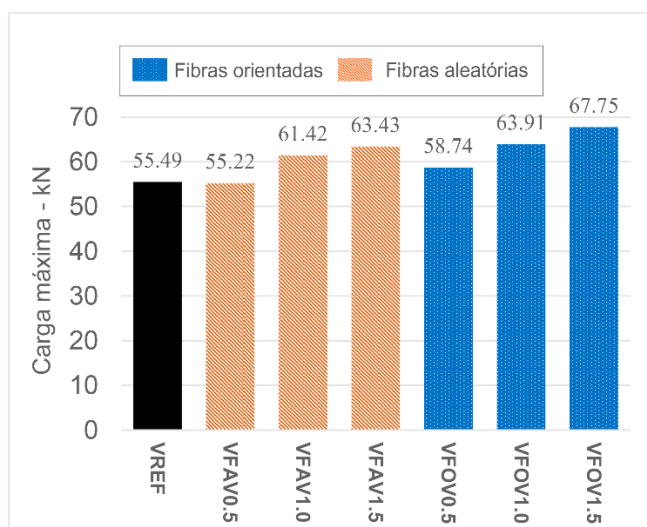
Outro ponto de destaque é o comportamento pós-pico. A viga VFOV1.5 manteve um platô resistente mais elevado e estável, indicando maior tenacidade e capacidade de redistribuição de tensões após a fissuração. Essa estabilidade é essencial para aplicações estruturais em que o desempenho em regime pós-fissurado é crítico. Em contraste, a curva da VFAV1.5 mostrou uma leve perda de rigidez após o pico, estabilizando-se no patamar inferior,

o que pode ser atribuído à menor eficiência da ligação fibra-matriz em função da orientação aleatória.

4.5.4 Comparativo geral entre as cargas máximas das vigas

A análise das cargas máximas experimentais (Figura 79) obtidas para as vigas demonstram tendências distintas quanto ao ganho de resistência à tração na flexão. No grupo VFAV, a viga com 0,5% de fibras (VFAV0.5) apresentou carga máxima de 55,22 kN, valor praticamente igual ao da viga de referência (VREF), que atingiu 55,49 kN. Com o aumento do teor de fibras para 1,0% (VFAV1.0), a carga máxima elevou-se para 61,42 kN, representando um acréscimo de 10,7% em relação à VREF. Já para a viga com 1,5% de fibras (VFAV1.5), a carga alcançada foi de 63,43 kN, indicando um aumento total de 14,3%. Embora esses valores mostrem um crescimento progressivo, os ganhos foram relativamente modestos, especialmente entre os teores de 1,0% e 1,5%.

Figura 79 - Carga máxima experimental das vigas



Fonte: Próprio autor

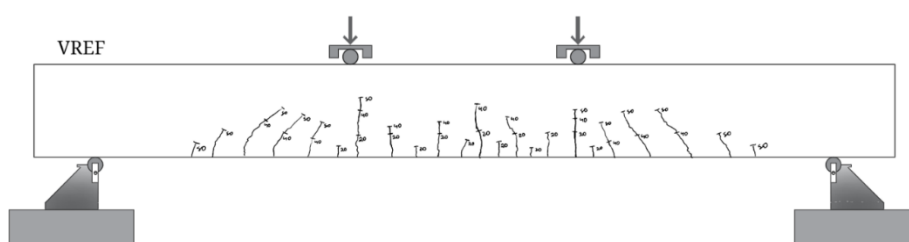
Por outro lado, as vigas com fibras orientadas apresentaram desempenho significativamente superior para os mesmos volumes. A VFOV0.5 atingiu uma carga máxima de 58,74 kN, o que corresponde a um aumento de 5,8% em relação à VREF, enquanto a VFOV1.0 alcançou 63,91 kN, superando a viga de referência em 15,2% e a VFAV1.0 em 3,9%. A viga VFOV1.5, por sua vez, obteve o maior valor entre todas as configurações analisadas, com 67,75 kN, representando um ganho de 22% sobre a VREF e 6,8% em relação à VFAV1.5.

Esses resultados evidenciam que a orientação das fibras exerce um papel determinante na eficiência do reforço, contribuindo para um desempenho estrutural mais robusto, especialmente em volumes maiores. Para cada percentual de adição de fibras, as vigas VFOV superaram suas correspondentes VFAV em termos de carga máxima, o que indica uma maior capacidade de absorção de tensões e uma atuação mais eficaz no controle da propagação de fissuras. A diferença de desempenho entre VFOV1.5 e VFAV1.5 reforça a importância de estratégias construtivas que promovam uma melhor distribuição das fibras de aço para maximizar os benefícios mecânicos no concreto reforçado.

4.6 Mapa de fissuração experimental

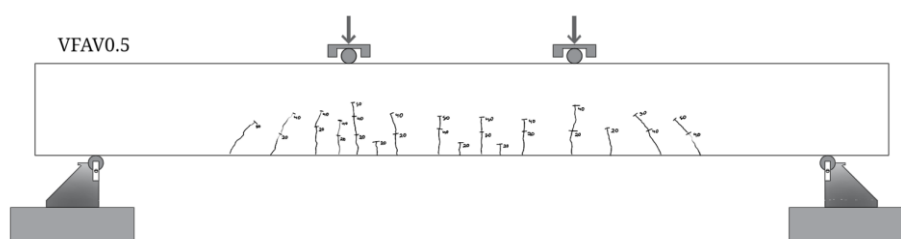
Ao realizar a análise das Figuras 80 a 86 percebe-se que conforme a fração volumétrica aumenta, menos fissuras surgem na peça. Em todos os casos, as vigas contendo fibras orientadas apresentaram uma proporção de deformação menor. Além disso, verifica-se que uma diferença no potencial de contenção de danos gerados pela orientação das fibras de aço, quando as comparamos com as vigas em que não foram orientadas, condizentes com as observações feitas por CARRERA et al. (2022)

Figura 80 - Mapa de fissuração para viga de referência



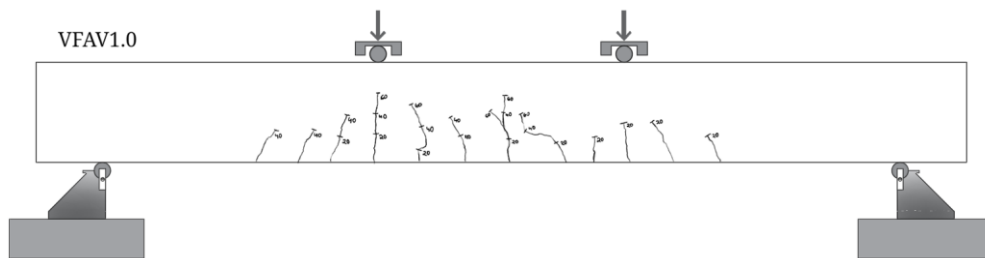
Fonte: Próprio autor

Figura 81 - Mapa de fissuração para viga VFAV0.5



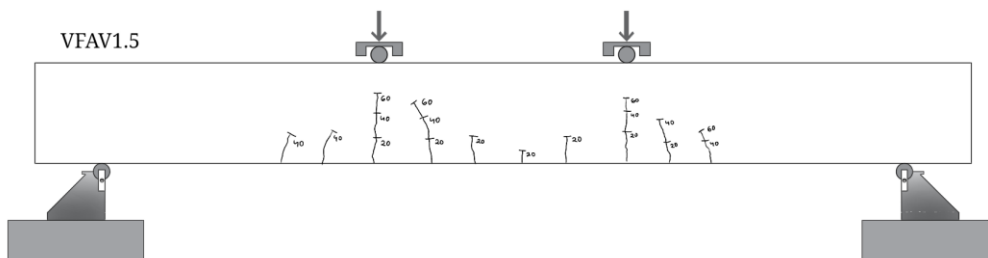
Fonte: Próprio autor

Figura 82 - Mapa de fissuração para viga VFAV1.0



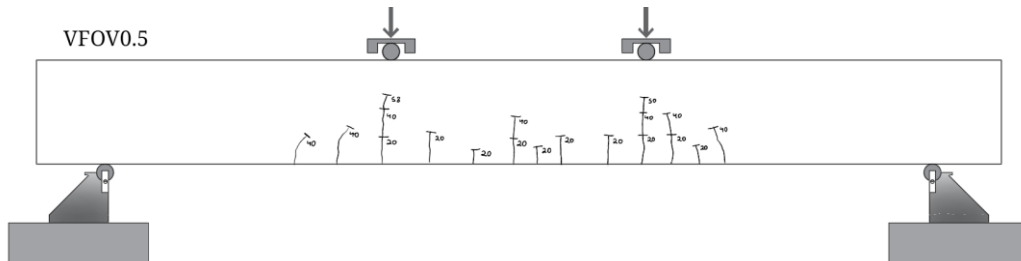
Fonte: Próprio autor

Figura 83 - Mapa de fissuração para viga VFAV1.5



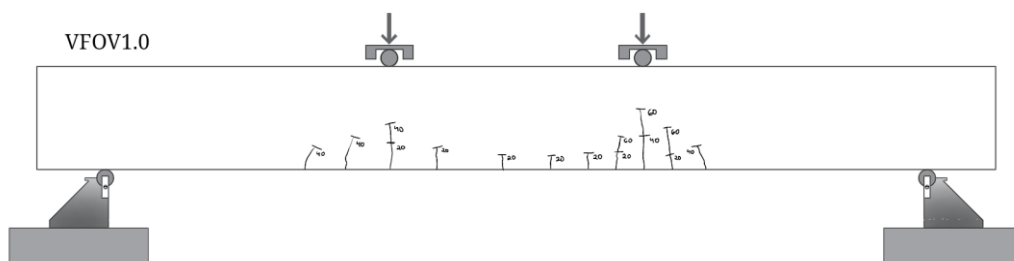
Fonte: Próprio autor

Figura 84 - Mapa de fissuração para viga VFOV0.5



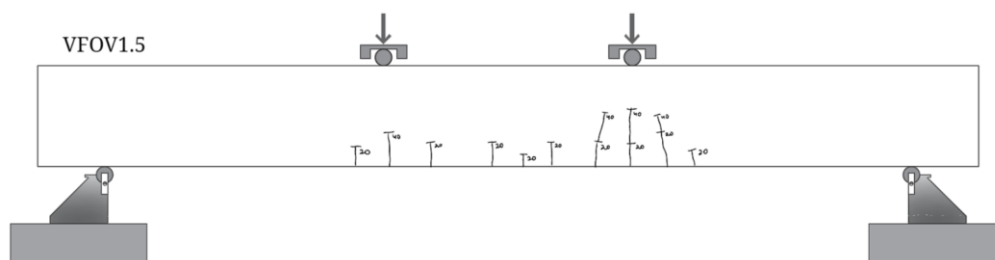
Fonte: Próprio autor

Figura 85 - Mapa de fissuração para viga VFOV1.0



Fonte: Próprio autor

Figura 86 - Mapa de fissuração para viga VFOV1.5



Fonte: Próprio autor

Como todo índice de densidade linear, p_{FP} (Tabela 9) não incorpora o grau de abertura das fissuras, para uma avaliação de serviço e durabilidade, o ideal seria ter leituras mais abrangentes desses dados. Apesar disso, a métrica proposta discrimina bem o efeito comparativo da introdução e orientação das fibras de aço de forma quantitativa. Levando isso em consideração, quanto mais próximos de 0 forem os valores, menores são as proporções de fissuras em relação a seção da viga.

As vigas sem fibras apresentaram a maior fissuração dentro do parâmetro, as fibras aleatórias o reduziram, enquanto que as fibras orientadas atingiram reduções de até 60%, para uma fração volumétrica de 1,0%, sem ganhos adicionais relevantes ao elevar o teor para 1,5%. Esses dados são coerentes com o aumento das tensões residuais. O decréscimo de p_{FP} com a introdução de fibras, de forma mais acentuada, com sua orientação, indica uma transição do padrão multe fissuras curtas para um regime com menor multiplicidade de fissuras.

Tabela 9 - Valores referentes ao Parâmetro de Fissuração Progressiva

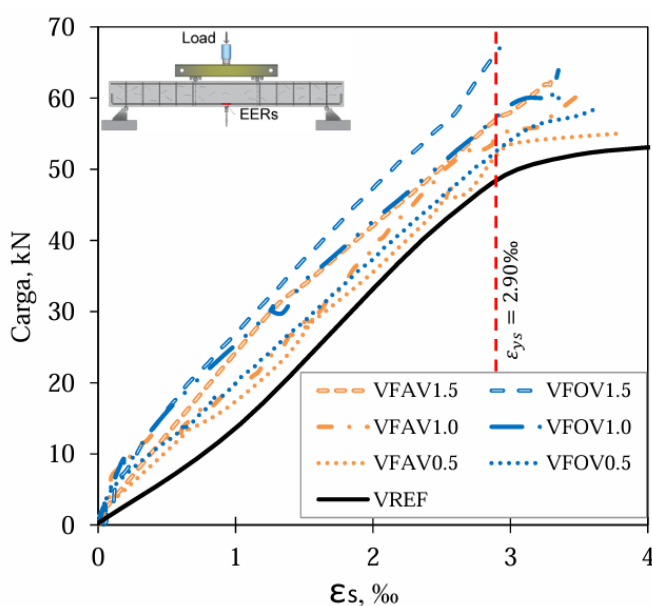
Viga	l_{fis}	A	p_{FP}	R^*
-	mm	mm ²	mm/mm ²	
VFAV0.5	945	210000	0.45	78%
VFAV1.0	910	210000	0.43	75%
VFAV1.5	629	210000	0.30	52%
VFOV0.5	685	210000	0.33	57%
VFOV1.0	481	210000	0.23	40%
VFOV1.5	482	210000	0.23	40%
VREF	1208	210000	0.58	100%

* R é a razão entre p_{FP} das vigas com fibras e a viga de referência

4.7 Deformação na armadura de flexão

Ao analisar do gráfico Carga-Deformação da Figura 87 para a armadura de tração permitiu observar como as vigas se comportam sob carga crescente, considerando as diferentes configurações de fibras utilizadas. A viga VREF (linha preta) apresentou menor capacidade de carga e maior deformação para valores semelhantes de carga quando comparada às vigas reforçadas com fibras.

Figura 87 - Comparativo Carga-deformação experimental para armadura de flexão



Fonte: Próprio autor

As vigas VFAV (com fibras de aço aleatórias) demonstraram um aumento progressivo na carga suportada, mas sem um controle tão eficiente da deformação em relação às vigas VFOV (com fibras orientadas). As vigas VFOV apresentaram melhor desempenho estrutural, com maior resistência e menor deformação para a mesma carga aplicada, principalmente para VFOV1.5, que apresentou os melhores resultados.

Para 0,5% de fibras (VFAV0.5 x VFOV0.5 x VREF). A viga VFAV0.5 melhorou a capacidade de carga, mas ainda apresentou significativa deformação após a fissuração inicial. VFOV0.5 superou VFAV0.5, indicando que a orientação das fibras melhorou a resistência à fissuração e reduziu as deformações após o pico de carga.

Para 1,0% de fibras (VFAV1.0 x VFOV1.0 x VREF), A viga VFAV1.0 aumentou ainda mais a carga suportada e melhorou a ductilidade em relação à VREF e VFAV0.5. A viga VFOV1.0 continua apresentando melhores resultados, atingindo um patamar de carga superior e um comportamento mais estável após o pico de carga. VFOV1.0 suporta mais carga e apresentou menor deformação para o mesmo nível de carga comparado à VFAV1.0.

Para 1,5% de fibras (VFAV1.5 x VFOV1.5 x VREF); A viga VFAV1.5 apresentou um comportamento superior às demais vigas aleatórias, atingindo uma carga máxima elevada, mas ainda mostrando alguma instabilidade na fase pós-fissuração. A viga VFOV1.5 demonstrou um melhor desempenho geral, com a maior resistência à carga e o melhor controle de deformação entre todas as vigas testadas. Dessa forma, pode-se dizer que a presença de mais fibras orientadas proporcionou um aumento significativo na capacidade de carga e na dissipação das tensões ao longo da peça.

Figura 88 - Processo de ruptura da viga VFOV1.0



Fonte: Próprio autor

A ruptura observada nas vigas foi típica de um mecanismo de flexão em regime avançado, como pode ser observado na Figura 88, com indícios de esmagamento do concreto na região comprimida e intensa abertura de fissuras na zona tracionada, indicando que a armadura inferior atingiu escoamento e que o material entrou em estágio pós-fissurado conforme as prescrições demonstradas por CHAER e OLIVEIRA (2001). A fissuração vertical centrada, com algumas ramificações inclinadas em direção aos apoios, foi também compatível com o comportamento previsto para vigas submetidas à flexão pura entre dois pontos de carga.

A presença de múltiplas fissuras longitudinais e paralelas sugere que houve boa capacidade de redistribuição de tensões no estágio pós-fissurado principalmente para as vigas da serie VFOV, o que permite concluir que a ruptura foi dúctil, com grande deformação antes da perda da capacidade resistente. O deslocamento vertical acentuado, confirma a elevada deformação compatível com a fase de ruptura. No entanto, apesar do uso de fibras no concreto reforçado ter atenuado a velocidade de propagação das fissuras na parte tracionada, ele não impediu a ruptura frágil do concreto não confinado logo abaixo do ponto de carga, o que é compatível com as observações feitas nos ensaios de compressão direta.

4.8 Deformação da zona de compressão do concreto

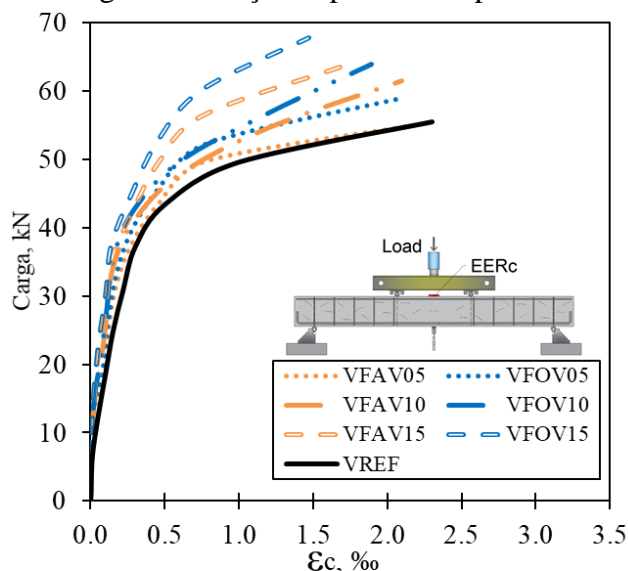
A Figura 89 mostra o comparativo dos valores experimentais para as deformações observadas no concreto comprimido. Os extensômetros foram posicionados no centro da zona comprimida, ou seja, em uma região onde a deformação teoricamente deveria ser mais uniforme. No entanto, os maiores deslocamentos geralmente ocorrem próximos aos pontos de aplicação da carga, que ficavam mais afastados do centro da viga. Isso significa que, enquanto nas extremidades das zonas comprimidas o concreto foi submetido a grandes deformações, no ponto de medição, os valores registrados são menores devido à baixa concentração de tensões e ao comportamento mais estável da região central.

Outro ponto importante é que as vigas reforçadas com fibras apresentaram melhor redistribuição de tensões, retardando a formação de fissuras e tornando o comportamento mais progressivo. Como resultado, a região central da viga, onde os extensômetros estavam posicionados, pode ter sofrido um menor grau de esmagamento, fazendo com que os valores medidos de deformação fossem inferiores ao limite de 3,5‰.

Mesmo com as intercorrências supracitadas, notou-se que as vigas VFOV, especialmente com maiores teores de fibras (1,0% e 1,5%), apresentaram maior capacidade de sustentação de carga antes da queda abrupta definida pela perda de resistência. Já as vigas VFVAV exibiram um comportamento mais próximo ao da viga de referência (VREF), com quedas mais acentuadas na capacidade de carga após atingir o pico. Essa diferença reforça a ideia de que o fator de orientação das fibras pode influenciar indiretamente a taxa de deformação por compressão do concreto, por conta do retardamento do dano por tração, retardando o surgimento e a

concentração localizada de deformações nas zonas aonde o concreto é comprimido, resultados condizentes com os observados pelo trabalho de CARVALHO e CABRAL (2018).

Figura 89 - Comparativo Carga-deformação experimental para zona comprimida de concreto



Fonte: Próprio autor

4.9 Resultados da simulação numérica

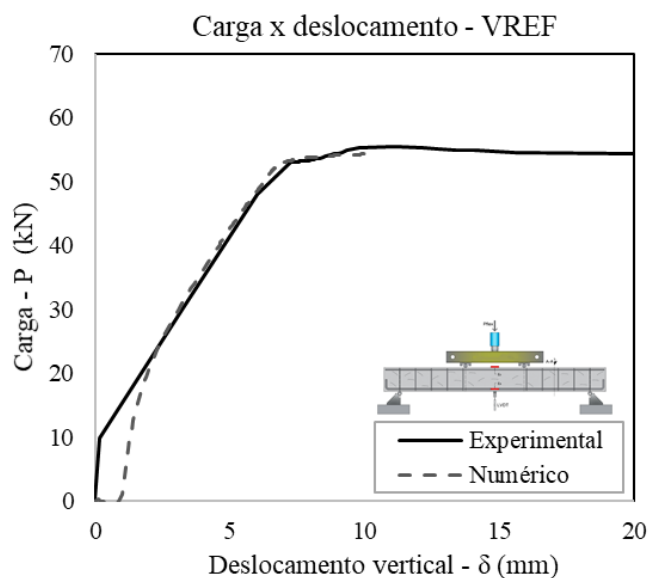
Os dados obtidos para cada viga foram divididos em tópicos separados, com o objetivo de garantir uma análise mais detalhada, clara e comparativa entre os diferentes parâmetros investigados. Considerando que cada viga apresentou variações significativas em termos de volume de fibras e método de orientação, a apresentação segmentada permitiu evidenciar de forma mais precisa os efeitos diretos dessas variáveis sobre o comportamento estrutural. Além disso, essa abordagem permitiu avaliar a evolução das fissuras de cada viga, para uma leitura mais objetiva dos resultados e para a validação dos efeitos individuais de cada configuração.

As regiões em vermelho nas imagens correspondem às áreas de maior deformação, enquanto as zonas em azul indicam ausência ou níveis muito baixos de deformação. As medições numéricas foram registradas para todas as vigas, incluindo a viga de referência, até o deslocamento limite de 10 mm, valor estabelecido como critério de término da simulação. Ressalta-se que a avaliação numérica de um deslocamento maior demandava muito processamento e tempo, tornando inviável a correção e calibração de todas as sete vigas.

4.9.1 Viga de referência sem fibra de aço

Por meio da análise da Figura 90, vemos que a relação carga-deslocamento do modelo numérico para a viga de referência apresentou boa aceitabilidade em termos de rigidez e cargas deslocamentos máximos. A Carga máxima do modelo numérico foi de 54,35kN, enquanto que a carga máxima experimental foi de 55,49kN, ou seja, a carga máxima do modelo gerado pelo ABAQUS foi 2,06% menor do que o valor obtido experimentalmente, sendo estes valores, apesar da diferença, bem próximos.

Figura 90 - Comparativo Carga-deslocamento experimental e numérico para VREF



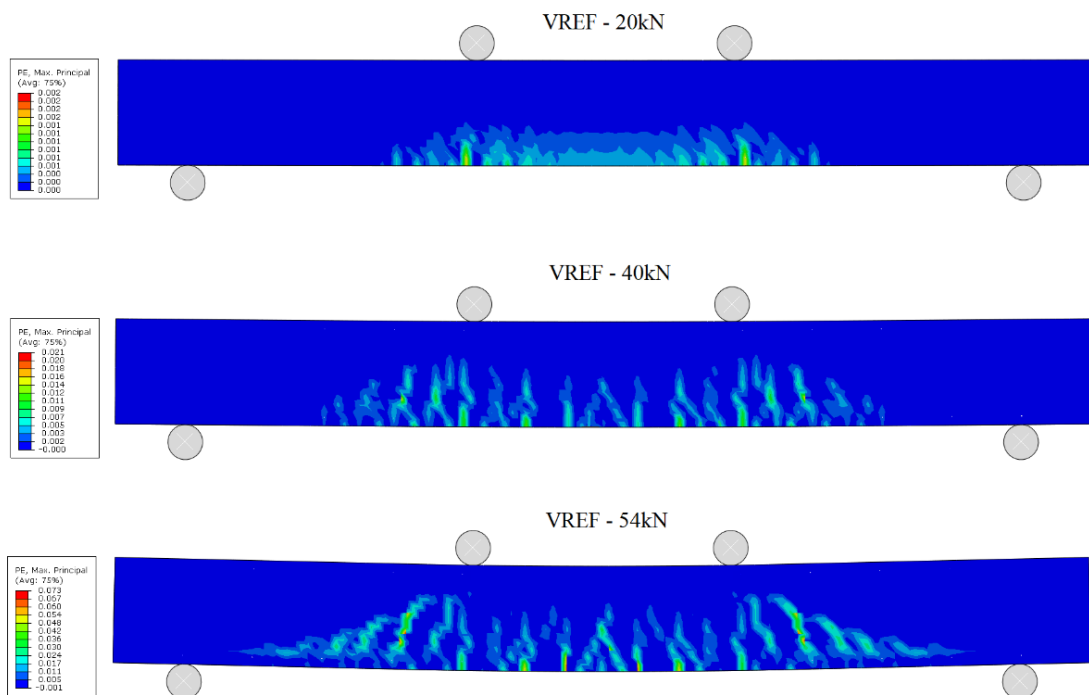
Fonte: Próprio autor

As fissuras por tração na flexão surgiram de forma ligeiramente mais tardia no modelo numérico, ocorrendo a partir de 20 kN, enquanto no ensaio experimental foram registradas a partir de 18 kN. Apesar dessa diferença inicial, o modelo replicou de forma consistente o padrão de fissuração observado experimentalmente, com pequenas divergências na região central da viga, onde se notaram fissuras inclinadas em direção aos apoios.

O surgimento das primeiras fissuras no eixo central da viga, a partir de 20kN, não foi claramente definido, o que gerou uma ampla variação de deformações nessa região. Com o aumento progressivo da carga, o estado de fissuração se tornou mais avançado e mais visivelmente definido. A partir de 40 kN, praticamente todas as fissuras verticais já estavam formadas, e a armadura longitudinal começou a atingir seu limite de deformação elástica.

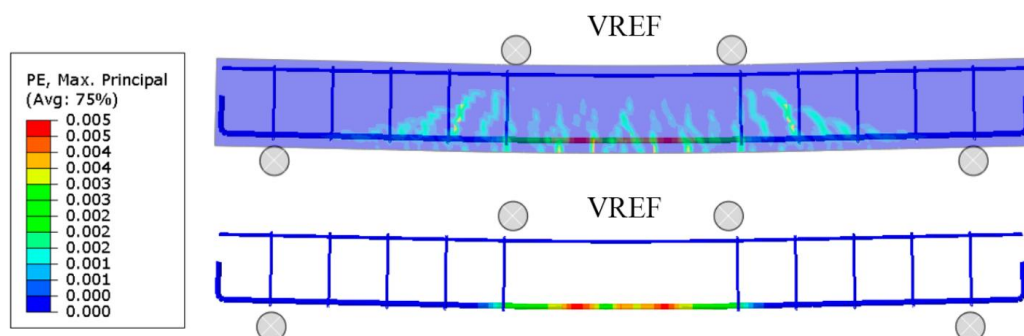
Depois de atingir 54kN foi observado então o surgimento das fissuras inclinadas que partiram de pontos próximos aos pinos de suporte indo em direção aos pinos de aplicação de carga, a partir desse momento, as armaduras longitudinais de flexão se encontraram em processo de escoamento e as armaduras transversais começaram a entrar no seu processo de deformação elástica.

Figura 91 - Evolução da deformação plástica por tração da viga VREF



Fonte: Próprio autor

Figura 92 - Evolução da deformação plástica por tração da armadura da viga VREF



Fonte: Próprio autor

É importante destacar que o padrão de progressão das fissuras das vigas experimentais a partir dos 40kN sofreu alterações, possivelmente devido à distribuição desbalanceada da carga sobre um dos pinos de apoio. Esse desbalanceamento resultou em uma deformação excessiva

nessa região, enquanto que no modelo numérico esse efeito não ocorreu, fazendo com que as fissuras apresentassem um padrão de distribuição simétrico.

As deformações nas armaduras concentraram-se na região central da viga, próxima aos pontos de aplicação da carga, indicando o escoamento do aço e confirmando o colapso por flexão. Esse comportamento, compatível com o regime plástico, foi bem representado na simulação numérica, demonstrando boa correlação com os resultados experimentais de vigas sem fibras, servindo como referência para a análise das demais vigas reforçadas.

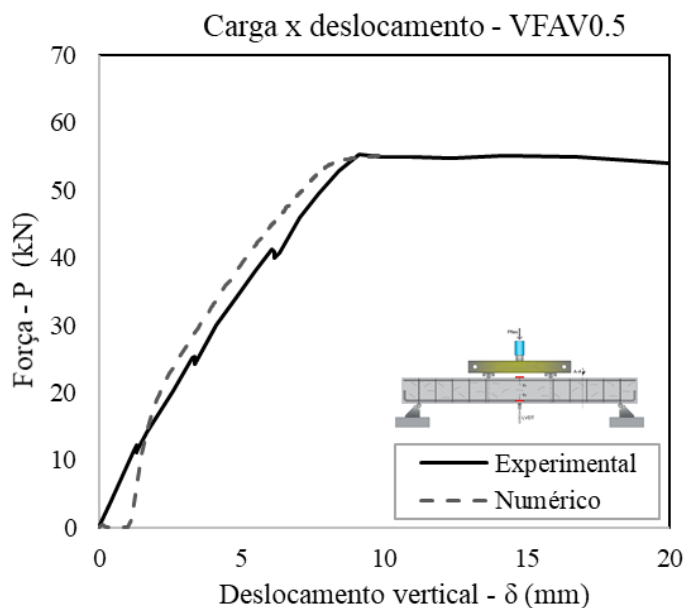
4.9.2 Viga com fibras dispostas de forma aleatória contendo 0,5% de fibra de aço

A análise da curva Carga-deslocamento para CFAV0.5 revelou que ambas as curvas apresentaram comportamento bem semelhante. A carga máxima experimental para a viga foi de 55,21kN, enquanto que a P_{max} numérico foi de 55,22kN, o que em termos percentuais representa acresção de carga correspondente a aproximadamente 0,01%, um resultado quase que idêntico ao obtido experimentalmente, como pode ser observado na Figura 92.

A partir da carga de 20 kN, observaram-se diferenças marcantes entre as curvas das vigas VREF e VFAV0.5, especialmente no padrão de fissuração. A viga VFAV0.5 apresentou fissuras mais bem definidas e deformações menos dispersas ao longo do eixo central (Figura 93). No entanto, a adição modesta de fibras aleatórias não promoveu alterações significativas na evolução da curva tensão-deslocamento, tendo os principais efeitos se manifestado apenas no estágio pós-fissuração, conforme ilustrado na Figura 93.

Ao atingir 40 kN, as fissuras verticais apresentaram um padrão de distribuição e evolução mais coeso e menos dispersivo do que na viga sem adição de fibras. Esse comportamento é compatível com o controle das zonas de fissuração, sendo uma característica conhecida dos concretos compósitos. A menor dispersão das cargas resultou em deformações de menor magnitude em comparação com a viga de referência, uma vez que elas se concentraram em linhas específicas nos pontos já fissurados, mantendo sua continuidade e a transferências de cargas.

Figura 93 - Comparativo Carga-deslocamento experimental e numérico para VFAV0.5

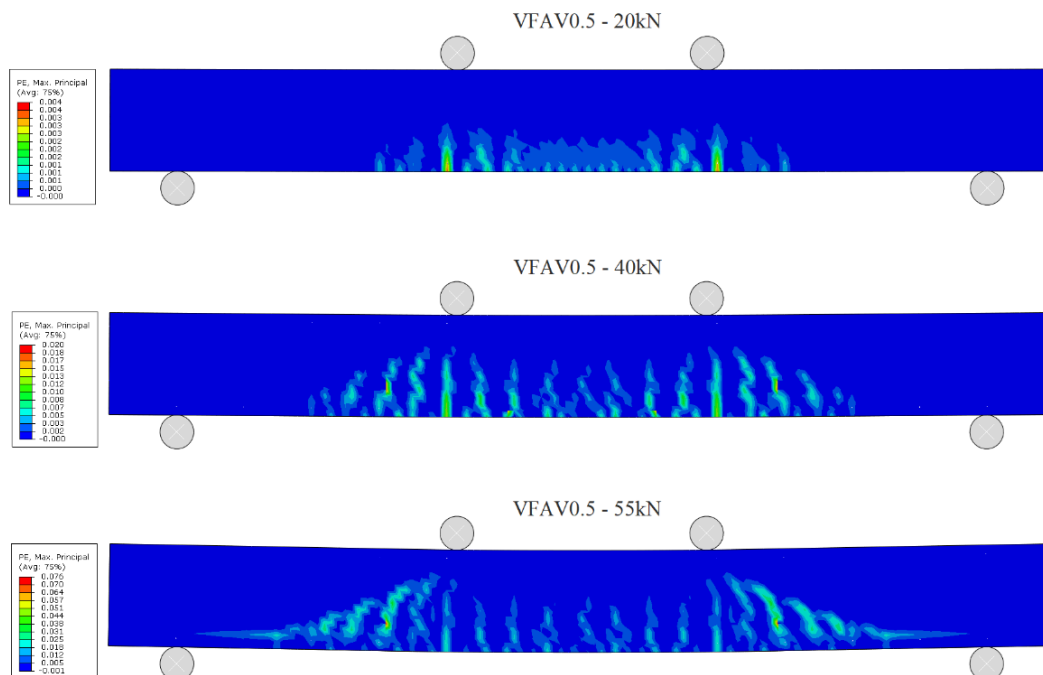


Fonte: Próprio autor

O modelo numérico, tal como o modelo experimental, capturou uma evolução de fissuração e escoamento condizente com o comportamento esperado para as vigas. Notou-se uma transição de cores mais suaves nas regiões de menor momento fletor, perto dos apoios, indicando pouca ou nenhuma plastificação da armadura nesses locais.

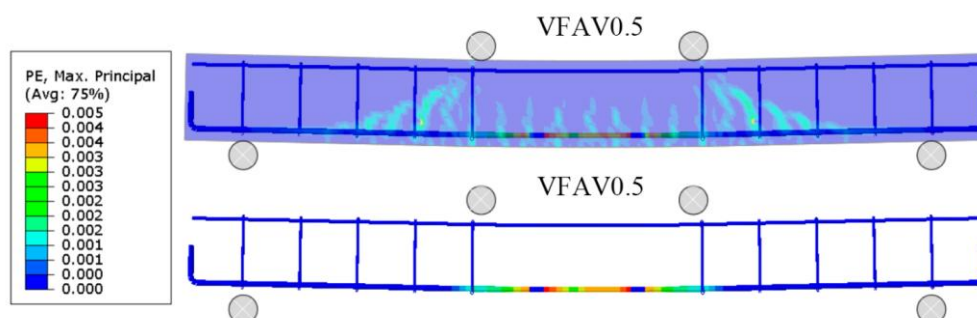
Mesmo com a presença de fibras, a armadura de tração continuou absorvendo a maior parte das tensões na zona tracionada após o surgimento das fissuras, entrando em regime plástico em uma região bem definida. Observou-se uma distribuição simétrica das deformações, coerente com a hipótese de flexão pura na região central. O critério de plastificação adotado no modelo resultou em um patamar de escoamento, seguido por intensificação da coloração, indicando o início da fluência plástica.

Figura 94 - Evolução da deformação plástica por tração da viga VFAV0.5



Fonte: Próprio autor

Figura 95 - Evolução da deformação plástica por tração da armadura da viga VFAV0.5

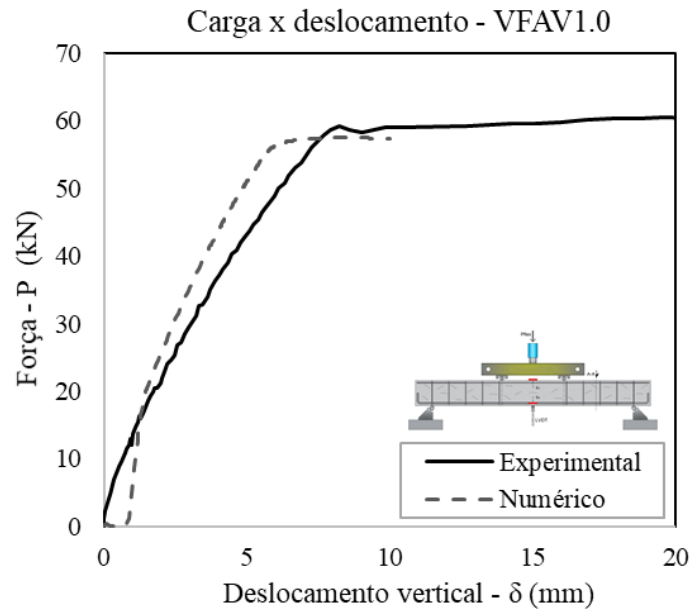


Fonte: Próprio autor

4.9.3 Viga com fibras dispostas de forma aleatória contendo 1,0% de fibra de aço

A diferença na carga máxima entre a viga experimental e a numérica para VFAV1.0 foi de aproximadamente 7,01%, o que indica um grau de aproximação também satisfatório se comparado as vigas anteriores. O pico de carregamento se mostrou mais acentuado para a viga computacional, talvez por conta das condições de carregamento ou mesmo limitações do software em simular padrões irregulares de carregamento e deslocamento que ocorrem durante a execução do ensaio real.

Figura 96 - Comparativo Carga-deslocamento experimental e numérico para VFAV1.0

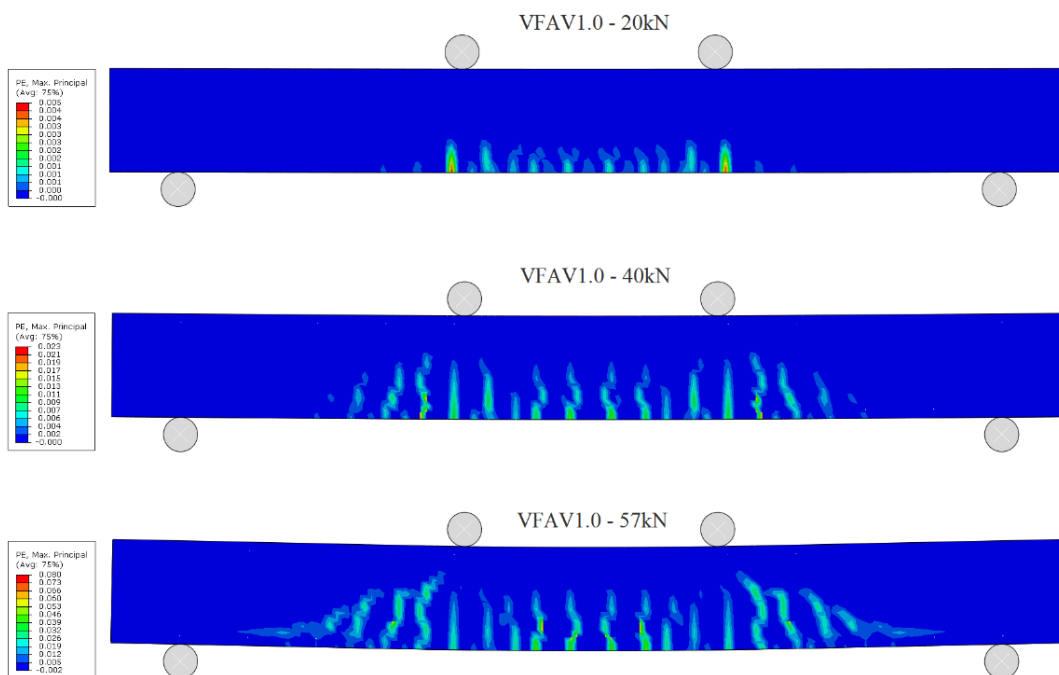


Fonte: Próprio autor

Observou-se que a amostra VFAV1.0, reforçada com 1,0% de fibras, apresentou um comportamento estrutural bastante eficiente quando comparada às configurações anteriores da mesma série. Essa viga atingiu uma carga máxima de 57 kN, valor superior ao registrado na viga de referência (VREF), que suportou 54 kN antes da ruptura. No entanto, além da capacidade resistente, destacou-se pela distribuição mais homogênea e progressiva das fissuras ao longo do trecho cisalhante da viga, especialmente entre os pontos de aplicação da carga e os apoios.

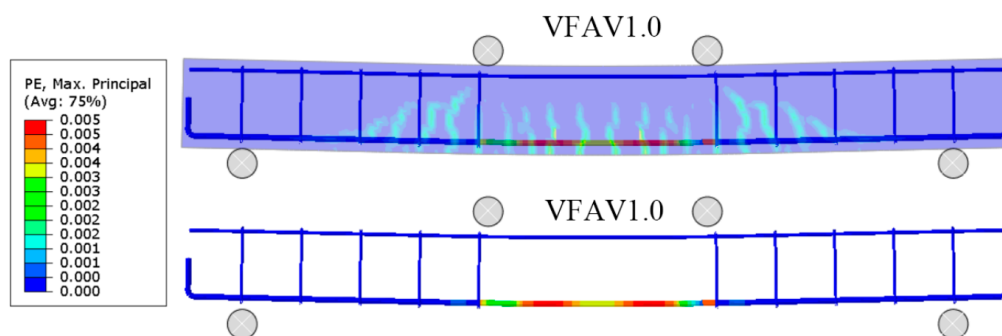
Comparativamente à viga VFAV0.5, a amostra VFAV1.0 apresentou não apenas maior resistência à tração na flexão, como também um comportamento estrutural mais eficiente, evidenciado pela melhor distribuição e progressão das fissuras ao longo do elemento. Observou-se uma dispersão mais homogênea das fissuras, o que sugere maior capacidade de redistribuição das tensões internas, reforçando a contribuição positiva do aumento do volume de fibras no controle da fissuração e na mitigação de concentrações críticas de tensões.

Figura 97 - Evolução da deformação plástica por tração da viga VFAV1.0



Fonte: Próprio autor

Figura 98 - Evolução da deformação plástica por tração da armadura da viga VFAV1.0

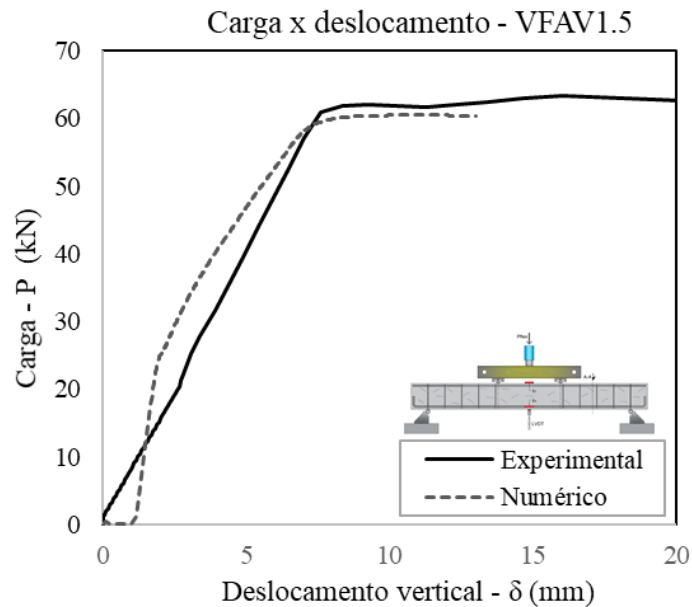


Fonte: Próprio autor

4.9.4 Viga com fibra disposta de forma aleatória contendo 1,5% de fibra de aço

Para a viga VFAV1.5 (Figura 99) a curva numérica previu uma resposta ligeiramente mais rígida na fase inicial, atingindo cargas mais elevadas para deslocamentos menores, o que pode estar associado à idealização das propriedades do material na modelagem computacional. Ambas as curvas apresentaram pico de carga próximo a 60 kN, demonstrando boa correlação entre os resultados experimentais e numéricos quanto à resistência máxima.

Figura 99 - Comparativo Carga-deslocamento experimental e numérico para VFAV1.5

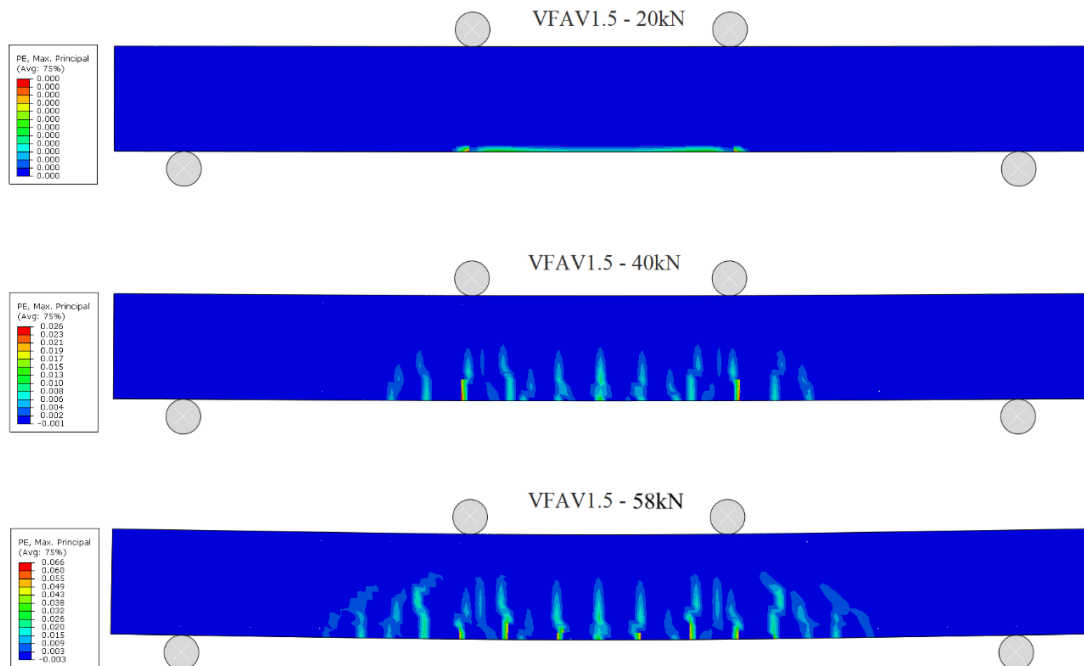


Fonte: Próprio autor

Após o pico de carga, observou-se um platô na curva, indicando que a viga manteve resistência residual significativa mesmo com o aumento do deslocamento. Esse comportamento é característico de materiais reforçados com fibras em grandes volumes. A curva numérica, por outro lado, apresentou um decréscimo mais abrupto após o pico, demonstrando uma menor capacidade de representar a dissipação de energia real do material. Isso pode estar relacionado à calibração dos parâmetros da plasticidade do concreto no modelo numérico, ou mesmo por conta da limitação de deslocamento imposta ao software.

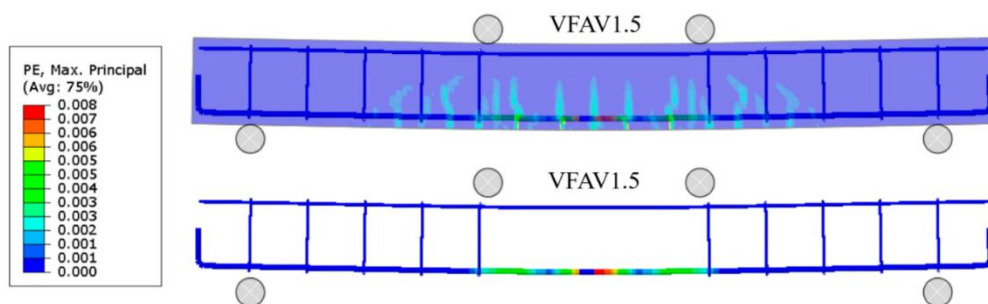
Ao analisar a Figura 100 pode-se observar a distribuição de fissuras de acordo com a progressão de carga da viga. Aos 20kN a viga ainda está predominantemente em comportamento elástico, sem o surgimento avançado de fissuras na parte central, o que não ocorre nas vigas VREF, VFAV0.5 e VFAV1.0. Há um pequeno indício de concentração excessiva de tensões na região inferior central da viga, indicando o início do processo de deformação plástica, o que é esperado devido à flexão.

Figura 100 - Evolução da deformação plástica por tração da viga VFAV1.5



Fonte: Próprio autor

Figura 101 - Deformação da armadura de flexão da viga VFAV1.5



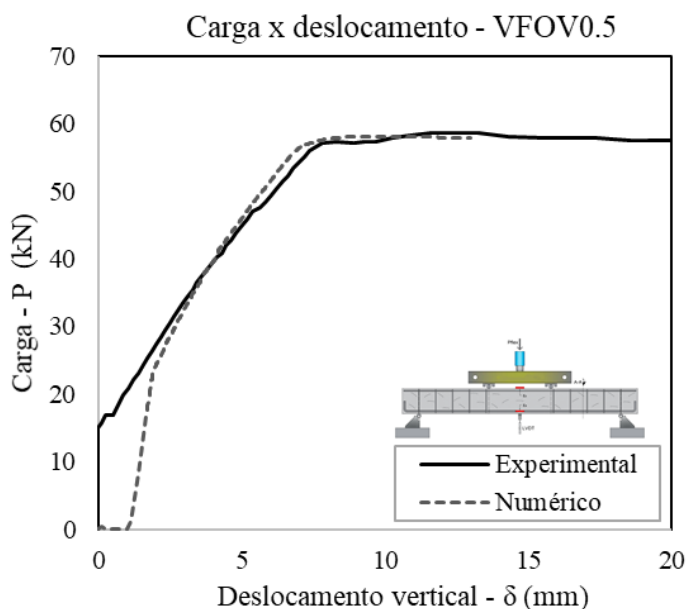
Fonte: Próprio autor

Aos 40 kN, observou-se a propagação de fissuras verticais na zona tracionada da viga, especialmente entre os apoios internos, coincidindo com a região de maior momento fletor. A elevada presença de fibras contribuiu para conter o avanço abrupto das fissuras, favorecendo a redistribuição das tensões. Já aos 58 kN, próximo da carga máxima, as fissuras tornaram-se mais numerosas e profundas, estendendo-se em direção ao eixo neutro, caracterizando o início do regime pós-fissuração, no qual as fibras assumem papel ativo na transferência de tensões. Comparando a viga VFAV1.5 com a VREF, percebeu-se maior concentração de deformações na armadura de flexão da primeira, sugerindo que o atraso na fissuração resultou em uma solicitação mais tardia das armaduras.

4.9.5 Viga com fibras dispostas de forma orientada contendo 0,5% de fibra de aço

Ao realizar a análise da Figura 102, contendo as curvas para a viga contendo 0,5% de fibras orientadas, percebeu-se uma maior concordância entre os resultados experimentais e numéricos, se comparadas a viga VFAV0.5, no entanto, ambas apresentaram um patamar de escoamento na faixa entre os 58 e 60kN, com uma pequena divergência após os 6mm de deslocamento vertical. Quanto a convergência do modelo, existiu uma alta correlação entre os picos de carga, uma vez que a resistência obtida numericamente é apenas 1,69% menor do que a obtida experimentalmente.

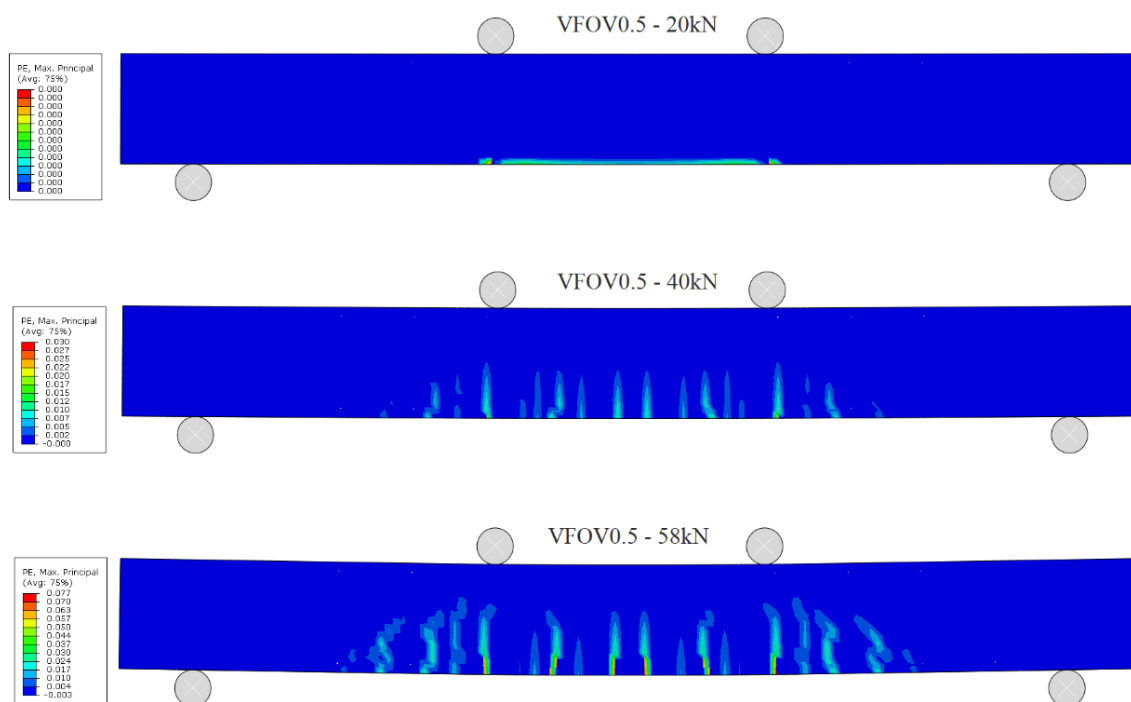
Figura 102 - Comparativo Carga-deslocamento experimental e numérico para VFOV0.5



Fonte: Próprio autor

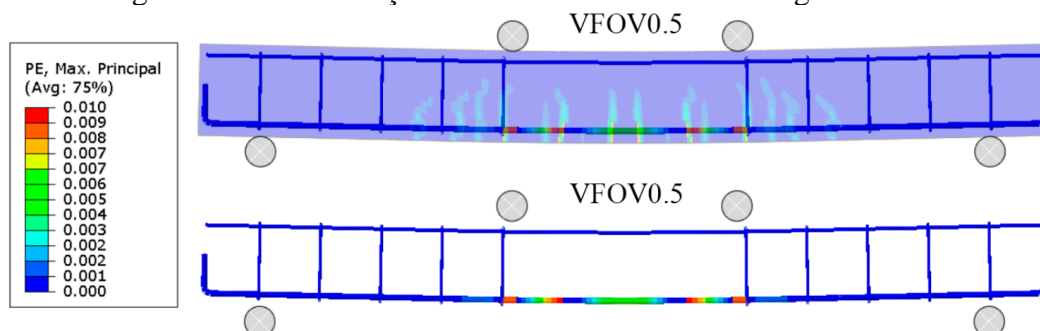
Analisando a evolução das fissuras na Figura 103, pode-se destacar que houve uma melhora considerável na rigidez inicial da viga, sugerindo que o processo de orientação favoreceu uma melhor ancoragem das fibras, ajudando num processo de atuação mais eficaz em respostas as tensões que surgiram ao longo do eixo da viga, o que consequentemente também gerou uma maior capacidade de sustentação após as fissurações iniciais.

Figura 103 - Evolução da deformação plástica por tração da viga VFOV0.5



Fonte: Próprio autor

Figura 104 - Deformação da armadura de flexão da viga VFOV0.5

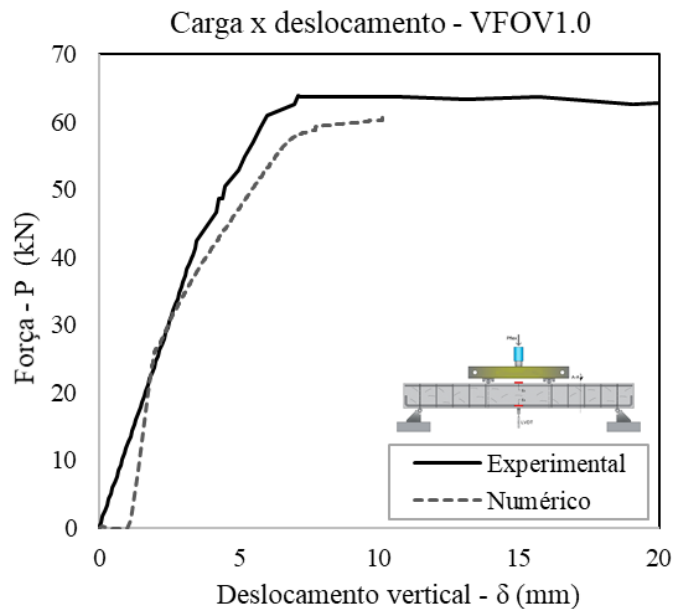


Fonte: Próprio autor

A comparação entre as Figuras 104 e 95 evidencia que a melhoria no desempenho do concreto, particularmente no controle das tensões internas, resultou em um retardo no início das deformações da armadura. Em outras palavras, o aprimoramento das propriedades mecânicas do concreto proporcionou uma postergação na solicitação plástica, embora não tenha eliminado totalmente a ocorrência de escoamento na região de flexão pura do aço. Esse comportamento justifica o retardo no aparecimento das fissuras inclinadas na viga VFOV0.5 em comparação à VFAV0.5.

4.9.6 Viga com fibra disposta de forma orientada contendo 1,0% de fibra de aço

Figura 105 - Comparativo Carga-deslocamento experimental e numérico para VFOV1.0



Fonte: Próprio autor

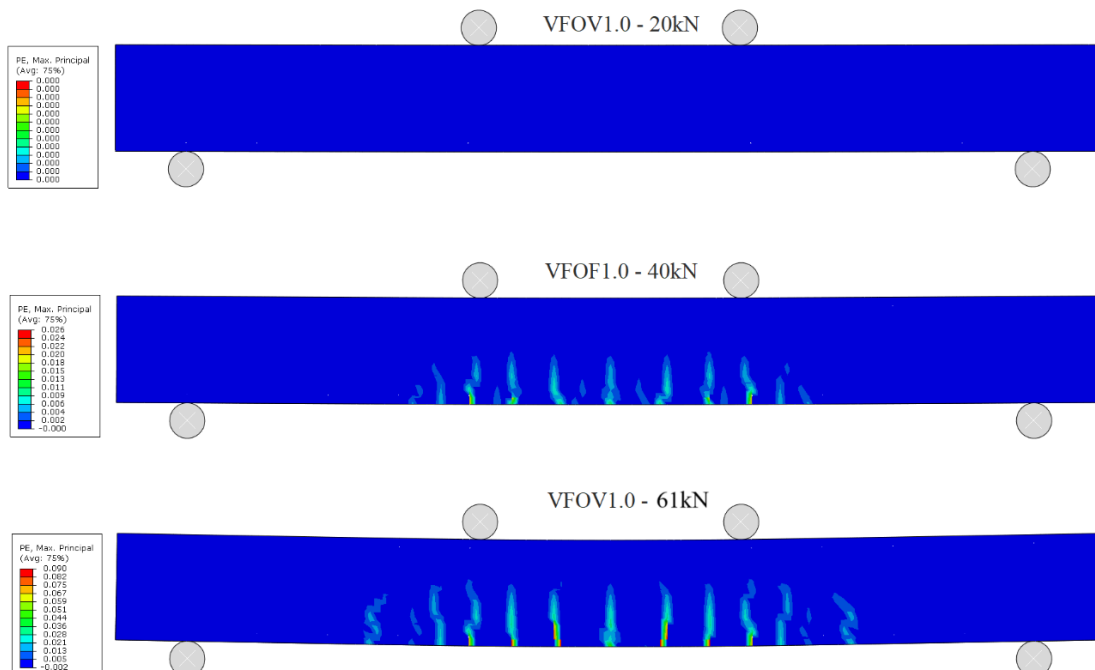
Para a viga VFOV1.0, tanto os dados experimentais quanto os numéricos seguem uma tendência semelhante até aproximadamente 5 mm de deslocamento. A rigidez inicial do modelo numérico é levemente menor que a do experimento, indicando que o modelo pode estar subestimando a resposta inicial da viga.

O pico de carga no ensaio experimental ocorreu em torno de 64 kN, enquanto no modelo numérico o valor máximo ficou abaixo, por volta de 61 kN, essa diferença de 4,69% pode estar associada tanto a simplificações no modelo numérico, quanto a representação das propriedades do concreto e das fibras, ou mesmo por conta da possível incapacidade dos parâmetros propostos por CHI *et al.* (2017) em descrever o real potencial de altos índices de volume de fibra orientadas para com o concreto.

Apesar disso, o modelo numérico conseguiu representar bem a tendência global da resposta estrutural da viga VFOV1.0, especialmente na fase elástica e no pico de carga. Ao realizar uma análise mais detalhada na Figura 105, percebeu-se que diferentemente das outras

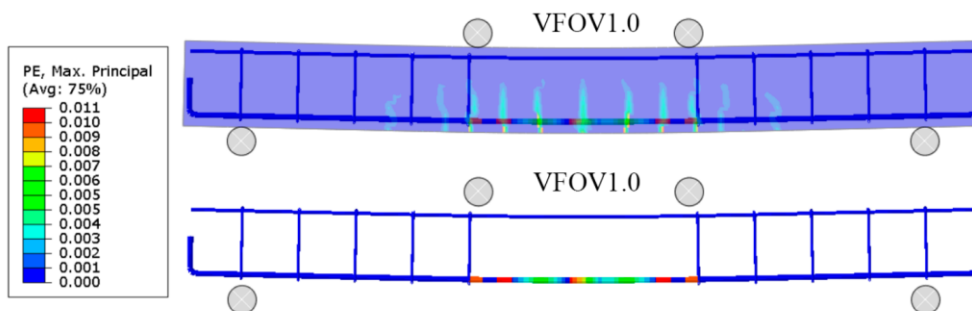
vigas, a viga VFOV1.0 não apresentou deformação plástica aparente para os primeiros 20kN de carga, o que não foi observado nem mesmo para a VFAV1.5.

Figura 106 - Evolução da deformação plástica por tração da viga VFOV1.0



Fonte: Próprio autor

Figura 107 - Deformação da armadura de flexão da viga VFOV1.0



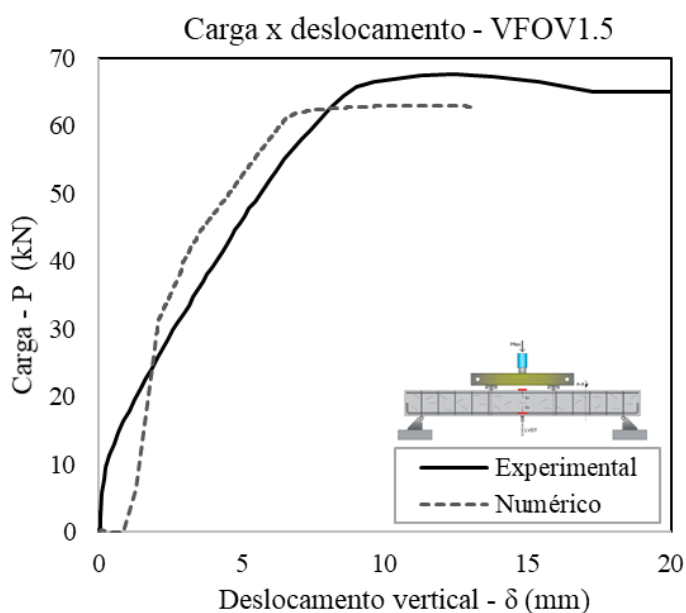
Fonte: Próprio autor

O modelo numérico com 1,0% de fibras apresentou bom desempenho no controle de fissuras e na distribuição de tensões, superando a viga VFAV1.0, com o mesmo teor de fibras. Apesar disso, algumas divergências na localização e intensidade das fissuras foram observadas, atribuídas a variações práticas no posicionamento dos apoios e aplicação da carga durante os ensaios. Essas pequenas diferenças influenciaram a simetria da fissuração, evidenciada no mapeamento do tópico 4.5. Além disso, a comparação foi limitada pela disponibilidade de apenas uma amostra por viga durante os ensaios experimentais, o que compromete a garantia de reprodutibilidade do resultado obtido.

4.9.7 Viga com fibra disposta de forma orientada contendo 1,5% de fibra de aço

Analisando a viga VFOV1.5 percebe-se um comportamento linear semelhante ao observado nas vigas anteriores. Tanto o modelo numérico quanto o experimental seguiram trajetórias muito próximas nessa fase, o que indica que a rigidez inicial foi bem representada na simulação. No entanto, diferenças começam a surgir à medida que a viga se aproximou da transição para o regime plástico, de forma semelhante a observada no tópico anterior.

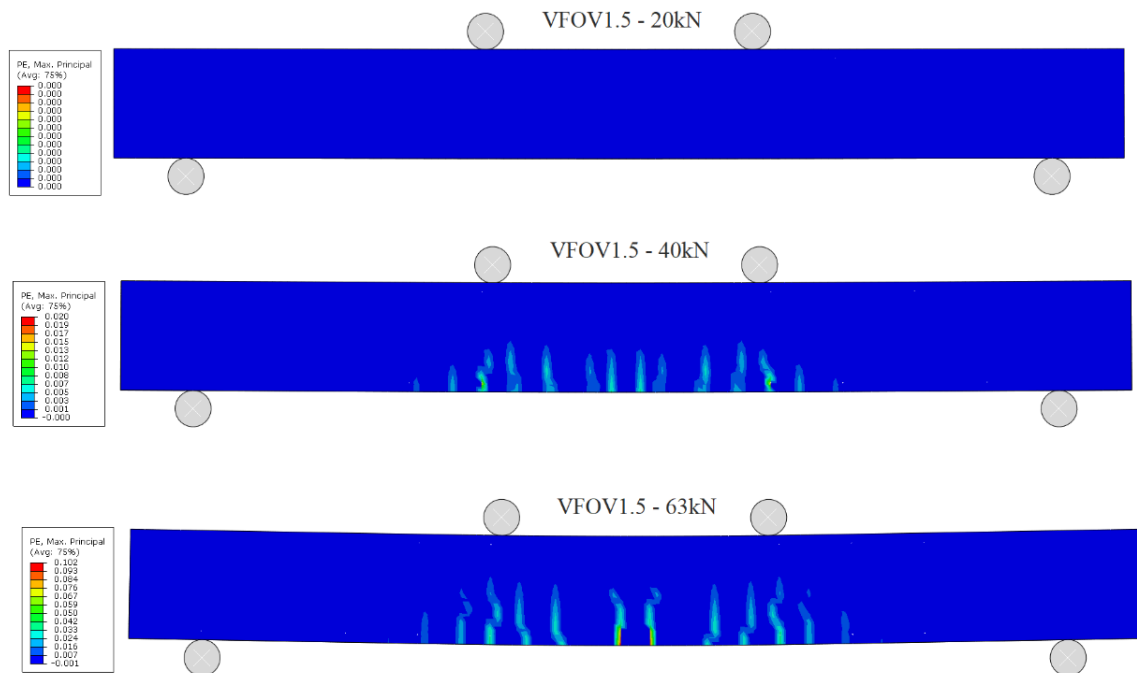
Figura 108 - Deformação da armadura de flexão da viga VFOV1.0



Fonte: Próprio autor

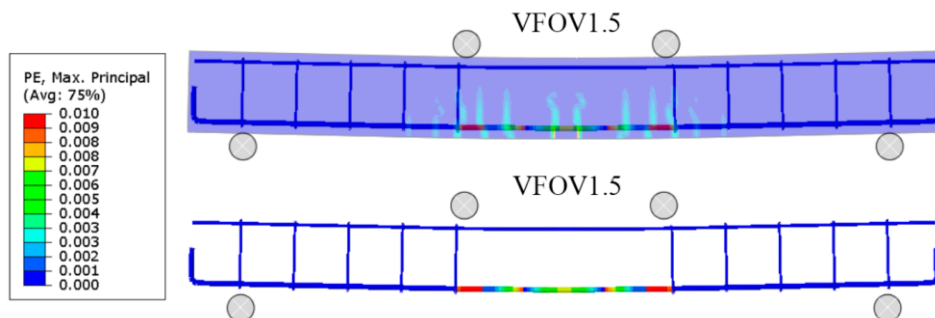
A curva numérica atingiu o pico de carga de forma antecipada em relação à curva experimental, indicando que o modelo previu a fissuração de maneira precoce e superestimou a rigidez inicial da viga. Após esse ponto, a viga manteve uma resistência significativa, estabilizando-se ligeiramente abaixo de 64 kN. A presença de fibras orientadas foi essencial para evitar uma queda abrupta na resistência, promovendo uma resposta estrutural mais dúctil. Apesar disso, a curva experimental apresentou um desempenho superior na fase pós-pico, refletindo uma redistribuição de tensões mais eficiente e uma maior aderência das fibras ao concreto em comparação com o comportamento previsto pela simulação.

Figura 109 - Evolução da deformação plástica por tração da viga VFOV1.5



Fonte: Próprio autor

Figura 110 - Deformação da armadura de flexão da viga VFOV1.5



Fonte: Próprio autor

A viga VFOV1.5 apresentou desempenho superior à VFOV0.5, com maior resistência máxima e melhor resposta pós-fissuração, evidenciando o impacto positivo do aumento volumétrico de fibras orientadas no concreto. Em comparação com a viga VFAV1.5, com fibras aleatórias, a orientação das fibras demonstrou influência significativa na dissipação de energia e na resistência residual.

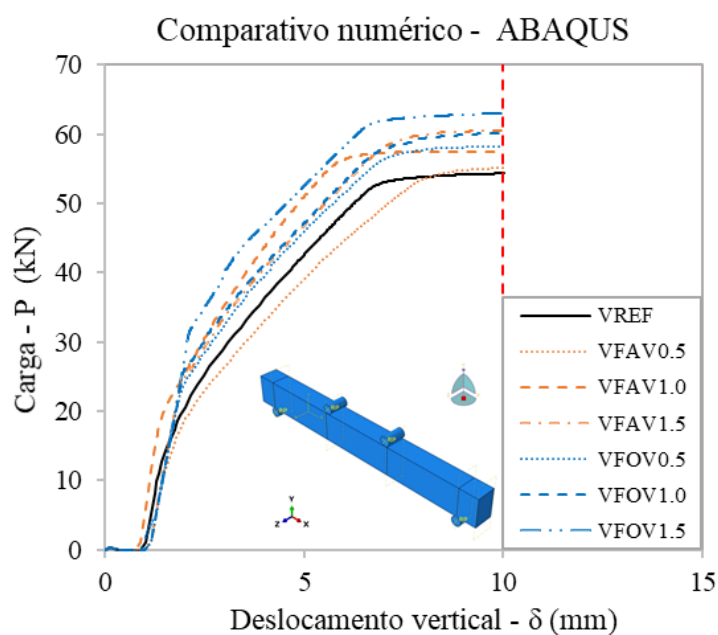
Na análise numérica, as primeiras fissuras na VFOV1.5 surgiram apenas a partir de 40 kN, em menor quantidade e com planos de fissuração bem compatíveis com o mapa experimental, indicando um controle mais eficiente do processo de fissuração. Esse comportamento, aliado à menor incidência de fissuras inclinadas junto aos apoios, reforça a

atuação eficaz das fibras orientadas na resistência à tração, retardando a solicitação das armaduras.

Quanto às armaduras, verificou-se que nas vigas VFOV houve uma distribuição mais homogênea de deformações e menores amplitudes, resultado do retardo no avanço das fissuras proporcionado pelas fibras orientadas. Nas vigas VFAV, esse comportamento só foi observado na amostra com 1,5% de fibras, enquanto as demais apresentaram maior concentração de deformações localizadas.

4.9.8 Comparativo dos resultados numéricos e experimentais

Figura 111 - Comparativo Carga-deslocamento numérico para todas as vigas



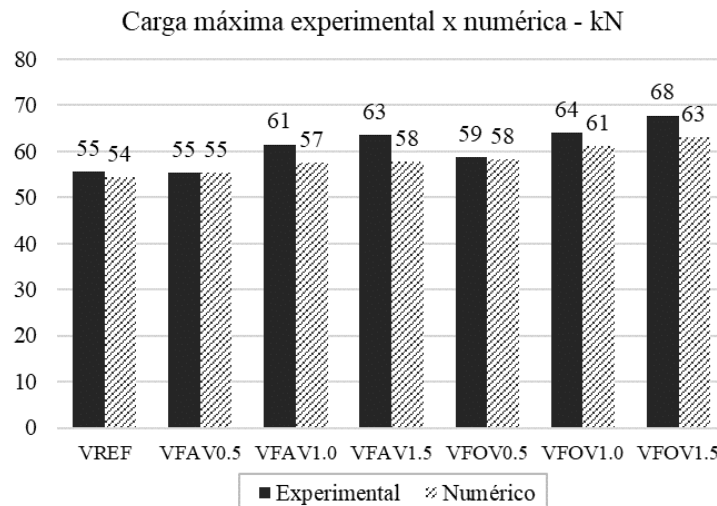
Fonte: Próprio autor

Os valores das curvas carga-deslocamento obtidos numericamente (Figura 111) refletem de forma satisfatória os resultados experimentais. A partir da análise comparativa geral, observou-se um ganho de resistência à tração em todas as vigas, com exceção da viga VFAV0.5. Apesar de as maiores frações de fibra apresentarem valores inferiores aos obtidos experimentalmente, o comportamento das vigas, especialmente durante a fase de fissuração, mostrou-se bastante semelhante ao observado nos ensaios.

Fatores como os próprios parâmetros CDP podem, de certo modo, justificar a discrepância razoável nos resultados para as amostras VFOV1.5 e VFOV1.0. Isso ocorre porque os valores adotados por CHI *et al.* (2017) se limitam à descrição de volumes de fibras de até 50 kg/m³, e considera-se de maneira geral que, o ângulo de dilatação e o fator k influenciam diretamente o cálculo das tensões nas malhas de concreto. A utilização desses coeficientes foi necessária, pois ainda há uma escassez de dados CDP específicos para concretos com fibras orientadas de forma manual.

Todas as curvas apresentam um trecho inicial de rigidez elevada, seguido por um ponto de inflexão, indicando o início da fissuração no concreto. As vigas com maior volume de fibras apresentaram um prolongamento da capacidade de carga após a fissuração, demonstrando maior ductilidade e capacidade de redistribuição de tensões. Sendo a viga VFOV1.5 a que manteve a maior carga por um intervalo prolongado de deslocamento, indicando um bom comportamento estrutural mesmo após a formação das fissuras em maior escala.

Figura 112 - Comparativo das cargas máximas experimentais e numéricas



Fonte: Próprio autor

Para as vigas VREF e VFAV0.5, os valores experimentais e numéricos praticamente coincidem, sugerindo boa concordância entre os ensaios e as simulações. Para as vigas VFAV1.0 e VFAV1.5, observa-se uma diferença mais significativa, com os valores experimentais superando os numéricos em 4 kN e 5 kN, respectivamente. As vigas VFOV0.5 e VFOV1.0 também apresentam uma leve discrepância, mas em menor escala, com 1 kN e 3 kN

de diferença, respectivamente. A maior diferença ocorre na viga **VFOV1.5**, onde o valor experimental supera o numérico em 5 kN.

A boa aproximação de VREF e VFAV0.5 sugere que o modelo numérico é eficaz para baixos teores de fibras, mas pode subestimar os ganhos de resistência à tração à medida que a fração e o ângulo de orientação das fibras aumentam. A maior diferença na viga VFOV1.5 indica que a orientação das fibras tem um impacto significativo na resistência final, bem maior do que o modelo numérico conseguiu prever.

5.0 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA FUTUROS TRABALHOS

5.1 Conclusões

Com base na análise dos resultados experimentais e numéricos, as seguintes conclusões são apresentadas:

5.1.1 Resistência média a tração na flexão dos prismas entalhados

A incorporação do CRFA promoveu um aumento significativo da resistência à tração média. As amostras com fibras distribuídas aleatoriamente apresentaram incrementos variando entre 74% e 142%, evidenciando que mesmo em configurações sem orientação, as fibras já atuam de forma eficaz no reforço do material. Mesmo assim, os prismas com fibras orientadas, superaram de forma expressiva esses valores, com ganhos que variaram de 92% até 269%.

O grau de orientação e angulação das fibras de aço, frente ao surgimento das fissuras, em relação as tensões, tem um impacto mais significativo do que o simples aumento de resistência a tração na flexão, indicando que a capacidade das fibras em resistir e redistribuir tensões está diretamente relacionada à sua disposição espacial, o que provoca o seu aumento de eficiência, de maneira geral, sustentando a ideia de que pode-se reduzir seus custos de produção apenas melhorando seu desempenho mecânico através da sua orientação no concreto.

O controle da orientação favorece uma atuação mais eficiente das fibras no sentido principal dos esforços, maximizando sua contribuição à resistência do compósito. Portanto, além do volume, a qualidade da distribuição e a direcionalidade das fibras devem ser consideradas como parâmetros críticos de projetos futuros, especialmente quando se busca otimizar o desempenho à tração desse material. Essas medidas podem inclusive, favorecer a redução nos custos de produção, e tornar sua adesão mais atrativa a novos mercados.

5.1.2 Fator de orientação das fibras

A baixa variação dos valores do fator de orientação (FO) entre os corpos de prova entalhados indica que a quantidade de fibras efetivamente interceptadas na região de ruptura

foi semelhante entre as amostras. Esse comportamento sugere que os elevados índices de resistência à tração observados não estão diretamente relacionados à quantidade absoluta de fibras atuantes no ponto de solicitação, mas sim ao ângulo de arrancamento e ao alinhamento das fibras em relação à direção principal dos esforços.

Essa interpretação é corroborada visualmente por meio das análises das imagens mostradas no trabalho, que evidenciam o comportamento das fibras após o processo de arrancamento, revelando a influência determinante da orientação na capacidade de redistribuição de tensões internas. Mesmo em prismas com o mesmo volume característico de fibras, a orientação promoveu um retardo mais eficaz na propagação das fissuras e um aumento na resistência residual pós-fissuração.

Desse modo, pode-se concluir que o grau de orientação das fibras dentro da matriz de concreto após o processo de cura, tem um papel tão fundamental quanto o próprio volume inserido na peça. Pois a orientação adequada favorece uma ancoragem mais eficiente, resultando em melhor controle de fissuração e maior tenacidade do compósito. Isso reforça a importância de considerar o fator de orientação como variável crítica em estudos de dimensionamento e aplicação do CRFA em elementos estruturais solicitados à tração na flexão.

5.1.3 Resistências residuais

No que tange as resistências residuais, observou-se um aumento significativo na manutenção das tensões das amostras de concreto reforçado com fibras de aço. Esse incremento foi proporcional ao volume de fibras adicionadas, com transição do comportamento *softening* para *hardening*, em alguns casos. Indicando que a orientação das fibras, de modo geral, influencia significativamente o comportamento pós-plastificação do CRFA.

Em todos os consumos analisados, os prismas com fibras orientadas apresentaram resistências residuais superiores em comparação aos com fibras aleatórias, mas o que realmente chama a atenção, é o fato de que os prismas da família PFOV0.5 registraram um aumento médio de resistência residual seis vezes maior, se comparados a família PFAV0.5. Esses resultados mostram a eficácia da orientação das fibras, principalmente em teores volumétricos menos elevados.

Estudos anteriores, como os de CONFORTI *et al.* (2017) e CARRILLO *et al.* (2021), também evidenciaram a influência significativa da orientação das fibras no comportamento pós-fissuração do CRFA. Esses trabalhos corroboram com as observações feitas dentro desta pesquisa, mostrando que os resultados obtidos não se tratam de casos isolados.

5.1.4 Resistência a compressão direta

Os resultados experimentais deste trabalho indicaram que a adição de fibras de aço, independentemente do volume ou da orientação, não provocaram variações significativas na resistência à compressão direta do concreto. Essa constatação está alinhada com o que é relatado em documentos técnicos como o ACI (*american concrete institute*) e em diversas pesquisas da literatura especializada, que apontam que a contribuição das fibras de aço é mais efetiva em regimes de tração e pós-fissuração.

5.1.5 Ensaio de flexão sob 4 pontos e mapeamento de fissuras

Os resultados obtidos a partir do ensaio de flexão sob 4 pontos indicam que a orientação das fibras, tem um grande potencial de aumento na efetividade das capacidades estruturais do concreto, sobretudo em termos de rigidez inicial, resistência à tração, controle de fissuração e capacidade de sustentação. A uniformidade e homogeneidade provocadas pela orientação manual das fibras de aço ao longo do eixo longitudinal das vigas promoveu uma melhor transferência de cargas e pontes de tensão, tanto no regime elástico quanto nos estágios mais avançados da pós-fissuração, evitando zonas críticas de falha prematura, e solicitando as armaduras longitudinais de forma mais tardia.

Hoje, o fator de orientação das fibras é tratado de maneira conservadora por muitas normas, especialmente a NBR 6118, por isso, estudos como esse reforçam a necessidade de futuramente se incluir critérios de orientação na modelagem estrutural e nas prescrições normativas, permitindo um dimensionamento mais otimizado e eficiente desse material. Os resultados também apontam que, a orientação das fibras, provoca um desempenho superior com um volume de fibras menor, o que pode reduzir custos com materiais e melhorar a viabilidade

de aplicação do CRFA em obras reais, sem sobrecarregar o traço nem comprometer sua trabalhabilidade no estado fresco, o que ajuda na conformação e no posterior estado endurecido.

5.1.6 Análise numérica

Os resultados obtidos nas simulações numéricas evidenciam uma boa correlação geral com os dados experimentais, validando os modelos como ferramentas consistentes para a previsão do comportamento estrutural de elementos em concreto reforçado com fibras. Destaca-se, em particular, a capacidade dos modelos em reproduzir satisfatoriamente as propriedades não lineares do CRFA, como o amolecimento pós-fissuração e a redistribuição de tensões.

Apesar disso, é importante ressaltar que os modelos numéricos tendem a superestimar a simetria e a regularidade na formação das fissuras, em razão da idealização geométrica e das condições de contorno mais homogêneas, o que pode diferir da resposta observada em ensaios físicos, especialmente em estruturas submetidas a variações locais de carregamento ou heterogeneidades de material.

Os resultados positivos obtidos com as simulações reforçam o potencial do modelo numérico como uma ferramenta confiável para a análise estrutural de elementos reforçados com fibras de aço. Essa constatação abre caminho para a redução da dependência exclusiva de ensaios físicos, permitindo a realização de estudos teóricos mais abrangentes e sistemáticos.

A variação observada nos resultados das vigas com fibras orientadas, em especial nos modelos VFOV1.0 e VFOV1.5, indica que os parâmetros de entrada como ângulo de dilatação, excentricidade e viscosidade, adotados no modelo de Dano Plástico do Concreto (CDP), podem não representar com precisão a real contribuição resistente das fibras quando orientadas. Essa discrepância ressalta a limitação da generalização desses parâmetros em diferentes arranjos fibrilares e evidencia a importância do desenvolvimento de novas pesquisas voltadas à caracterização específica do comportamento mecânico de concretos com fibras orientadas.

5.2 Sugestões para trabalhos futuros

Com base nos resultados obtidos e nas limitações observadas, apresentam-se a seguir algumas sugestões de pesquisas futuras voltadas à investigação da orientação de fibras de aço em elementos de concreto armado, com ênfase na aplicação de análises numéricas como ferramenta de apoio ao dimensionamento e à avaliação estrutural:

- Realizar estudos de caracterização experimental de modelos com diferentes graus de orientação de fibras de aço: Investigar como diferentes métodos de conformação, modelagem ou vibração, podem influenciar na orientação das fibras de aço em elementos estruturais;
- Estudo a respeito da influência do ângulo de orientação das fibras de aço na resposta estrutural a flexão e ao cisalhamento: Desenvolver uma metodologia para estudar de que forma a variação do ângulo de orientação das fibras de aço pode influenciar no comportamento microestrutural de vigas, na resposta flexão e ao cisalhamento;
- Realizar um estudo aprofundado sobre o impacto da orientação das fibras de aço na resposta de lajes de concreto armado submetidas a punção: Considerando a falha por punção, um dos modos de ruptura mais críticos e frágeis de ruptura em elementos planos, estudar o impacto das fibras orientadas pode ajudar a compreender melhor o real potencial das fibras de aço em mitigar esse tipo de ruptura em lajes;
- Realizar um estudo de calibração específica de parâmetros CDP para fibras de aço dispostas de forma orientada: desenvolver um banco de dados experimental que possibilite calibrar parâmetros como ângulo de dilatação, excentricidade e parâmetros de viscosidade, de forma a sanar as limitações atuais de modelos baseados em fibras aleatórias;
- Análise de desempenho de fibras de aço orientadas sob ações cíclicas, fadiga ou impacto: investigar o comportamento de estruturas de CRFA com fibras orientadas quando submetidas a cargas cíclicas, impactos diretos, ou vibrações, onde o controle de fissuras é crítico para a durabilidade e segurança.
- Avaliação da durabilidade de estruturas com CRFA orientadas no controle de fissuração em longo prazo: Investigar o comportamento de estruturas com fibras orientadas ao longo do tempo, com foco na durabilidade, fissuração por retração, permeabilidade e resistência a carbonatação.

6.0REFERÊNCIAS

- ACI 318 (2011). Building Code Requirements for Structural Concrete, American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan, 2011.
- ACI 544.1R-96 (1996). State-of-the-art report on fiber reinforced concrete. Reported by ACI Committee 544, American Concrete Institute.
- ACI 544.4R-88 (1988). Design Considerations for Steel Fiber Reinforced Concrete. Reported by ACI Committee 544, American Concrete Institute.
- AL-GHALIB, A.;GHAILAN, D. Flexural strenght of aligned steel fiber reinforced self-compacting concrete. Research gate. 2022
- AL-MATTARNEH, H, “Electromagnetic quality control of steel fiber concrete”, Construction and Building Materials, v. 73, pp. 350–356, Dez. 2014.
- AMERICAN CONCRETE INSTITUTE. ACI 544.4R-88:Design Considerations for Steel Fiber Reinforced Concrete. Michigan, (1999), (2009 Reapproved). Citado 2 vezes nas páginas 32 e 33.
- AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS (1994). Standard test method for flexural toughness and first crack strength of fiber reinforced concrete. ASTM C 1018. Book of ASTM Standards, Part 04.02. Philadelphia. 8p
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS - NBR NM 67 Concreto - Determinação da consistência pelo abatimento do tronco de cone, 1998.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (ABNT). NBR 12142:2010 — Concreto — Determinação da resistência à tração na flexão de corpos de prova prismáticos. 2. ed. Rio de Janeiro: ABNT, 2010.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. NBR 15530. Fibras de aço para concreto – Especificações. ABNT - Associação Brasileira de Normas Técnicas. Rio de Janeiro, 2007.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. NBR 6118 – Projeto de estruturas de concreto. Rio de Janeiro, 2023.
- ASTM Standards A 820. Specification for Steel Fibers for Fiber Reinforced Concrete. American Society for Testing and Materials, 1996.
- BARR, B. I. G.; LEE, M. K.; HANSEN, E. J. de Place; DUPONT, D.; ERDEM, E.; SCHAERLAEKENS, S.; SCHNÜTGEN, B.; STANG, H.; VANDEWALLE, L. Round-robin analysis of the RILEM TC 162-TDF beam-bending test: Part 2 – Approximation of

- δ from the CMOD response. *Materials and Structures (Matériaux et Constructions)*, Paris, v. 36, p. 621-630, nov. 2003.
- BARROS, J.A.O. (2000). Betão reforçado com fibras de aço: conceitos fundamentais. Associação Portuguesa das Empresas de Betão Pronto (APEB), ISISE - Artigos em Revistas Nacionais.
- BRITISH STANDARDS INSTITUTION. *BS EN 14651:2005+A1:2007 – Test method for metallic fibre concrete—Measuring the flexural tensile strength (limit of proportionality (LOP), residual)*. London: BSI, 2007.
- BS EN 14889-1: 2006. Fibres for concrete – Part 1: Steel fibres – Definitions, specifications and conformity. British Standards Institution, London, UK.
- CARRERA K., KUNZEL K., SOVJAK R., KHEML P., FORNUSEK J., MARA M., KONRAD P. Flexural Strength of reinforced concrete in relation to the angle of magnetically oriented fibres. MATEC web conferences. 2022
- CARVALHO, A. C e CABRAL A. E. B. (2018). *Concrete with addition of fibers for confection of segmented pre-formed rings for subway tunnel coating*. Revista Matéria. ISSN 1517-7076
- CASPER, v. d. K. The Structural Potential of Steel Fibres in 3D-Printed Concrete: Exploring Nonlinear Numerical Strategies for the Analysis of Hardened Fibre Reinforced 3D-printed Concrete Structures. Dissertação— Eindhoven University of Technology, 2017.
- CAVALARO, S. H. P., et al., “Improved assessment of fibre content and orientation with inductive method in SFRC”, *Materials and Structures*, v. 48, pp. 1859-1873, 2015.
- CEB-FIP (2010). Model Code 2010: Final Draft. Model Code prepared by Special Activity Group 5, Lausanne, September 2011.
- CHAER, A. V.; OLIVEIRA, M. G. D. Notas de Aula da disciplina Estruturas de Concreto Armado I. Curso Engenharia Civil – Goiânia – GO; 2001.
- CHI, Y. et al. Finite element modeling of steel-polypropylene hybrid fiber reinforced concrete using modified concrete damaged plasticity. *Engineering Structures*, Elsevier, v. 148, p. 23–35, 2017.
- DUTRA, V. F. P. Um modelo constitutivo para o concreto reforçado com fibras via teoria da homogeneização. Tese (Doutorado)
- FERRARA, L., et al., “A comprehensive methodology to test the performance of Steel Fibre Reinforced Self-Compacting Concrete (SFR-SCC)”, *Construction and Building Materials*, v. 37, pp. 406–424, Dez. 2012.

- FIGUEIREDO, A. D. (2005). Concreto com fibras. IBRACON. Concreto: ensino, pesquisa e realidade. São Paulo: Instituto Brasileiro do Concreto. Cap. 39, p 1195- 1225.
- G. MARKOU. (2011) *Modeling of reinforced concrete structures: detailed three-dimensional nonlinear hybrid simulation for the analysis of large-scale reinforced concrete structures*. Lambert Academic Publishing.
- GALI, S.; SUBRAMANIAM, K. V. L. Influence of the Cohesive Stresses on Shear Capacity of Reinforced SFRC Beams without Stirrups: a Discrete Crack Approach. *Engineering Fracture Mechanics*, v.206, p.218-232, 2019.
- GARCEZ, E.O. Análise teórico-experimental do comportamento de concreto reforçado com fibras de aço submetidos a cargas de impacto. Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Porto Alegre, 2005.
- GOMES, F. R. Influência da adição de fibras de polipropileno no comportamento de elementos estruturais de concreto armado com barras de GFRP
- GOMES,L.D. Análise experimental da eficiência das fibras de aço no reforço ao cisalhamento de vigas em concreto armado. Dissertação de mestrado. Universidade Federal do Pará. P.119. 2016
- GONÇALVES, B. H. Comportamento do concreto reforçado com fibras de aço carbono: resistência à compressão e tração por compressão diametral. *Multidisciplinary Scientific Journal*, v. 06, Abril 2019. ISSN 2448-0959.
- HIBBIT, H.; KARLSSON, B.; SORENSEN, E. Abaqus user manual - student version. Simulia, Providence, RI, 2012.
- HORDIJK, D.A. 1991. Local approach to fatigue of concrete. PhD Thesis, Delft University of Technology, The Netherlands.
- INTERNATIONAL FEDERATION FOR STRUCTURAL CONCRETE (FIB). fib - Model Code for Concrete Structures. London, 2013.
- KÖKSAL, F. et al. Combined effect of silica fume and steel fiber on the mechanical properties of high strength concretes. *Construction and building materials*, Elsevier, v. 22, n. 8, p. 1874–1880, 2008. Citado na página 37.
- KOLISNICHENKO M. investigation of flexural behavior of steel fiber reinforced concrete and steel fiber orientation control during construction. *Electronic Theses and Dissertations*. University of Louisville. 2019.

- LATASTE, J. F., BEHLOUL, M., BREYSSE, D. “Characterisation of fibres distribution in a steel fibre reinforced concrete with electrical resistivity measurements”, NDT & E International, v. 41, n. 8, pp. 638– 647, Dez. 2008.
- LEE, J.; FENVES, G. L. Plastic-damage model for cyclic loading of concrete structures. Journal of engineering mechanics, American Society of Civil Engineers, v. 124, n. 8, p. 892–900, 1998.
- LEONHARDT, F.; MÖNNIG, E. Construções de Concreto, Rio de Janeiro, v. 1, 2 e 3, 1981
- LEVY NETO, F.; PARDINI, L.C. (2006). Compósitos estruturais: ciência e tecnologia. Edgard Blücher, 1ª edição, São Paulo.
- LUBLINER, J. et al. A plastic-damage model for concrete. International Journal of solids and structures, Elsevier, v. 25, n. 3, p. 299–326, 1989.
- MARKOU, George. *Modeling of Reinforced Concrete Structures*. Saarbrücken: LAP Lambert Academic Publishing, 2011. ISBN 978-3-8454-4325-6.
- MATOS, C. C. Análise Numérica de Vigas em concreto reforçado com fibra de aço via método dos elementos finitos. UFRS. Rio Grande do Sul, p.182. 2021
- MAUÉS, A. Eficácia das fibras de aço no reforço ao cisalhamento de vigas de concreto armado. Dissertação de mestrado. Universidade Federal do Pará. Belém. P.87.2019
- METHA, P. K.; MONTEIRO, P. J. M. Concreto – Microestrutura, Propriedades e Materiais. Ed. PINI. São Paulo, 2008.
- MODEL CODE 2010. CEB-FIP model code 2010 e final draft. Lausanne, Switzerland: Thomas Thelford; 2011.
- NAAMAN, A.E (2003). Engineerd steel fibers with optinal properties for reinforcement of cement composites. Journal of Advanced Concrete Technology, v.1, n.3m1-12, October.
- NASCIMENTO, F. B. C.; BRAZ, M. C. A. Concreto reforçado com fibra de aço. Cadernos de graduação, Maceió, v. III, p. 14, Novembro 2015. ISSN 2357-9919.
- NATARAJA, M.C.; DHANG, N.; GUPTA, A.P. (1999). Stress-strain curves for steel-fiber reinforced concrete under compression. Cement & Concrete Composites.
- OLIVEIRA, L. A. Ligação viga-pilar em elementos pré-moldados de concreto solidarizados por concreto reforçado com fibras de aço: análise estática e dinâmica. Tese (Doutorado) — Universidade de São Paulo, Escola de Engenharia de São Carlos., 2012.
- RAMLI, M.; DAWOOD, E.T. (2011). High-strength flowable mortar reinforced by steel fiber. Slovak Journal of Civil Engineering, v. XIX, no 3, pg. 10-16.
- SANTOS, V. et al. Vigas de concreto reforçadas com fibra de aço submetidas à flexão. Revista eletrônica de engenharia civil, janeiro/2020. Pag. 15. ISSN: 2179-0612
- WIGHT, J. K.;