



Matheus Pimentel Tinoco

**Comportamento Mecânico de Compósitos Cimentícios do
Tipo SHCC Utilizando Reforços Híbridos**

Dissertação de Mestrado

Dissertação apresentada como requisito parcial para obtenção do grau de Mestre pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil do Departamento de Engenharia Civil e Ambiental da PUC-Rio.

Orientador: Prof. Flávio de Andrade Silva

Rio de Janeiro
Julho de 2020



Matheus Pimentel Tinoco

Comportamento Mecânico de Compósitos Cimentícios do Tipo SHCC Utilizando Reforços Híbridos

Dissertação apresentada como requisito parcial para obtenção do grau de Mestre pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da PUC-Rio. Aprovada pela Comissão Examinadora abaixo.

Prof. Flávio de Andrade Silva

Orientador

Departamento de Engenharia Civil e Ambiental - PUC-Rio

Prof. Daniel Carlos Taissum Cardoso

Departamento de Engenharia Civil e Ambiental - PUC-Rio

Prof. Luís Antônio Guimarães Bitencourt Júnior

Universidade de São Paulo

Todos os direitos reservados. É proibida a reprodução total ou parcial do trabalho sem autorização da universidade, do autor e do orientador.

Matheus Pimentel Tinoco

Graduado em Engenharia Civil com Ênfase em Estruturas pela Escola Politécnica da UFRJ (Dignidade Acadêmica *Cum Laude*) – em 2018.

Ficha Catalográfica

Tinoco, Matheus Pimentel

Comportamento mecânico de compósitos cimentícios do tipo SHCC utilizando reforços híbridos /Matheus Pimentel Tinoco; orientador: Flávio de Andrade Silva. – 2020.

v., 178 f. : il. color. ; 30 cm

1. Dissertação (mestrado) – Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, 2020.

Inclui referências bibliográficas.

1. Engenharia Civil e Ambiental - Teses. 2. SHCC. 3. Fibras de PVA. 4. Fibras de Polietileno. 5. Fibras de Aço. 6. Reforços Híbridos. I. Silva, Flávio de Andrade. II. Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro. Departamento de Engenharia Civil e Ambiental. III. Título.

CDD: 624

Agradecimentos

Gostaria de agradecer aos meus pais Carlos e Celeste por todo apoio e por terem acreditado na minha pesquisa desde o início. Ao meu irmão Lucas pelas teorias e ideias filosóficas. Ao meu avô Alaíde, que foi o grande exemplo de trabalho e esforço para a etapa experimental desta pesquisa.

Ao meu orientador Flávio, pelas excelentes aulas sobre compósitos e por acreditar nas minhas ideias desde o início, sempre dando sugestões enriquecedoras.

Gostaria de agradecer à toda a equipe do Laboratório de Estruturas e Materiais da PUC-Rio, Jhansen, Rogério, Euclides, José Nilson, Bruno e Anderson, pelo auxílio fundamental durante a pesquisa, sempre me ajudando nas moldagens e na realização dos ensaios mecânicos.

Aos novos amigos que fiz na PUC-Rio, que me acompanharam nas matérias e que me ajudaram no desenvolvimento do trabalho, em especial o Iranildo, que me acompanhava todos os dias no laboratório e o Vitor Monteiro, que sempre me deu várias dicas, me ajudou nos ensaios e ainda me dava carona.

À Minifibers Inc., pela doação das fibras de polietileno e à LafargeHolcim pela doação do cimento utilizado nesta pesquisa.

O presente trabalho foi realizado com apoio da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior -Brasil (CAPES) -Código de Financiamento 001.

Resumo

Tinoco, Matheus Pimentel; Silva, Flávio de Andrade (Orientador). **Comportamento Mecânico de Compósitos Cimentícios do Tipo SHCC Utilizando Reforços Híbridos**. Rio de Janeiro, 2020. 178 p. Dissertação de Mestrado – Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.

O presente trabalho investigou o comportamento mecânico de compósitos cimentícios do tipo SHCC (*Strain Hardening Cementitious Composites*) de resistência comum e alta resistência, reforçados com fibras de PVA, UHMWPE (polietileno de peso molecular ultra-elevado), aço e reforços híbridos. Para o estudo, o volume total de fibras foi mantido constante em 2,0%, com objetivo de manter a trabalhabilidade dos compósitos. As fibras de PVA e polietileno foram parcialmente substituídas por fibras de aço na proporção de 0,5% e 1,0% e a resposta mecânica foi estudada a partir de ensaios de tração direta, flexão de quatro pontos em placas e ensaios de flexão de três pontos em prismas com entalhe. O padrão de fissuração foi analisado utilizando imagens de alta resolução. O efeito-escala dos compósitos reforçados com fibras de PVA e polietileno também foi investigado através de ensaios de tração direta e de flexão de quatro pontos utilizando dois tamanhos de corpos de prova. Os resultados mostraram que as fibras de PVA têm melhor desempenho que as fibras de polietileno para matrizes de resistência comum e que para ambas as matrizes, a substituição parcial das fibras de polietileno e PVA por fibras de aço tem o benefício de aumentar a resistência, mas promove redução na capacidade de deformação dos compósitos. O estudo sobre o efeito-escala também mostrou que a resposta mecânica destes materiais muda com a geometria dos corpos de prova. Por último, os compósitos foram utilizados como materiais de reparo estrutural em vigas submetidas a dano prévio e os resultados mostraram a viabilidade da utilização do SHCC como material de reparo.

Palavras-chave

SHCC; Fibras de PVA; Fibras de Polietileno; Fibras de Aço; Reforços Híbridos.

Abstract

Tinoco, Matheus Pimentel; Silva, Flávio de Andrade (Advisor). **Mechanical Behaviour of Hybrid Fiber-Reinforced Strain Hardening Cementitious Composites**. Rio de Janeiro, 2020. 178 p. Dissertação de Mestrado – Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.

The present work investigated the mechanical behavior of normal and high-strength Strain Hardening Cementitious Composites (SHCC) reinforced with PVA, UHMWPE (ultra-high molecular weight polyethylene), steel and hybrid fibers. For the study, the total volume of fibers was kept constant at 2.0% in order to maintain the workability of the composite system. PVA and polyethylene were partially replaced by steel fibers in 0.5% and 1.0%. The mechanical response was measured under direct tension tests, four-point bending tests on plates and three point-bending tests on notched specimens. The crack pattern was investigated using high resolution image capturing procedure. The size-effect of the composites reinforced with PVA and polyethylene fibers was also investigated under direct tension test and four-point bending tests using two sizes of specimens. The results have shown that PVA fibers have a better performance than polyethylene fibers for normal strength matrices and that for both normal and high strength matrices the partial replacement of polyethylene and PVA fibers by steel fibers has the benefit of increasing the strength, but it reduces the strain capacity of the composites. The investigation about the size-effect also have shown that mechanical response of these composites changes with the geometry of the specimens. Finally, the composites were used as structural repair in beams subjected to previous damage and the results verified the feasibility of SHCC as a repair material.

Keywords

SHCC; PVA fibers; Polyethylene Fibers; Steel Fibers; Hybrid Reinforcements;

Sumário

1	Introdução	20
1.1.	Panorama Geral	20
1.2.	Objetivos	22
1.3.	Estrutura da Dissertação	23
2	Revisão bibliográfica	24
2.1.	Compósitos Cimentícios do Tipo SHCC	24
2.2.	Produção de SHCC com Reforços Híbridos	30
2.3.	Micromecânica do SHCC	34
2.4.	Macromecânica do SHCC	46
2.5.	Aplicações de SHCC	53
3	Programa Experimental	57
3.1.	Introdução	57
3.2.	Materiais Utilizados	58
3.2.1.	Cimento Portland, Adições e Agregados	58
3.2.2.	Aditivos	58
3.2.3.	Água	59
3.2.4.	Fibras	59
3.3.	Dosagem e Processamento	60
3.3.1.	Propriedades das Matrizes no Estado Fresco	64
3.3.2.	Propriedades das Matrizes no Estado Endurecido	67
3.4.	Ensaio de Tração Direta	70
3.4.1.	Idade das Amostras	73
3.4.2.	Validação do procedimento de ensaio	74
3.5.	Ensaio de Flexão de Quatro Pontos	76
3.6.	Ensaio de Flexão de Três Pontos com Entalhe	78
3.6.1.	Ensaio Cíclico de Flexão de Três Pontos com Entalhe	80
3.7.	Efeito Escala	81
3.8.	Ensaio Estruturais	85

4 Resultados e Discussões	92
4.1. Tração Direta	92
4.2. Flexão de Quatro Pontos	107
4.3. Flexão de Três Pontos com Entalhe	117
4.3.1. Flexão de Três Pontos com Entalhe Cíclica	122
4.4. Efeito-Escala	128
4.4.1. Tração Direta	128
4.4.2. Flexão de Quatro Pontos	133
4.5. Ensaios Estruturais	136
4.5.1. Diagramas Momento-Curvatura	141
4.5.2. Abertura de Fissuras	149
5 Conclusões	156
5.1. Sugestões de Trabalhos Futuros	158
6 Referências Bibliográficas	159

Lista de Figuras

Figura 1 – Resposta à tração direta de compósitos cimentícios reforçados por fibras [25].	24
Figura 2 – Resposta Mecânica de Compósitos SHCC utilizando reforços híbridos [69].	30
Figura 3 – Mecanismos de fissuração: (a) propagação de fissuras do tipo Steady-State e (b) carregamentos aplicados na região da fissura. Adaptado de Curosu [85].	36
Figura 4 – Gráfico de tensão por abertura de fissuras. Adaptado de Curosu [8].	38
Figura 5 – Relação entre tensão e abertura de fissuras para compósitos produzidos com diferentes combinações entre fibras de aço e PVA [98].	46
Figura 6 – Diferentes padrões de corpos de prova adotados nos ensaios de tração direta. Adaptado de Wille [100].	47
Figura 7 – Lei de Bazant do efeito escala: (a) Tipo 2; (b) Tipo 1. Adaptado de Hoover [108].	50
Figura 8 – Exemplos de aplicações de compósitos SHCC: (a) pilar sujeito a carregamento sísmico e (b) redução da Fissuração na Interface Aço-Concreto [9].	53
Figura 9 - Muro de Contenção localizado na região de Gifu, Japão: (a) fissurado e (b) reparado com camada de SHCC [132].	55
Figura 10 – Fibras utilizadas: (a) PVA, (b) UHMWPE e (c) Aço.	59
Figura 11 – Sequência de passos adotada na mistura: (a) mistura os materiais secos, (b) adição da água e superplastificante e (c) adição das fibras.	62
Figura 12 – Procedimentos utilizados para moldagem e cura dos materiais: (a) colocação dos materiais nos moldes e (b) estocagem dos corpos de prova.	63
Figura 13 – Ensaio de mesa de espalhamento: (a) mesa utilizada e (b) ensaio sendo realizado.	64
Figura 14 – Comparação entre os resultados dos ensaios de espalhamento: (a) compósito M1PVA2.0 e (b) compósito M1PVA1.0ST1.0.	66
Figura 15 – Comparativo entre os índices de consistência dos compósitos M1PVA2.0, M1PE2.0, M2PE2.0 e compósitos híbridos.	67
Figura 16 – Arranjo Experimental dos Ensaios de Compressão.	68

Figura 17 – Resultados obtidos nos ensaios de compressão axial: (a) Matriz M1; (b) Matriz M2.	68
Figura 18 – Curvas tensão-deformação sob compressão axial das matrizes M1 e M2 aos 14 dias.	70
Figura 19 – Dimensões do corpo de prova adotado (valores em milímetros).	71
Figura 20 – Fixação de barras nos corpos de prova: (a) esquema de furação e (b) posicionamento e colagem das barras.	71
Figura 21 – Ensaio de tração direta utilizando barras de aço: (a) esquema do ensaio em vista lateral e frontal e (b) arranjo utilizado para o ensaio.	72
Figura 22 – Microscópio para medição da abertura e espaçamento de fissuras.	73
Figura 23 – Resultados dos ensaios de tração direta obtidos para o compósito M1PE2.0 em diferentes idades: (a) 14 dias e (b) 28 dias.	73
Figura 24 – Fixação das amostras com cola para realização dos ensaios de tração direta.	75
Figura 25 – Comparativo entre os resultados dos ensaios de tração direta utilizando barra e cola para fixação das extremidades das amostras.	75
Figura 26 – Ensaio de Flexão de 4 pontos: (a) esquema do ensaio em vista frontal e (b) Arranjo utilizado para o ensaio; (dimensões em mm).	77
Figura 27 – Localização da fissura na camada de reparo.	78
Figura 28 – Dimensões adotadas para o corpo de prova.	79
Figura 29 – Ensaio de Flexão de 3 pontos com entalhe: (a) esquema do ensaio e (b) arranjo utilizado para o ensaio.	79
Figura 30 – Ensaios Cíclicos: (a) determinação das propriedades e (b) curva típica obtida no ensaio. Adaptado de Lima et al. [145].	81
Figura 31 – Corpo de prova pequeno: (a) dimensões adotadas e (b) arranjo utilizado para a realização do ensaio.	82
Figura 32 – Corpo de prova grande: (a) dimensões adotadas e (b) arranjo utilizado para a realização do ensaio.	82
Figura 33 – Visão geral dos ensaios de tração direta: (a) corpo de prova pequeno e (b) corpo de prova grande.	83
Figura 34 – Corpo de prova pequeno: (a) dimensões adotadas e (b) arranjo utilizado.	84
Figura 35 – Corpo de prova grande: (a) dimensões adotadas e (b) arranjo utilizado.	84
Figura 36 – Flexão de quatro pontos em prismas: (a) corpo de prova pequeno e (b) corpo de prova grande.	85

Figura 37 – Representação esquemática das vigas REF-BEAM, RB-M1PVA2.0, RB-M1PE2.0, RB-M1PVA1.0ST1.0 e RBM2PE2.0_1.	87
Figura 38 – Representação esquemática das vigas RB-M2PE2.0_2 e RB-M2PE1.0ST1.0.	88
Figura 39 – Representação esquemática do ensaio realizado.	88
Figura 40 – Visão geral do ensaio.	88
Figura 41 – Procedimento adotado para aplicação do carregamento.	89
Figura 42 – Procedimento adotado para a aplicação da camada de reparo.	90
Figura 43 – Preparação da superfície para aplicação do reparo: (a) detalhe da forma, (b) ferramenta para produzir ranhuras e (c) espaçamento entre ranhuras.	91
Figura 44 – Detalhe da interface entre a viga e a camada de reparo.	91
Figura 45 – Curvas tensão-deformação obtidas nos ensaios de tração direta: (a) compósito M1ST2.0, (b) M1PVA2.0, (c) M1PE2.0 e (d) M2PE2.0.	92
Figura 46 - Curvas tensão-deformação representativas dos materiais M1ST2.0, M1PVA2.0 e M1PE2.0: (a) resultados dos ensaios e (b) módulo pós-fissuração.	94
Figura 47 – Padrão de fissuração dos compósitos estudados: (a) M1PVA2.0 e (b) M1ST2.0.	95
Figura 48 - Curvas tensão-deformação dos materiais M1PVA2.0, M1PE2.0 e M2PE2.0.	95
Figura 49 – Padrão de fissuração de amostras representativas referentes aos compósitos estudados: (a) M1PE2.0 e (b) M2PE2.0.	96
Figura 50 – Curvas tensão-deformação obtidas nos ensaios de tração direta: (a) compósito M1PE2.0, (b) M1PE1.5ST0.5 e (c) M1PE1.0ST1.0.97	
Figura 51 – Curvas tensão-deformação obtidas nos ensaios de tração direta: (a) compósito M1PVA2.0, (b) M1PVA1.5ST0.5 e (c) M1PVA1.0ST1.0.	98
Figura 52 – Curvas tensão-deformação obtidas nos ensaios de tração direta: (a) compósito M2PE2.0; (b) M2PE1.5ST0.5; (c) M2PE1.0ST1.0.	98
Figura 53 – Curvas tensão-deformação representativas dos compósitos M1PE2.0, M1PE1.5ST0.5, M1PE1.0ST1.0 e do compósito M1ST1.0: (a) resultados completos e (b) resultados até 1% de deformação.	100
Figura 54 - Curvas tensão-deformação representativas dos compósitos M1PVA2.0, M1PVA1.5ST0.5, M1PVA1.0ST1.0 e M1ST1.0: (a) resultados completos e (b) resultados até 1% de deformação.	100

- Figura 55 – Curvas tensão-deformação representativas dos compósitos M2PE2.0, M2PE1.5ST0.5 e M2PE1.0ST1.0: (a) resultados completos e (b) resultados até 1% de deformação. 101
- Figura 56 – Comparativo entre os valores de deformação máxima obtidos para os compósitos estudados, em função do volume de fibras de aço: (a) M1PE e M2PE e (b) M1PVA. 102
- Figura 57 - Comparativo entre os valores de tensão de primeira fissura obtidos para os compósitos estudados, em função do volume de fibras de aço: (a) M1PE e M2PE e (b) M1PVA. 102
- Figura 58 - Comparativo entre os valores de tensão máxima obtidos para os compósitos estudados, em função do volume de fibras de aço: (a) M1PE e M2PE; (b) M1PVA. 103
- Figura 59 – Efeito da hibridização sobre a rigidez dos compósitos: (a) compósitos M1PVA2.0 e M1PVA1.0ST1.0 e (b) compósitos M2PE2.0 e M2PE1.0ST1.0. 104
- Figura 60 - Comparativo entre os valores de espaçamento e abertura de fissuras obtidos, em função do volume de fibras de aço: (a) espaçamento de fissuras e (b) abertura de fissuras. 105
- Figura 61 - Comparativo entre os valores de tenacidade obtidos, em função do volume de fibras de aço: (a) M1PE e M2PE e (b) M1PVA. 106
- Figura 62 – Comparativo entre a tenacidade dos compósitos até a deformação de 1,0%: (a) M1PE e M2PE e (b) M1PVA. 106
- Figura 63 - Curvas tensão-deflexão obtidas nos ensaios de flexão de quatro pontos: (a) compósito M1ST2.0, (b) M1PVA2.0, (c) M1PE2.0 e (d) M2PE2.0. 107
- Figura 64 – Comparativo entre o padrão de fissuração dos compósitos produzidos com fibras de aço e PVA, utilizando a matriz M1: (a) M1ST2.0 e (b) M1PVA2.0. 108
- Figura 65 - Curvas tensão-deflexão dos compósitos M1PVA2.0, M1PE2.0 e M1ST2.0. 109
- Figura 66 - Curvas tensão-deflexão dos compósitos M1PVA2.0, M1PE2.0 e M2PE2.0. 110
- Figura 67 – Resultados dos ensaios de flexão de quatro pontos para os compósitos M1PE2.0 e sistemas híbridos: (a) M1PE2.0, (b) M1PE1.5ST0.5 e (c) M1PE1.0ST1.0. 111
- Figura 68 – Resultados dos ensaios de flexão de quatro pontos para os compósitos M1PVA2.0 e sistemas híbridos: (a) M1PVA2.0, (b) M1PVA1.5ST0.5 e (c) M1PVA1.0ST1.0. 111
- Figura 69 – Resultados dos ensaios de flexão de quatro pontos para os compósitos M2PE2.0 e sistemas híbridos: (a) M2PE2.0, (b) M2PE1.5ST0.5 e (c) M2PE1.0ST1.0. 111

Figura 70 - Curvas tensão-deflexão representativas dos compósitos M1PE2.0, M1PE1.5ST0.5 e M1PE1.0ST1.0: (a) Resultados Completos; (b) Até $\delta = 10\text{mm}$.	113
Figura 71 - Curvas tensão-deflexão representativas dos compósitos M1PVA2.0, M1PVA1.5ST0.5 e M1PVA1.0ST1.0: (a) Resultados Completos; (b) Até $\delta = 10\text{mm}$.	114
Figura 72 – Curvas tensão-deflexão representativas dos compósitos M2PE2.0, M2PE1.5ST0.5 e M2PE1.0ST1.0: (a) Resultados Completos; (b) Até $\delta = 10\text{mm}$.	114
Figura 73 - Comparativo entre os valores de tensão de primeira fissura em função do volume de fibras de aço: (a) M1PE e M2PE e (b) M1PVA.	115
Figura 74 - Comparativo entre os valores de tensão máxima em função do volume de fibras de aço: (a) M1PE e M2PE e (b) M1PVA.	115
Figura 75 – Comparativo entre os valores de deflexão máxima: (a) M1PE e M2PE e (b) M1PVA.	116
Figura 76 – Comparativo entre os valores de tenacidade: (a) M1PE e M2PE e (b) M1PVA.	116
Figura 77 – Resultados dos ensaios de flexão com entalhe: (a) M1PVA2.0 e (b) M1PVA1.0ST1.0.	117
Figura 78 – Resultados dos ensaios de flexão com entalhe: (a) M1PE2.0 e (b) M1PE1.0ST1.0.	117
Figura 79 – Resultados dos ensaios de flexão com entalhe: (a) M2PE2.0 e (b) M2PE1.0ST1.0.	118
Figura 80 – Resultados dos ensaios de flexão de três pontos com entalhe: (a) comparativo entre M2PE2.0 e M2PE1.0ST1.0 e (b) padrão de fissuração do compósito M1PE1.0ST2.0;	120
Figura 81 – Flexão com entalhe: M2PVA2.0 e M2PVA1.0ST2.0;	121
Figura 82 – Padrão de Fissuração: (a) M1PVA2.0; (b) M1PVA1.0ST2.0;	121
Figura 83 – Compósito M1PVA2.0 submetido à flexão de três pontos cíclica: (a) resultados até $\text{CMOD}=4.0\text{mm}$ e (b) até $\text{CMOD}=0.6\text{mm}$.	122
Figura 84 – Compósito M1PVA1.0ST1.0 submetidos à flexão de três pontos cíclica: (a) resultados até $\text{CMOD}=4.0\text{mm}$ e (b) até $\text{CMOD}=0.6\text{mm}$.	122
Figura 85 – Compósito M2PE2.0 submetido à flexão de três pontos cíclica: (a) resultados até $\text{CMOD}=4.0\text{mm}$ e (b) até $\text{CMOD}=0.6\text{mm}$.	123
Figura 86 – Compósito M2PE1.0ST1.0 submetido à flexão de três pontos cíclica: (a) resultados até $\text{CMOD}=4.0\text{mm}$; (b) $\text{CMOD}=0.6\text{mm}$.	123
Figura 87 – Comparação entre os resultados obtidos nos ensaios de flexão cíclica: (a) compósitos M1PVA2.0 e M1PVA1.0ST1.0 e (b) compósitos M2PE2.0 e M2PE1.0ST1.0.	125

Figura 88 – Evolução da rigidez ao longo dos ciclos: (a) rigidez secante e (b) rigidez normalizada.	125
Figura 89 – Energia dissipada ao longo dos cíclicos: (a) energia dissipada; (b) energia acumulada.	127
Figura 90 – Energia dissipada acumulada até o 8º ciclo (CMOD=0,5mm).	127
Figura 91 – Efeito-escala na tração direta: (a) M1PE2.0_PEQ e (b) M1PE2.0_GD.	128
Figura 92 – Efeito-escala na tração direta: (a) M1PVA2.0_PEQ e (b) M1PVA2.0_GD.	128
Figura 93 – Efeito-escala na tração direta: (a) M2PE2.0_PEQ e (b) M2PE2.0_GD.	129
Figura 94 – Estudo do efeito-escala: Padrão de fissuração das diferentes geometrias utilizadas para o compósito M1PVA2.0. (a) M1PVA2.0_PEQ; (b) M1PVA2.0_GD.	131
Figura 95 – Efeito da geometria do corpo de prova na resposta mecânica à tração: (a) M1PE2.0; (b) M1PVA2.0. (c) M2PE2.0.	132
Figura 96 – Efeito-escala na flexão: (a) M1PE2.0-PEQ; (b) M1PE2.0-GD;	133
Figura 97 – Efeito-escala na flexão: (a) M1PVA2.0-PEQ; (b) M1PVA2.0-GD;	134
Figura 98 – Efeito-escala na flexão: (a) M2PE2.0-PEQ; (b) M2PE2.0-GD;	134
Figura 99 – Diagramas de força x deslocamento das vigas REF-BEAM e RB-M1PVA2.0.	136
Figura 100 – Diagramas de força x deslocamento obtidos para as vigas: (a) RB-M1PVA2.0, RB-M1PE2.0, RB-M1PVA1.0ST1.0; (b) RB-M2PE2.0_1, RB-M2PE2.0_2, RB-M2PE1.0ST1.0;	137
Figura 101 – Comparativo entre os diagramas de força por deslocamento obtidos para as vigas M2PE2.0_1 e M2PE2.0_2.	139
Figura 102 – Comparativo entre os diagramas de força por deslocamento obtidos para as vigas ensaiadas: (a) M1PVA2.0 e M1PE2.0 e (b) M1PE2.0 e M2PE2.0_2.	140
Figura 103 – Comparativo entre os diagramas de força-deslocamento obtidos para as vigas em questão: (a) M1PVA2.0 e M1PVA1.0ST1.0 e (b) M2PE2.0_2 M2PE1.0ST1.0.	140
Figura 104 – Procedimento adotado para o cálculo dos diagramas de momento-curvatura.	142
Figura 105 – Diagramas de momento x curvatura das vigas REF-BEAM, RB-M1PVA2.0, RB-M1PE2.0 e RB-M1PVA1.0ST1.0: (a) primeira etapa e (b) segunda etapa de carregamento.	143

- Figura 106 – Diagramas de momento x curvatura das vigas REF-BEAM, RB-M2PE2.0_1, RB-M2PE2.0_2, RB-M2PE1.0ST1.0: (a) primeira etapa e (b) segunda etapa de carregamento. 143
- Figura 107 – Deformações medidas nas vigas REF-BEAM, RB-M1PVA2.0, RB-M1PE2.0 e RB-M1PVA1.0ST1.0 referentes à primeira etapa de carregamento: (a) deformação na face superior e (b) deformação na armadura de aço. 144
- Figura 108 – Deformações medidas nas vigas REF-BEAM, RB-M1PVA2.0, RB-M1PE2.0 e RB-M1PVA1.0ST1.0 referentes à segunda etapa de carregamento: (a) Deformação na face superior e (b) Deformação na armadura de aço. 144
- Figura 109 – Deformações medidas nas vigas REF-BEAM, RB-M2PE2.0_1, RB-M2PE2.0_2 e RB-M2PE1.0ST1.0 referentes à primeira etapa de carregamento: (a) Deformação na face superior e (b) Deformação na armadura de aço. 145
- Figura 110 – Deformações medidas nas vigas REF-BEAM, RB-M2PE2.0_1, RB-M2PE2.0_2, RB-M2PE1.0ST1.0 na segunda etapa de carregamento: (a) Deformação na face superior e (b) Deformação na armadura de aço. 145
- Figura 111 – Evolução das deformações na armadura de aço na segunda etapa de carregamento em função do tempo: (a) resultados até a ruptura da viga e (b) detalhe dos resultados até $t = 600s$. 146
- Figura 112 – Determinação da deformação no SHCC utilizando a hipótese de seções planas. 146
- Figura 113 – Localização da fissura na camada de SHCC: (a) viga RB-M2PE2.0_2 e (b) viga RB-M2PE1.0ST1.0. 148
- Figura 114 - Posição da linha neutra em função do momento fletor para a viga de referência e para as vigas reparadas com SHCC. 149
- Figura 115 – Viga REF-BEAM na flecha correspondente a $L/250$. 149
- Figura 116 – Vigas após o descarregamento: (a) RB-M1PVA2.0, (b) RB-M1PE2.0, (c) RB-M1PVA1.0ST1.0, (d) RB-M2PE2.0_1, (e) RB-M2PE2.0_2 e (f) RB-M2PE1.0ST1.0. 150
- Figura 117 – Vigas reparadas em $\delta=L/250$: (a) RB-M1PVA2.0, (b) RB-M1PE2.0, (c) RB-M1PVA1.0ST1.0, (d) RB-M2PE2.0_1, (e) RB-M2PE2.0_2 e (f) RB-M2PE1.0ST1.0. 151
- Figura 118 – Crescimento da abertura máxima de fissura até $t=600s$: (a) primeira etapa de carregamento e (b) segunda etapa de carregamento. 152
- Figura 119 – Crescimento da abertura de fissura até a ruptura das vigas. 153
- Figura 120 –Momento fletor em função do crescimento da abertura de fissuras até a variação de 1mm: (a) primeira etapa de carregamento e (b) segunda etapa de carregamento. 154

Figura 121 – Modo de ruptura das vigas. (a) REF-BEAM, (b) RB-M1PVA2.0, (c) RB-M1PE2.0, (d) RB-M1PVA1.0ST1.0, (e) RB-M2PE2.0_1, (f) RB-M2PE2.0_2 e (g) RB-M2PE1.0ST1.0.	155
Figura 122 – Ensaio Cíclico: M1PVA2.0.	172
Figura 123 – Ensaio Cíclico: M1PVA1.0ST1.0.	172
Figura 124 – Ensaio Cíclico: M2PE2.0.	172
Figura 125 – Ensaio Cíclico: M2PE1.0ST1.0.	173
Figura 126 – Tração Direta (a) M1PE2.0; (b) M1PE1.5ST0.5. (c) M1PE1.0ST1.0.	174
Figura 127 – Tração Direta (a) M1PVA2.0; (b) M1PVA1.5ST0.5. (c) M1PVA1.0ST1.0.	174
Figura 128 – Tração Direta (a) M2PE2.0; (b) M2PE1.5ST0.5. (c) M2PE1.0ST1.0.	174
Figura 129 – Flexão de quatro pontos: (a) M1PE2.0, (b) M1PE1.5ST0.5 e (c) M1PE1.0ST1.0.	175
Figura 130 – Flexão de quatro pontos: (a) M1PVA2.0, (b) M1PVA1.5ST0.5 e (c) M1PVA.0ST1.0.	175
Figura 131 – Flexão de quatro pontos: (a) M2PE2.0, (b) M2PE1.5ST0.5 e (c) M2PE1.0ST1.0.	175
Figura 132 - Efeito-escala na tração direta: corpos de prova pequenos (D=34mm): (a) M1PE2.0, (b) M1PVA2.0 e (c) M2PE2.0.	176
Figura 133 – Efeito-escala na tração direta : corpos de prova grandes (D=68mm): (a) M1PE2.0, (b) M1PVA2.0 e (c) M2PE2.0.	176
Figura 134 - Efeito-escala na flexão: M1PE2.0 (a) corpo de prova pequeno e (b) grande.	177
Figura 135 - Efeito-escala na flexão: M1PVA2.0 (a) corpo de prova pequeno e (b) grande.	177
Figura 136 - Efeito-escala na flexão: M2PE2.0 (a) corpo de prova pequeno e (b) grande.	177
Figura 137 – Ensaios estruturais: padrão de fissuração das vigas após os ensaios: (a) REF-BEAM. (b) RB-M1PVA2.0, (c) RB-M1PE2.0, (d) RB-M1PVA1.0ST1.0, (e) RB-M2PE2.0_1, (f) RB-M2PE2.0_2 e (g) RB-M2PE1.0ST1.0.	178

Lista de Tabelas

Tabela 1 – Propriedades de diferentes fibras utilizadas na produção de compósitos SHCC.	27
Tabela 2 – Propriedades mecânicas à tração de compósitos cimentícios do tipo SHCC produzidos com diferentes fibras.	28
Tabela 3 - Propriedades das fibras utilizadas.	60
Tabela 4 – Composição das matrizes utilizadas (kg/m ³)	60
Tabela 5 - Proporção das misturas utilizadas (kg/m ³).	61
Tabela 6 - Índices de Consistência das Matrizes.	64
Tabela 7 - Índices de Consistência dos Compósitos.	65
Tabela 8 - Resistência à compressão axial das matrizes.	69
Tabela 9 - Propriedades à tração direta do compósito M1PE2.0.	74
Tabela 10 – Resultados dos ensaios de tração direta utilizando barra e cola.	76
Tabela 11 - Procedimento de carregamento para o ensaio cíclico.	80
Tabela 12 – Composição do concreto utilizado nas vigas.	86
Tabela 13 – Características das Vigas Utilizadas.	86
Tabela 14 – Resultados obtidos para os compósitos M1PE2.0, M1PVA2.0 e M1ST2.0.	93
Tabela 15 – Resultados dos ensaios de tração direta.	99
Tabela 16 – Resultados dos ensaios de flexão para o compósito M1ST2.0.	108
Tabela 17 – Resultados dos ensaios de flexão de quatro pontos.	112
Tabela 18 – Resultados dos ensaios de flexão de três pontos com entalhe.	119
Tabela 19 – Resultados dos ensaios de flexão com entalhe cíclico.	124
Tabela 20 – Energia dissipada nos ensaios cíclicos.	124
Tabela 21 – Resultados dos ensaios de tração direta: estudo do efeito-escala.	129
Tabela 22 – Resultados dos ensaios de flexão: estudo do efeito-escala.	135
Tabela 23 – Ensaio estruturais: primeira etapa de carregamento.	137
Tabela 24 – Ensaio estruturais: segunda etapa de carregamento.	138

Tabela 25 – Comparativo entre as deformações máximas dos compósitos SHCC obtidas nos ensaios estruturais e nos ensaios de tração direta. 147

“Here comes the Sun”.
George Harrison.

1 Introdução

1.1. Panorama Geral

Materiais cimentícios como concreto, argamassas e pastas de cimento são amplamente utilizados pela humanidade, uma vez que possuem diversas vantagens frente a outros materiais de construção, entre elas, facilidade de produção e transporte, durabilidade, boa resistência ao fogo e versatilidade de aplicação, podendo ser moldados nos mais variados formatos [1,2]. Estes materiais, entretanto, possuem a desvantagem de apresentar comportamento frágil e baixa resistência à tração, sendo suscetíveis à formação de fissuras geradas por retração e por solicitações mecânicas, demandando a utilização de reforços para viabilizar aplicações em larga escala [3].

Uma alternativa à utilização de reforços convencionais é a introdução de fibras dispersas aleatoriamente na matriz, que podem substituir parcialmente as armaduras e reduzir a abertura das fissuras, contribuindo para aumentar a durabilidade. Por utilizarem reforços discretos, os materiais reforçados por fibras possuem grande versatilidade de aplicação e já vêm sendo utilizados em muitas situações práticas, como pisos industriais [4], concreto projetado [5], estruturas pré-moldadas [6] e barragens de concreto [7].

Por questões práticas e econômicas, geralmente são utilizadas baixas frações volumétricas de fibras, inferiores a 1%, o que faz com que estes materiais apresentem baixa ductilidade com queda de resistência após a fissuração da matriz, em um comportamento conhecido como *strain-softening* ductilidade [8]. Esta característica limita suas aplicações em situações de carregamentos extremos, como terremotos, impacto e explosões, onde as estruturas são sujeitas a elevadas deformações e forças.

Neste contexto, uma nova classe de materiais cimentícios fibrosos com ganho de resistência pós-fissuração, ou *hardening*, vem sendo desenvolvida. Conhecidos como SHCC (*Strain Hardening Cementitious Composites*), são materiais

caracterizados por elevada ductilidade e tenacidade com manutenção ou ganho de resistência pós-fissuração, associado à formação de múltiplas fissuras de abertura controlada [9].

Nas últimas décadas, o desenvolvimento e comportamento mecânico de compósitos do tipo SHCC foi amplamente estudado [10]. Os estudos experimentais foram acompanhados pelo desenvolvimento de modelos teóricos que visam explicar seu comportamento e pela criação de um método de dosagem que permite otimizar o volume de fibras conhecido como modelo micromecânico, apresentado por Leung e Li [11]. Atualmente, as fibras mais utilizadas para produzir estes materiais são as de PVA (*polyvinyl alcohol*), geralmente utilizadas em frações volumétricas em torno de 2% [12].

O uso de fibras de PVA, entretanto, é limitado, uma vez que estas fibras possuem natureza hidrofílica, o que faz com que elas desenvolvam elevada adesão química com a matriz. A elevada adesão faz com que as fibras sofram significativo dano no processo de arrancamento e estejam suscetíveis à ruptura prematura por delaminação [13, 14]. Uma forma de evitar que isto ocorra é utilizar fibras de alta resistência e com baixa afinidade por moléculas de água, como fibras de polietileno, que possibilitam produzir compósitos SHCC utilizando matrizes de elevada resistência [15,16].

Uma desvantagem das fibras de polietileno, entretanto, é a elevada razão de aspecto, que aliada ao baixo fator água-cimento de matrizes de alta resistência, conduz a uma dispersão ruim das fibras e a uma baixa trabalhabilidade do compósito [17]. Outro fator que dificulta a utilização destas fibras é o elevado custo se comparado às fibras tradicionais, como aço e polipropileno e aos outros componentes do concreto, o que acaba por inviabilizar a aplicação do material em larga escala.

Uma maneira de melhorar as propriedades mecânicas e reológicas desses compósitos e reduzir o custo de produção é através da utilização de reforços híbridos. De acordo com Bentur e Mindess [3], a hibridização pode ser definida como a combinação de duas ou mais fibras com objetivo de otimizar o sistema como um todo e obter a máxima sinergia. Com isso, a utilização de fibras de aço em conjunto com as fibras poliméricas de PVA e polietileno pode ser uma opção promissora para melhorar a reologia e resistência de tais compósitos [18,19].

Nesse sentido, o presente trabalho busca avaliar o comportamento mecânico de compósitos cimentícios do tipo SHCC, utilizando fibras de PVA e polietileno e duas diferentes matrizes, de resistência comum e de alta resistência e avaliar o efeito da substituição parcial das fibras poliméricas por fibras de aço no comportamento mecânico do SHCC, mediante a realização de ensaios de tração direta e flexão.

Outro tema importante estudado foi o efeito da geometria dos corpos de prova na resposta mecânica dos compósitos, um aspecto importante para avaliar a viabilidade de aplicação deste material em situações de grande escala e para que futuramente possam ser desenvolvidas normas técnicas que permitam a sua aplicação prática.

A capacidade de suportar elevadas deformações com manutenção ou ganho de resistência faz com que estes materiais sejam alvo de diversos estudos visando aplicações práticas, como por exemplo, para a realização de reparos e reforços estruturais [20–22]. Há poucos estudos, entretanto, que avaliam o efeito da utilização de diferentes fibras e de diferentes matrizes no comportamento mecânico em sistemas de reparo e não há estudos sobre a viabilidade da substituição parcial das fibras poliméricas por fibras de aço, mostrando a importância do presente estudo acerca do tema.

1.2. Objetivos

Os objetivos dessa pesquisa incluem:

- Avaliar e comparar o comportamento mecânico de compósitos cimentícios do tipo SHCC produzidos com fibras de PVA e UHMWPE (*Ultra-High Molecular Weight Polyethylene*) utilizando matrizes de resistência comum e de alta resistência, através de ensaios de tração direta, flexão de quatro pontos em placas e flexão de três pontos em prismas com entalhe.

- Investigar o efeito da utilização de corpos de prova de diferentes geometrias (efeito-escala) no comportamento mecânico à tração direta e flexão destes compósitos, utilizando fibras de PVA e UHMWPE e matrizes de resistência comum e de alta resistência.

- Estudar o efeito da substituição parcial das fibras de PVA e UHMWPE por fibras de aço no comportamento mecânico destes compósitos. Observar também o

efeito dessa substituição no padrão de fissuração dos compósitos, através da medição do espaçamento e abertura de fissuras em microscópio estereoscópico.

- Estudar o efeito da substituição parcial das fibras de PVA e UHMWPE por fibras de aço na reologia dos compósitos, mediante a realização de ensaios de espalhamento (*Flow Table Test*), conforme a norma brasileira NBR 13276 [23].

- Avaliar o efeito da aplicação de camadas desses materiais na zona tracionada de vigas de concreto armado sujeitas a dano prévio, com objetivo de atestar sua viabilidade como material de reparo estrutural. Para tanto, vigas de concreto armado foram carregadas até uma determinada flecha que corresponde ao escoamento da armadura e em seguida foram descarregadas para a aplicação do reforço. O padrão de fissuração das vigas foi avaliado a partir de análises de fotos tiradas no decorrer dos ensaios e através de campos de deformação gerados por DIC (*Digital Image Correlation* - Correlação Digital de Imagens).

1.3. Estrutura da Dissertação

O Capítulo 1 traz uma introdução ao tema, os objetivos da pesquisa e a organização da dissertação.

O Capítulo 2 apresenta uma revisão bibliográfica acerca do tema, mostrando a evolução histórica do desenvolvimento de SHCC, dos modelos teóricos que explicam seu comportamento e uma revisão sobre o efeito-escala e sobre aplicações estruturais deste tipo de material.

O Capítulo 3 apresenta as propriedades das matrizes e fibras utilizadas e os procedimentos adotados para a realização dos ensaios.

O Capítulo 4 apresenta os resultados dos ensaios experimentais e as discussões acerca o tema.

O Capítulo 5 apresenta as conclusões e oferece sugestões de trabalhos futuros acerca do tema.

2 Revisão bibliográfica

2.1. Compósitos Cimentícios do Tipo SHCC

Compósitos cimentícios do tipo SHCC (*Strain Hardening Cementitious Composites*) podem ser definidos como materiais de matriz cimentícia, geralmente reforçados por microfibras poliméricas, sendo as mais comuns as fibras de PVA, em uma proporção maior ou igual a 2% em volume, caracterizados pelo desenvolvimento de múltiplas fissuras de abertura controlada e pela manutenção ou ganho de resistência pós-fissuração [24]. A resposta mecânica dos SHCC, entretanto, não deve ser confundida com o fenômeno de endurecimento plástico (*hardening*), uma vez que a matriz deixa de apresentar continuidade durante o processo de fissuração [3].

O comportamento de *strain hardening*, ou ganho de resistência pós-fissuração, faz com que esses materiais se diferenciem dos compósitos cimentícios reforçados por fibras tradicionais, que se caracterizam por queda de resistência pós-fissuração e pela formação de uma única fissura, um comportamento também conhecido como *strain softening* [25], como mostrado na Figura 1.

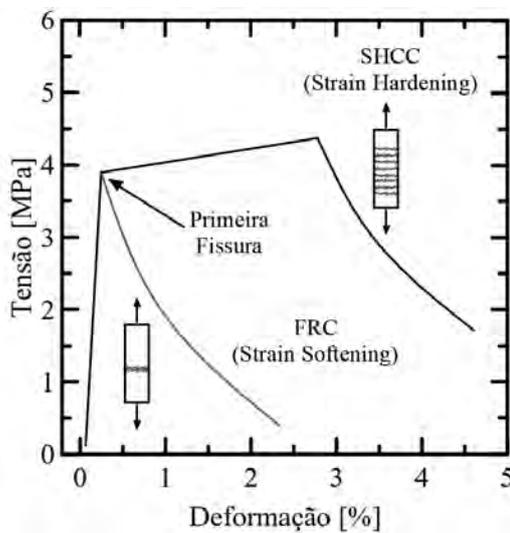


Figura 1 – Resposta à tração direta de compósitos cimentícios reforçados por fibras [25].

As primeiras ocorrências de SHCC remontam à década de 70, quando Ali et al. [26] relataram comportamento de múltipla fissuração em compósitos cimentícios produzidos com fibras de vidro com 10 a 40mm de comprimento. Esses compósitos foram produzidos utilizando frações volumétricas entre 2 e 8%, o que permitiu atingir deformações últimas de até 1%. Os resultados foram muito aquém dos compósitos produzidos atualmente, que chegam a deformações últimas superiores a 4% [9].

De acordo com Naaman [10], o termo “*strain hardening*” foi utilizado pela primeira vez no ano de 1978, para descrever ganho de resistência e ductilidade observado em compósitos cimentícios ensaiados à tração e produzidos com 2% de fibras de aço com ganhos nas extremidades. Também em 1978, Naaman e Shah [27] reportaram a ocorrência de múltipla fissuração em ensaios de tração direta e flexão realizados em compósitos cimentícios que continham 2,5% de fibras de aço de 25mm de comprimento alinhados com a direção do carregamento.

Na década de 80, uma tendência que permeou o desenvolvimento dos compósitos SHCC foi a tentativa de se introduzir volumes cada vez maiores de fibras à matriz cimentícia, o que culminou no desenvolvimento do SIFCON [28], obtido a partir da utilização de elevados volumes de fibras de aço, entre 5 e 12%. Mais tarde ocorreu o desenvolvimento do SIMCON [29], uma versão melhorada do SIFCON, também com elevado volume de fibras. Apesar de atingirem resistência e deformações elevadas, o excessivo volume de fibras utilizado e a necessidade de técnicas especiais de produção, como o processo de infiltração de pasta de cimento tornavam a produção e aplicação destes materiais inviáveis.

No início da década de 90, diversos estudos foram desenvolvidos com objetivo de otimizar o volume de fibras necessário para produção dos compósitos com múltipla fissuração, culminando com o desenvolvimento do ECC (*Engineered Cementitious Composites*) por Li e colaboradores [30–32]. Os ECC eram uma nova classe de materiais, produzidos com volumes relativamente baixos de fibras poliméricas, em torno de 2%. O diferencial destes materiais estava em uma nova metodologia de dosagem baseada em princípios micromecânicos [33], que permitia não só estimar o mínimo volume de fibras necessário para a ocorrência de *strain hardening*, mas também balancear as propriedades das fibras, da matriz e da interface fibra-matriz [34,35], de modo a se produzir tais compósitos da forma mais otimizada possível.

No início dos anos 2000, a nomenclatura dos compósitos foi modificada com objetivo de padronizar o tratamento pela comunidade científica. Desde então, a sigla SHCC (*Strain Hardening Cementitious Composites*) passou a ser utilizada para designar todos os compósitos com comportamento de múltipla fissuração e ganho ou manutenção de resistência pós-fissuração, incluindo os ECC [25].

Os trabalhos de Li e sua equipe são considerados um divisor de águas no desenvolvimento de compósitos SHCC, uma vez que permitiram ajustar diferentes matrizes, como matrizes de alta resistência inicial [48, 49], autoadensáveis [38] e de baixa densidade [39,40] para obtenção do comportamento diferenciado de múltipla fissuração [9]. Os primeiros estudos baseados na nova metodologia de dosagem foram desenvolvidos utilizando matrizes de baixa resistência e fibras de polietileno de alta densidade, as quais possuem elevada razão de aspecto e elevada resistência, além de baixa adesão química com a matriz cimentícia [41].

Logo em seguida, entretanto, as ferramentas proporcionadas pela dosagem micromecânica abriram espaço para a produção de SHCC utilizando os mais variados tipos de fibras. O caso mais emblemático foi a utilização das fibras de PVA (álcool polivinílico). De acordo com Jiang [42], fibras de PVA são caracterizadas por uma elevada resistência à tração (acima de 900MPa) e baixo módulo de elasticidade (em torno de 40GPa). Estas fibras possuem elevada durabilidade e resistência ao ambiente alcalino no concreto e boa capacidade de dispersão na matriz. Além disso, apresentam custo relativamente baixo se comparadas às fibras de polietileno [43]. De natureza hidrofílica, essas fibras eram consideradas impróprias para se atingir o *strain hardening*, uma vez que a excessiva adesão química e friccional entre fibra e matriz conduzia à ruptura prematura das fibras no processo de arrancamento e conduzia a mecanismos de ruptura frágeis [44].

A limitação das fibras de PVA foi logo superada com estudos que visavam ajustar as propriedades da interface fibra-matriz de modo a reduzir a adesão. Li et al. [13] mostraram que o tratamento da superfície das fibras com óleo poderia efetivamente alterar as propriedades de adesão química e aderência friccional. O tratamento superficial permitiu aos compósitos produzidos com 2,5% de fibras de PVA atingir deformações de até 4% e resistência última superior a 5MPa sob tração direta, comportamento semelhante ao obtido com a fibra de polietileno de alta densidade anos antes.

Li et al [35] também abordaram melhorias na interface fibra-matriz com objetivo de melhorar a ductilidade e mostraram que 0,3% de óleo era o mínimo necessário para a obtenção de um comportamento de *strain hardening*. Os autores também mostraram que a capacidade de deformação do compósito crescia de maneira aproximadamente linear à medida que se aumenta a fração de óleo utilizado no tratamento das fibras.

Desde então, diversos estudos envolvendo o desenvolvimento e aplicações de SHCC foram desenvolvidos, sendo que grande parte desses trabalhos utilizaram as fibras de PVA. Outro fator que explica o predomínio de estudos envolvendo fibras de PVA é a sua menor razão de aspecto se comparada às fibras de polietileno, o que permite obter compósitos de melhor trabalhabilidade. Além disso, diversos estudos mostram que as fibras de PVA possuem melhor sinergia com matrizes de baixa resistência, ao passo que as fibras de polietileno conduzem a melhores resultados com matrizes mais densas e de alta resistência [8].

Apesar do predomínio do PVA, outras fibras já foram estudadas para produção de SHCC, como fibras de polipropileno de alta tenacidade (HTPP) [45–47], fibras de aço lisas [48] e retorcidas [49], fibras poliméricas de alta performance, como fibras de polietileno de alta densidade (HDPE), Aramida e PBO [15]. A Tabela 1 mostra as propriedades mecânicas de diferentes fibras utilizadas, onde L_f é o comprimento da fibra, d_f é o diâmetro, E_f é o módulo de elasticidade, σ_u é a tensão máxima e ρ é o peso específico.

Tabela 1 – Propriedades de diferentes fibras utilizadas na produção de compósitos SHCC.

Fibra	L_f (mm)	d_f (μm)	E_f (GPa)	σ_u (MPa)	ρ (g/m^3)	Ref.
PVA	12	40	40	1600	1,3	[50–52]
HDPE	6 a 12	20	80	2500	0,97	[15,53,54]
Aramida	6	12	74	3400	1,39	[15]
PBO-AS	6	13	180	5800	1,56	[15]
Aço (L)*	13	160	210	2500	7,8	[48]
Aço (R)*	30	300	210	2065	7,8	[49]
HTPP	10	12	6	850	0,91	[46]
Curauá	20	70 a 100	30 a 80	600 a 1100	1,42	[55,56]

* Aço (L) = Fibras de aço lisas; Aço (R) = Fibras de aço retorcidas.

Recentemente, foram realizados estudos utilizando fibras naturais. Zukowski et al. [55] e Soltan et al. [56] apresentaram o desenvolvimento de compósitos SHCC utilizando fibras curtas de Curauá, uma planta original do Brasil. Mendonça [57] apresentou uma tentativa de se produzir esses materiais utilizando fibras curtas de Juta. Apesar de não atingir o *strain hardening* em tração direta, os materiais desenvolveram múltipla fissuração quando sujeitos a flexão de quatro pontos.

A Tabela 2 mostra propriedades mecânicas obtidas na literatura para compósitos SHCC produzidos com diferentes fibras. Onde V_f é o volume de fibras utilizado, σ_{pf} é a tensão de primeira fissura, σ_u é a tensão máxima e ϵ_u é a deformação máxima.

Como pode-se observar, compósitos produzidos com fibras de maior módulo de elasticidade e resistência, como fibras de aço, Aramida e PBO, atingem maiores valores de tensões, mas têm a capacidade de deformação reduzida. Este comportamento está relacionado não apenas às propriedades mecânicas das fibras, mas também às propriedades da interface fibra-matriz, como adesão química e aderência friccional, que são distintas para cada fibra.

Tabela 2 – Propriedades mecânicas à tração de compósitos cimentícios do tipo SHCC produzidos com diferentes fibras.

Fibra Utilizada	V_f (%)	σ_{pf} (MPa)	σ_u (MPa)	ϵ_u (%)	Referência
PVA	2,0	3,0	4,6	2,8	[8]
HDPE	2,0	3,8	7,6	3,9	[15]
Aramida	2,0	6,3	9,4	1,4	[15]
PBO	2,0	5,5	9,8	1,4	[15]
Aço (L)	2,5	4,5	6,1	0,2	[48]
Aço (R)	2,0	1,9	13,0	1,3	[49]
HTPP	2,0	2,1	2,6	2,7	[46]
Curauá	4,0	1,8	1,9	0,8	[55]

De modo geral, os compósitos SHCC são caracterizados pela formação de múltiplas fissuras de pequena abertura (menores que 100 μ m), as quais podem ser parcialmente ou totalmente fechadas com o tempo. Esse fenômeno, conhecido como autocicatrização (*self-healing*), permite a recuperação de parte das propriedades mecânicas do material e foi estudado por Yang et al. [58] e por

Sahmaran e Li [59]. Outro aspecto importante dos SHCC é a durabilidade e o comportamento de longa duração. Magalhães et al. [60] estudaram a estabilidade térmica do SHCC produzido com fibras de PVA sujeitos a temperaturas entre 90°C e 250°C e temperatura ambiente, ensaiados em tração direta, flexão e compressão. Os resultados mostraram que o SHCC está sujeito a degradação térmica, uma vez que ocorre substancial redução na capacidade de deformação. Essa resposta está associada à degradação e decomposição da fibra de PVA, uma vez que a fusão da fibra se inicia em torno de 200°C, como mostrado por Magalhães et al. [61].

Oliveira et al. [51] estudaram o efeito da temperatura e umidade no comportamento mecânico de SHCC reforçados com fibras de PVA sujeitos a tração direta. Foram utilizadas três temperaturas (22, 60 e 100°C) e diferentes umidades internas (95, 50, 20 e 0%). Os resultados mostraram que o aumento na umidade interna reduz a adesão fibra-matriz, promovendo acréscimo em termos de capacidade de deformação e redução da resistência de primeira fissura. Também foi observado que a degradação da interface fibra-matriz afeta de forma significativa a deformação, a fluência específica e o padrão de fissuração das amostras.

Boshoff e van Zijl [62] estudaram o efeito da taxa de carregamento, a fluência à tração e a retração por secagem de compósitos SHCC com fibras de PVA. Os resultados mostraram que o aumento da taxa de deformação promove aumento na resistência de primeira fissura e reduz a capacidade de deformação. Os autores observaram que a retração dos compósitos é pouco influenciada pelas fibras de PVA, permanecendo próxima à retração de uma pasta sem fibras. Também estimaram uma taxa de deformação por fluência de 0.68mm/m após 8 meses de ensaio.

Boshoff [63] estudou a fluência desses materiais em corpos de prova com entalhe sujeitos à tração direta. A partir dos resultados, pôde-se concluir que a deformação aumenta de forma significativa ao longo do tempo, o que está associado a um aumento da abertura das fissuras e à abertura de novas fissuras ao longo do tempo. A evolução da abertura das fissuras do SHCC sujeito a carregamento constante ao longo do tempo também foi observada por Boshoff e Adendorff [64] e por Boshoff et al. [65].

2.2. Produção de SHCC com Reforços Híbridos

De acordo com Bentur e Mindess [3], a hibridização pode ser definida como a utilização simultânea de duas ou mais fibras com objetivo de obter compósitos com características únicas, permitindo otimizar o sistema e obter máxima sinergia. Conforme apresentado por Banthia e Gupta [66], existem três principais formas de hibridização. A primeira consiste na associação de diferentes fibras com objetivo de melhorar as propriedades mecânicas do compósito. Um exemplo é a utilização de fibras de aço em conjunto com fibras de polipropileno, como estudado por Monteiro et al. [67].

A segunda forma consiste na utilização de fibras de diferentes tamanhos, como microfibras e macrofibras de aço, para promover reforço em diferentes escalas do material (reforço multiescala), como estudado por Rambo et al. [68]. A última consiste na utilização de fibras com propósitos distintos dentro da matriz, como fibras naturais para realização de cura interna e fibras de aço para melhoria da resistência.

Compósitos SHCC são geralmente produzidos com fibras poliméricas de baixo módulo, como as fibras de PVA. Neste sentido, a adição de fibras de elevado módulo e resistência, como fibras de aço, oferece uma alternativa para o aumento da resistência dos compósitos e permite obter materiais com propriedades intermediárias, como mostrado na Figura 2. Por este motivo, este tipo de hibridização vem sendo estudado por diversos autores [69,70].

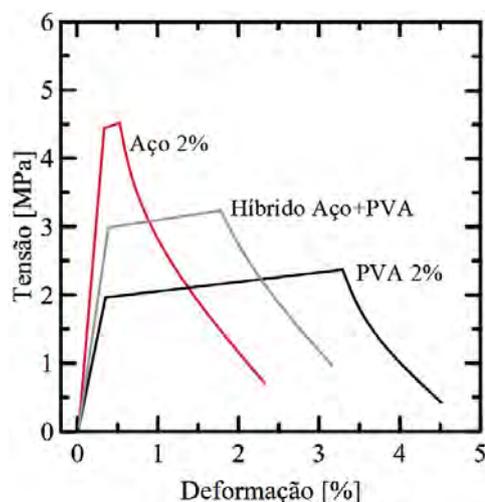


Figura 2 – Resposta Mecânica de Compósitos SHCC utilizando reforços híbridos [69].

Além disso, as fibras de aço apresentam boa adesão química com matrizes cimentícias [71]. A elevada adesão aumenta a força de arrancamento e permite que as fibras sejam utilizadas de forma mais eficiente, contribuindo de forma positiva para a resistência e rigidez dos compósitos.

Ahmed et al. [72] estudaram a hibridização entre fibras de aço e PVA e aço e polietileno mediante ensaios de flexão de quatro pontos, em prismas de 300x75x20mm, curados por 28 dias. A fração volumétrica das fibras foi mantida constante em 2,5%, para permitir a mistura e dispersão das fibras de modo uniforme. Os resultados mostraram que os compósitos reforçados com fibras de aço apresentaram maior resistência, enquanto que aqueles produzidos com fibras de PVA e polietileno apresentaram maior ductilidade. Entre os híbridos, os compósitos com fibras de aço e PVA apresentaram maior resistência e menor capacidade de deflexão que aqueles com fibras de aço e polietileno. Segundo o autor, este comportamento está associado ao fato de que as fibras de polietileno possuem menor adesão e maior resistência se comparadas com as fibras de PVA e portanto, possuem menor probabilidade de romper durante o arrancamento da matriz.

Ahmed et al. [18] estudaram o comportamento à tração direta de compósitos cimentícios com comportamento *strain-hardening* utilizando combinações híbridas de fibras de aço de 13mm e polietileno de 12mm e 18mm, com diferentes proporções de fibras (entre 0,5 e 2%). Os resultados mostraram que a combinação de 0,5% de fibras de aço com 1,5% de fibras de polietileno permite obter os melhores resultados em termos de capacidade de deformação (acima de 6%). Além disso, foi possível observar que o aumento no comprimento das fibras de polietileno aumenta consideravelmente a capacidade de deformação. Também foi observado que a adição de areia é prejudicial ao comportamento de múltipla fissuração.

Uma aplicação promissora de compósitos reforçados por fibras híbridas é para situações de altas temperaturas, uma vez que as fibras poliméricas costumam se degradar em baixas temperaturas. Neste sentido, as fibras de aço podem ajudar a manter o comportamento mecânico do compósito em temperaturas mais elevadas. Esta aplicação foi estudada por Li et al. [73] através de ensaios de condutividade térmica e de flexão em SHCC produzidos com fibras de Aço e PVA, variando a temperatura de 25 a 900°C. Os resultados mostraram que a fusão das fibras de PVA gera a formação de canais na matriz, o que permite a evaporação da água e evita ruptura explosiva (*fire spalling*). Além disso, observou-se que a resistência à flexão

é afetada pelo aumento da temperatura, principalmente devido à degradação da fibra de PVA. De acordo com os autores, a partir de 800°C, ocorre oxidação das fibras de aço e a capacidade de transmissão de tensões dessas fibras nas fissuras é perdida.

Deshpande et al. [74] apresentaram o desenvolvimento de SHCC utilizando fibras curtas de PVA de 12mm e fibras de aço torcidas de 25 mm de comprimento, com objetivo de manter o comportamento de *strain-hardening* em altas temperaturas. Os autores mostraram que a adição de fibras de aço com fração volumétrica em torno de 1% aliada a uma fração de 2% de fibras de PVA permite obter maior capacidade de deformação e maior resistência a tração. Também mostraram que a fração de 2% de fibras de PVA representa uma quantidade mínima para obtenção de *strain-hardening*. Neste trabalho, o aumento no volume de fibras de aço reduziu a resistência à compressão, devido a reação expansiva entre o revestimento de zinco dessas fibras e a matriz.

O comportamento dinâmico de compósitos reforçados por fibras híbridas Aço-PVA foi estudado por Soe et al. [75]. Os autores mostraram que a capacidade de deformação dos compósitos híbridos é reduzida com o aumento da taxa de carregamento. A resistência ao impacto de SHCC híbridos (aço+PVA) foi estudada por Soe et al. [76] mediante a realização de ensaios balísticos, mostrando que o reforço híbrido aumenta a resistência ao impacto e a absorção de energia desses compósitos.

Outra vantagem de se utilizar reforços híbridos é a possibilidade de reduzir os custos de produção do compósito. Yu et al. [77] avaliaram a substituição parcial das fibras de PVA, por fibras recicladas de politereftalato de etileno (PET), 8 vezes mais baratas que as fibras de PVA. Foram utilizadas misturas com um volume total de 2% de fibras e variando a fração de PET de 0 até 1%. Foram testadas fibras de PET sem tratamento superficial e com tratamento utilizando hidróxido de sódio e agentes de acoplamento de silano para melhorar a adesão química e a aderência friccional entre fibra e matriz.

O potencial da hibridização foi avaliado com base nos índices de performance para ocorrência de *strain-hardening* (PSH), os quais foram determinados com base nos critérios de energia e de resistência da micromecânica. Os resultados mostraram que a substituição de PVA por PET reduz a capacidade de deformação do compósito e reduz a resistência à tração, além de aumentar a abertura das fissuras. Entretanto, mesmo com 50% de PET, o comportamento de múltipla fissuração

continua a ocorrer e os compósitos continuam apresentando uma capacidade satisfatória de controle de abertura de fissuras. Além disso, a análise do ciclo de vida dos materiais mostrou que a utilização de PET reduz em até 20% o consumo de energia na produção e em 40% o custo do material.

Lu et al. [78] avaliaram a substituição de fibras de PVA por fibras de PET reciclado e a utilização simultânea de ambas as fibras. Foram utilizadas fibras com comprimento de 12mm e diâmetro de 39 μ m, e um volume total de 2% de fibras. Os resultados de ensaios de tração direta mostraram que a substituição das fibras de PVA por fibras de PET reduz a capacidade de deformação e aumenta a abertura de fissuras. De acordo com os autores, a adesão das fibras de PET com a matriz é baixa, o que prejudica a transferência de tensões e faz com que a abertura das fissuras seja maior. A utilização de uma mistura híbrida com 1% PVA e PET se mostrou viável, uma vez que as fibras de PVA garantem o comportamento de *strain hardening* e as fibras de PET reduzem o custo do material.

Pakravan e Jamshidi [79] estudaram o comportamento de *strain-hardening* em compósitos cimentícios produzidos com fibras de PVA e polipropileno. A ductilidade de compósitos com fibras de PVA é limitada pela sua elevada adesão com a matriz. Para resolver esse problema, os autores propuseram a substituição de parte destas fibras por fibras de polipropileno, as quais são mais baratas e possuem a característica de serem hidrofóbicas, o que faz com que tenham uma menor adesão com a matriz, permitindo obter compósitos de maior ductilidade.

Os resultados mostraram que a substituição de PVA por polipropileno aumenta a capacidade de deformação em até 72%, enquanto a resistência à tração se reduz em apenas 17%. Para explicar a diferença, o autor realizou ensaios de *pullout* com as fibras e mostrou que as fibras de PVA tendem a se romper antes de serem arrancadas da matriz, enquanto as fibras de polipropileno apresentam comportamento contrário e permitem uma absorção de energia muito maior.

Ali e Nehdi [80] avaliaram a hibridização entre fibras de PVA e SMA (*shape memory alloy*) com objetivo de produzir SHCC com capacidade de autocicatrização (*self-healing*). O estudo mostrou que a utilização destas fibras em conjunto melhora a resistência e a capacidade de deformação dos compósitos, além de apresentar resultados benéficos no que diz respeito à autocicatrização, uma vez que os materiais apresentaram boa recuperação de suas propriedades mecânicas com o tempo.

O impacto econômico e ambiental da utilização de SHCC com fibras híbridas aço-PVA foi estudado por Yu et al. [48]. Os autores mostraram que além das melhorias no comportamento mecânico do material, a utilização de reforços híbridos reduz de forma considerável o custo de produção do compósito. Isso ocorre devido ao menor custo das fibras de aço se comparadas às fibras de PVA. Os autores mostraram, entretanto, que a utilização de fibras de aço aumenta o impacto ambiental do material, uma vez que a produção de aço produz mais emissões de CO₂ que a produção de PVA.

Zhou et al. [81] estudaram a hibridização entre fibras de aço e polietileno de alta densidade em matrizes de alta resistência. Os resultados mostraram que a substituição das fibras poliméricas por aço aumenta a trabalhabilidade, reduz a deformação última e reduz a tensão de primeira fissura e tensão máxima. A redução das resistências vai de encontro a resultados obtidos por Ahmed et al. [18] e mostram que ainda há necessidade de estudos adicionais sobre o efeito das fibras de Aço em SHCC de alta resistência.

2.3. Micromecânica do SHCC

Desde meados do século XX, diversos estudos foram realizados com objetivo de explicar os mecanismos que levam ao processo de múltipla fissuração em compósitos reforçados por fibras. Em 1971, Aveston et al. [82] apresentaram os primeiros critérios para a ocorrência de múltiplas fissuras em compósitos cimentícios considerando fibras contínuas e transferência de tensões através de fricção entre fibra e matriz.

Os autores dividiram a resposta mecânica dos materiais em três estágios principais: um primeiro estágio correspondente ao comportamento elástico do compósito, anterior ao surgimento da primeira fissura, onde fibra e matriz se encontram em estágio elástico-linear. Em seguida, um estágio de múltipla fissuração, onde a deformação última da matriz já foi excedida e um último estágio, onde as fibras são alongadas até se romper. Este modelo ficou conhecido como modelo de ACK e é válido apenas para compósitos reforçados por fibras contínuas, uma vez que não considera o fenômeno do arrancamento, que geralmente ocorre com fibras curtas.

Aveston et al. [82] estabeleceram os primeiros critérios para ocorrência de múltipla fissuração baseados na regra das misturas, que diz que as propriedades mecânicas dos materiais podem ser estimadas mediante uma média ponderada das propriedades dos componentes individuais, conforme mostrado na Eq. 2.1, que mostra o cálculo da tensão de primeira fissura do compósito σ_{pf} , onde V_m e V_f são as frações em volume da matriz e fibra, σ_m é a resistência do matriz e σ_f é a tensão na fibra no instante da primeira fissura.

$$\sigma_{pf} = V_m \cdot \sigma_{mu} + V_f \cdot \sigma_f \quad (2.1)$$

De acordo com Bentur e Mindess [3], para elevados volumes de fibras, a tensão máxima do compósito σ_u passa a ser governada pela resistência da fibra σ_{fu} e a Eq. 2.1 pode ser reescrita considerando apenas o seu segundo termo, conforme mostrado na Eq. 2.2.

$$\sigma_u = V_f \cdot \sigma_{fu} \quad (2.2)$$

A interseção entre as retas descritas pela Eq. 2.1 e 2.2 permite obter o volume crítico, definido como o mínimo volume de fibras necessário para a ocorrência de múltipla fissuração, o qual pode ser calculado através da Eq. 2.3, para compósitos reforçados por fibras longas alinhadas com a direção do carregamento, considerando a tensão na fibra $\sigma_f = (E_f/E_m)\sigma_m$, como descrito por Li e Wu [30].

$$V_{crit} = \frac{\sigma_{mu}}{\sigma_{fu} + \left(1 - \frac{E_f}{E_m}\right) \cdot \sigma_{mu}} \quad (2.3)$$

Conforme ponderado por Bentur e Mindess [3], esta equação fornece uma aproximação grosseira para o volume crítico, uma vez que se baseia na regra das misturas, que é válida apenas no trecho de comportamento elástico do compósito, antes da fissuração. Além disso, esta abordagem não leva em conta fenômenos inerentes ao processo de fissuração dos compósitos, como abertura e crescimento das fissuras e o processo de descolamento e arrancamento das fibras.

Em 1973, Aveston e Kelly [83], estenderam o modelo de Aveston et al. [82] e desenvolveram expressões analíticas para o estudo da interação entre fibra e matriz em compósitos reforçados por fibras alinhadas em duas e três dimensões,

considerando o fenômeno de descolamento entre fibra e matriz. Segundo os autores, após a fissuração da matriz, a tensão interfacial de cisalhamento entre fibra e matriz aumenta até que ocorra o descolamento da fibra, a partir do qual passa a ocorrer transferência combinada de tensões de cisalhamento elástico e de atrito. Neste estágio, o fenômeno de múltipla fissuração passa a ser controlado pelos parâmetros que regem a transferência de tensões entre fibra e matriz, através do chamado comprimento de transmissão.

Baseados em conceitos de mecânica da fratura, Marshall e Cox [84,85] estabeleceram formulações analíticas para a propagação estável de fissuras (*steady-state crack propagation*) em matrizes frágeis reforçadas por fibras contínuas, uma condição essencial para a ocorrência de múltipla fissuração. De acordo com Marshall e Cox [85], em uma região suficientemente distante da ponta da fissura, as tensões transmitidas através das fibras $\sigma(\delta)$ equilibram as tensões geradas pelo carregamento externo σ_a , resultando em uma fissura de abertura aproximadamente constante $2\delta_a$, como mostrado na Figura 3.

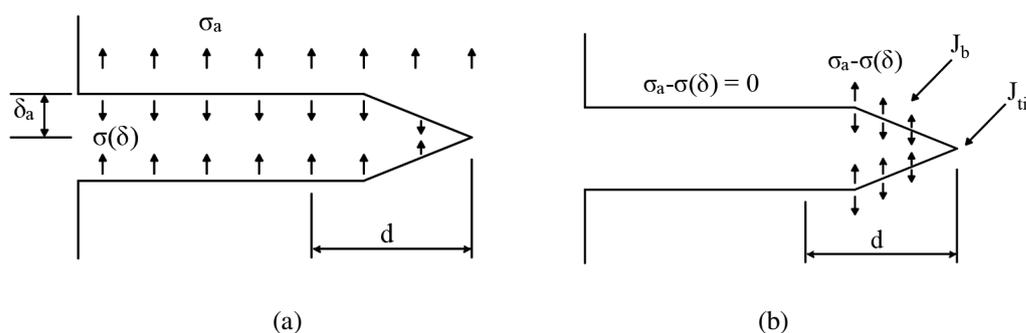


Figura 3 – Mecanismos de fissuração: (a) propagação de fissuras do tipo Steady-State e (b) carregamentos aplicados na região da fissura. Adaptado de Curosu [85].

Na região próxima à ponta da fissura, entretanto, as tensões resultantes possuem valor máximo e a propagação estável da fissura depende de um equilíbrio tênue de energia, que pode ser estabelecido conforme o método da integral-J proposto por Rice [86], mostrado na Eq. 2.4.

$$J_b + J_{tip} = 0 \quad (2.4)$$

Onde J_b é contribuição das forças aplicadas na superfície da fissura e J_{tip} é a contribuição da ponta da fissura, também conhecida como energia de fratura, ou tenacidade à fratura.

Na Eq. 2.4, a parcela J_b pode ser calculada a partir da integral de tensões na região da ponta da fissura, conforme a Eq. 2.5, considerando a soma das tensões externas e as tensões transmitidas nessa região pelas fibras.

$$J_b = - \int_0^{\delta_a} [\sigma_a - \sigma(\delta)] d\delta \quad (2.5)$$

Já a parcela J_{tip} pode ser calculada através da Eq. 2.6, onde K é o fator de intensidade de tensões do compósito, E é o módulo de elasticidade da matriz e ν é o coeficiente de Poisson.

$$J_{tip} = \frac{K^2(1 - \nu)}{E^2} \quad (2.6)$$

Desse modo, a Eq. 2.4 pode ser reescrita da forma mostrada na Eq. 2.7, que relaciona as tensões na ponta da fissura com o carregamento aplicado, conforme demonstrado por Marshall e Cox [85]. Nesta expressão, a integral representa as forças transmitidas pelas fibras ao longo da ponta da fissura.

$$\frac{K^2(1 - \nu)}{E^2} = \sigma_a \cdot \delta_a - \int_0^{\delta_a} \sigma(\delta) d\delta \quad (2.7)$$

De acordo com Marshall e Cox [85] o fator K pode ser relacionado com o fator de intensidade de tensões da matriz não reforçada K_m a partir da expressão mostrada na Eq. 2.8, onde E é o módulo de elasticidade do compósito e E_m é o módulo de elasticidade da matriz.

$$K = K_m \cdot \frac{E}{E_m} \quad (2.8)$$

Substituindo a expressão de K na Eq. 2.7, a fórmula para o cálculo da tenacidade J_{tip} pode ser reescrita como mostrado na Eq. 2.9, a seguir.

$$J_{tip} = \frac{E \cdot K_m^2(1 - \nu)}{E_m^2} = \sigma_a \cdot \delta_a - \int_0^{\delta_a} \sigma(\delta) d\delta \quad (2.9)$$

A partir da expressão para a tenacidade J_{tip} , estabelece-se o critério para a propagação de fissuras estáveis do tipo *Steady-State*, atualmente conhecido como

Cr terio da Energia [32]. Segundo o cr terio, dado pela Eq. 2.10, a tenacidade   fratura deve ser menor que a energia complementar do compósito J'_b , para que a fissura se propague de forma estável, com tensão constante σ_a e abertura constante δ_a . Caso contrário, a abertura da fissura cresce de forma instável, levando   ruptura do compósito antes que se formem novas fissuras [47]. A energia complementar pode ser definida como a energia correspondente a uma tensão limite σ_b suportada pelas fibras presentes na região da fissura.

$$J_{tip} \leq \sigma_b \cdot \delta_b - \int_0^{\delta_b} \sigma(\delta) d\delta = J'_b \quad (2.10)$$

O cr terio da energia   representado de forma esquemática na Figura 4.

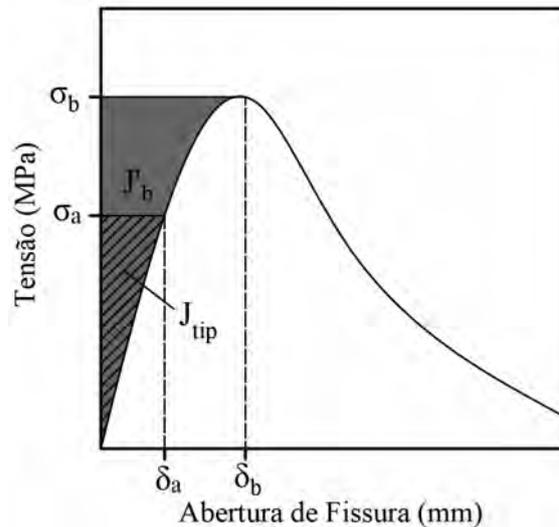


Figura 4 – Gráfico de tensão por abertura de fissuras. Adaptado de Curosu [8].

No início da década de 90 diversos estudos foram desenvolvidos com objetivo de estender os cr terios de múltipla fissura o aos compósitos cimentícios reforçados por fibras curtas e dispersas aleatoriamente na matriz. Em 1991, Li et al. [87] mostraram que para estes compósitos, as rela oes entre tensão e abertura de fissuras são influenciadas pelas tensões transmitidas pelas fibras através das fissuras e pela distribui o estatística das fibras na matriz, conforme mostrado na Eq. 2.11, a seguir.

$$\sigma(\delta) = V_f \int_{\phi=0}^{2\pi} \int_{z=0}^{(L_f/2)\cos\theta} \sigma_s(\delta, \Phi, z) p(\Phi) p(z) dz d\Phi \quad (2.11)$$

Onde $p(\Phi)$ e $p(z)$ representam funções de densidade de probabilidade para o ângulo de orientação e distância das fibras em relação ao plano das fissuras, σ_s representa a tensão transmitida pelas fibras ao longo da fissura e δ é a abertura da fissura. Desse modo, obtendo-se uma expressão para σ_s , seria possível obter a relação entre tensão e abertura de fissuras.

Essa relação foi estabelecida por Li [88] em 1992, como mostrado na Eq. 2.12, levando em conta parâmetros micromecânicos que regem o fenômeno de fissuração de compósitos reforçados por fibras curtas, entre eles o coeficiente de restrição ao arrancamento (*snubbing fator*), diâmetro e razão de aspecto, fração volumétrica e resistência ao arrancamento das fibras [32].

$$\sigma(\delta) = \begin{cases} \sigma_b \left[2 \left(\frac{\delta}{\delta_0} \right)^{\frac{1}{2}} - \frac{\delta}{\delta_b} \right], & \text{se } \delta \leq \delta_b \\ \sigma_b \left(1 - \frac{2\delta}{L_f} \right)^2, & \text{se } \delta_b \leq \delta \leq \frac{L_f}{2} \\ 0, & \text{se } \frac{L_f}{2} \leq \delta \end{cases} \quad (2.12)$$

Onde σ_b é a tensão máxima que as fibras podem suportar ao longo de uma dada fissura (*maximum bridging stress*), a qual pode ser calculada pela Eq. 2.13 e corresponde a uma máxima abertura de fissura, que pode ser obtida pela Eq. 2.14.

$$\sigma_b = \frac{g\tau V_f L_f}{2d_f} \quad (2.13)$$

$$\delta_b = \frac{\tau L_f^2}{[E_f d_f (1 + \eta)]} \quad (2.14)$$

Onde, τ é a aderência friccional, V_f é a fração em volume de fibras, L_f e d_f são o comprimento e diâmetro das fibras, respectivamente, g é o chamado fator de restrição, que leva em conta a interação fibra-matriz, definido de acordo com o coeficiente de restrição f , conforme a Eq. 2.15 e η é um fator adimensional dado pela Eq. 2.16.

$$g = 2 \left(1 + e^{\frac{f\pi}{2}} \right) / (4 + f^2) \quad (2.15)$$

$$\eta = \left(\frac{V_f E_f}{V_m E_m} \right) \quad (2.16)$$

Sendo V_m a fração em volume da matriz e E_f e E_m os módulos de elasticidade da fibra e da matriz, respectivamente.

Substituindo as Eq. 2.12, 2.13 e 2.14 na Eq. 2.10, é possível estabelecer uma expressão para o cálculo da Energia Complementar J'_b baseada nos parâmetros micromecânicos, como mostrado na Eq. 2.17, a seguir.

$$J'_b = \frac{1}{12} g \tau^2 V_f \left(\frac{L_f^3}{d_f^2} \right) \frac{1}{(1 + \eta) E_f} \quad (2.17)$$

Adicionalmente, utilizando as Eq. 2.9 e 2.17, o critério de energia pode ser reescrito em função de parâmetros micromecânicos, conforme apresentado na Eq. 2.18.

$$\frac{E \cdot K_m^2 (1 - \nu)}{E_m^2} \leq \frac{1}{12} g \tau^2 V_f \left(\frac{L_f^3}{d_f^2} \right) \frac{1}{(1 + \eta) E_f} \quad (2.18)$$

A partir da Eq. 2.18, é possível isolar a variável V_f e obter o volume crítico, ou mínimo volume de fibras necessário para a ocorrência de *strain hardening*, baseado no critério de energia para propagação de fissuras do tipo *Steady-State*, o qual é dado pela Eq. 2.19, conforme apresentado por Li [32].

$$V_f \geq V_{crit} = \frac{12 J_{tip}}{g \tau \left(\frac{L_f}{d_f} \right) \delta_b} \quad (2.19)$$

Comparando a Eq. 2.3 com a Eq. 2.16 para o volume crítico, sendo a primeira obtida a partir de uma abordagem de materiais compósitos e a segunda obtida a partir de considerações da mecânica da fratura, é possível ver que a segunda fornece uma expressão muito mais completa e que leva em consideração parâmetros fundamentais no processo de fissuração de compósitos.

Adicionalmente ao critério de energia, outro requisito importante para a ocorrência de *strain-hardening* é o chamado critério de resistência, mostrado na Eq. 2.20, que diz que a tensão de primeira fissura da matriz (σ_{crit}) deve ser menor que a máxima tensão da ponte de fissuras, ou máxima tensão que pode ser transmitida

pelas fibras ao longo da fissura (*maximum bridging stress* – σ_b). Este critério deve ser satisfeito para que o início de uma fissura leve a abertura de fissuras em outros pontos da matriz, uma vez que a resistência das fibras é maior que a resistência da matriz em regiões não-fissuradas.

$$\sigma_{crit} < \sigma_b \quad (2.20)$$

Levando em conta o critério de resistência (Eq. 2.17), fica evidente que para a obtenção de compósitos com comportamento de *strain hardening* é desejável um baixo valor de tensão de primeira fissura (σ_{crit}) e um elevado valor de σ_b , que por sua vez é diretamente proporcional ao volume de fibras, à razão de aspecto e à aderência friccional. Um volume de fibras muito elevado, entretanto, pode implicar em maiores custos de produção e reduzir a trabalhabilidade [13].

Considerando o critério de energia (Eq. 2.15), é desejável utilizar matrizes de baixa tenacidade, fibras com elevada razão de aspecto e que possuam elevada aderência friccional com a matriz. Conforme ponderado por Li [35], entretanto, uma aderência friccional muito alta pode levar à abrasão da superfície das fibras durante o arrancamento, o que pode causar a ruptura prematura das fibras. Como descrito anteriormente, este é o motivo para o tratamento superficial das fibras de PVA com óleo, visando reduzir a aderência friccional. Além disso, é desejado que a fibra possua módulo de elasticidade baixo, o que explica, entre outros fatores, na utilização de fibras poliméricas em detrimento das fibras de aço [8].

O estabelecimento dos critérios de energia e resistência e o consequente entendimento dos mecanismos que levam à múltipla fissuração na microescala, lançaram a base para a dosagem eficiente dos compósitos SHCC. A utilização dos critérios permite ajustar parâmetros da fibra, da matriz e da interface fibra-matriz, de modo a se produzir os compósitos com o mínimo volume de fibras possível, o que ficou conhecido como Dosagem Micromecânica [32].

De acordo com Li [33], satisfazer os critérios da energia e da resistência e ao mesmo tempo manter boa trabalhabilidade, boa resistência à compressão e baixo custo de produção, representa um desafio para a obtenção de tais compósitos. Neste sentido, no final da década de 90 e início dos anos 2000, diversos trabalhos foram desenvolvidos com objetivo de estudar a influência de parâmetros da matriz e das fibras no comportamento mecânico de compósitos SHCC.

Li et al. [89] estudaram o efeito do fator água-cimento e do fator areia/cimento sobre o comportamento de compósitos do tipo SHCC reforçados com fibras de PVA. O autor concluiu que um aumento na fração de agregados conduz a um maior módulo de elasticidade do compósito. Entretanto, resultados de ensaios de fratura mostraram que esse aumento na proporção de areia promove um aumento na tenacidade à fratura da matriz, aumentando o volume crítico de fibras necessário. Um comportamento semelhante foi obtido ao reduzir o fator água/cimento.

Estudo semelhante foi realizado por Li [13], o qual também chegou à conclusão que uma fração elevada de areia prejudica o comportamento. De acordo com o autor, a presença de areia promove um aumento da tenacidade à fratura e um aumento da aderência friccional da fibra com a matriz, o que gera abraço das fibras e piora em sua capacidade de transferência de tensões ao longo da fissura. O autor pondera que esse efeito pode ser reduzido ao reduzir a granulometria do agregado.

Sasmal e Avinash [90] também estudaram o efeito do fator água/cimento e do fator areia/cimento. A partir de ensaios de flexão de quatro pontos e ensaios de fratura, os autores mostraram que o aumento no fator água/cimento de 0,3 para 0,4 aumenta a adesão química entre fibra e matriz, melhorando o comportamento pós-pico do compósito, mas reduzindo a resistência. Além disso, um aumento do fator areia/cimento de 0,5 para 0,6 melhora o comportamento de *strain-hardening* ao melhorar a aderência friccional entre fibra e matriz.

Paul e Van Zijl [91] avaliaram a influência da utilização de areias muito finas, com granulometria inferior a 0,3mm e areias de maior granulometria (entre 1,7mm e 2,36mm). Os autores concluíram que o aumento da granulometria do agregado aumenta a tenacidade à fratura e reduz o módulo de elasticidade, aumentando consideravelmente a tenacidade da matriz, o que aumenta a largura das fissuras e é prejudicial para o critério de energia.

O efeito do fator água/cimento também foi estudado por Yang et al. [92]. Os autores concluíram que a redução do fator água/cimento leva a um aumento da aderência friccional entre fibra e matriz e um aumento da tenacidade à fratura, devido a aumento da compacidade da matriz. Esses parâmetros levam a um aumento da energia complementar e a uma redução da tenacidade da matriz, o que é prejudicial para a ocorrência de *strain-hardening*.

Li e Yang [93] avaliaram a utilização de agregados reciclados finos no comportamento do SHCC com fibras de PVA. Os autores mostram que a utilização

dos agregados reciclados pode ser vantajosa para o compósito, uma vez que a fraca ligação entre os agregados reciclados e a matriz pode levar a menor resistência e menor tenacidade à fratura da matriz, ajudando a satisfazer os parâmetros micromecânicos. Esses agregados, entretanto, devem ser usados em uma granulometria correta (a menor possível) e em quantidades não muito grandes, uma vez que o aumento na sua quantidade promove aumento da tenacidade à fratura.

Chang Lin [38] estudou o efeito da adição de cinza volante para produção de SHCC alto adensável com fibras de PVA. Para avaliar tal efeito, o autor produziu quatro diferentes matrizes, variando a proporção entre cinza volante e cimento de 0 até 4 e realizou testes de reologia (*flow table*) e ensaios de tração e compressão. O autor concluiu que o acréscimo na proporção de cinza volante conduz a um compósito com melhor trabalhabilidade e com resistência menor, mas favorece o comportamento de múltipla fissuração, permitindo alcançar maiores capacidades de deformação e fissuras de menor abertura.

Wang e Li [94] avaliaram a influência substituição parcial do cimento por cinza volante em compósitos do tipo SHCC. Os autores mostraram que o aumento no teor de cinza volante tende a reduzir a aderência química na interface fibra-matriz e a tenacidade da matriz, além de aumentar a aderência friccional, contribuindo para atingir deformações de até 4,5%. Além disso, a adição da cinza volante contribuiu na trabalhabilidade da mistura facilitando a uniformidade das fibras o elevado volume de cinza volante e para aumentar os índices de sustentabilidade do material, devido a menores emissões de dióxido de carbono, assim como baixos consumos de energia. Além disso, os autores mostram que a presença de microdefeitos na matriz é importante para permitir o desenvolvimento destas fissuras.

Jun e Mechtcherine [95] estudaram a produção de SHCC com fibras de PVA. Os autores mostraram que a substituição parcial do cimento por cinza volante é benéfica por melhorar a reologia no estado fresco, reduzir o consumo de cimento e o mais importante, por introduzir microdefeitos, que induzem a formação de microfissuras em diversos pontos da matriz. Esses microdefeitos são causados por uma grande quantidade da adição que não é consumida pela hidratação e permanecem como inclusões na matriz cimentícia. Além disso, os autores mostraram que o diâmetro dos agregados deve se situar entre 0,06mm e 0,20mm para permitir uma distribuição homogênea das fibras.

Felekoglu et al. [46] avaliaram o efeito da trabalhabilidade, dos procedimentos de mistura e das condições de cura sobre o comportamento mecânico dos compósitos SHCC produzidos com fibras de polipropileno de alta tenacidade. Para tanto, os autores avaliaram dois tipos de matrizes, uma com baixa trabalhabilidade (LF) e outra com elevada trabalhabilidade (HF), variando a proporção de superplastificante na mistura. Os autores utilizaram três diferentes métodos de mistura, variando a velocidade e a capacidade do equipamento. Também foram avaliados três diferentes métodos de cura: cura ao ar por 28 dias, cura em água por 28 dias e cura em água por 7 dias e ar por mais 21 dias.

Os resultados mostraram que a coesão da matriz deve ser alta para facilitar uma melhor dispersão da fibra. Desse modo, o tempo de fluxo do cone de Mars entre 2 e 35s é considerado mais apropriado. A aglomeração de fibras foi significativamente reduzida com um maior tempo de mistura, maior velocidade de mistura e um misturador com maior torque. Além disso, a cura em água foi benéfica para aumentar a adesão interfacial com as fibras hidrofóbicas de polipropileno.

De acordo com Yu et al. [96], um dos desafios atuais das pesquisas envolvendo compósitos cimentícios é o desenvolvimento de compósitos que atinjam elevadas resistências a compressão, acima de 200MPa e ao mesmo tempo, mantenham a elevada capacidade de deformação, aliando as propriedades dos chamados UHPC (*Ultra High Performance Concrete*) com as do SHCC.

Para que matrizes de elevada resistência atinjam o comportamento de SHCC é necessário utilizar fibras poliméricas especiais de elevada resistência e elevado módulo de elasticidade, que tenham capacidade de resistir a tensões elevadas a serem transferidas através das fissuras.

Entre as fibras disponíveis no mercado, as mais utilizadas para tal fim são as fibras de polietileno de alta densidade (HDPE), PBO e Aramida. Além disso, tais matrizes devem possuir uma maior compactidade, para que haja maior a adesão entre a fibra e matriz, permitindo uma maior transferência de tensões sem que a fibra venha a deslizar e para que haja uma maior compatibilidade com as fibras, que geralmente possuem baixos diâmetro (em torno de 20 μ m).

Uma das formas de se atingir tal objetivo é substituindo parte do cimento e da cinza volante por microssílica. De acordo com Ranade e Li [16], outro fator importante é a redução da proporção de areia, para permitir uma melhor trabalhabilidade e melhor dispersão das fibras. Nesse caso, o baixo fator

água/cimento e o elevado volume de fibras reduzem consideravelmente a trabalhabilidade da matriz, o que demanda a utilização de superplastificante e uma mistura mais intensiva.

Nessas matrizes o aditivo modificador de viscosidade (VMA) possui a finalidade de evitar a exsudação e segregação da mistura. Entretanto, o mesmo possui o efeito negativo de aumentar a incorporação de ar na mistura, devendo ser usado na proporção correta [97]. Além disso, a natureza hidrofóbica das fibras é outro fator que reduz a sua dispersão e afeta a trabalhabilidade da matriz.

2.3.1 Modelos micromecânicos aplicados a compósitos SHCC produzidos com reforços híbridos

Os modelos micromecânicos apresentados anteriormente foram desenvolvidos considerando a utilização de único tipo de fibra como reforço, permitindo obter o volume crítico, ou mínimo volume de fibras necessário para a ocorrência de múltipla fissuração para uma determinada fibra.

Atualmente, novos estudos foram desenvolvidos com objetivo de expandir e esses modelos para casos mais gerais, permitindo determinar o volume crítico para situações em que duas ou mais fibras são utilizadas em conjunto [77,98,99].

Yu et al. [98,99] investigaram as interações entre fibras de PVA e aço e o efeito destas interações sobre o comportamento mecânico de compósitos SHCC utilizando reforços híbridos. De acordo com os autores, a introdução das fibras de aço altera a relações entre tensão e abertura de fissuras dos compósitos, dadas pela Eq. 2.12. No estudo, os autores consideram que a tensão resultante transmitida ao longo das fissuras $\sigma(\delta)$ pode ser obtida através da soma algébrica entre a tensão transmitida por cada fibra de maneira isolada, considerando o princípio da superposição, como mostrado na Eq. 2.21.

$$\sigma(\delta) = \sum_i \sigma_i(\delta) = \sigma_m(\delta) + \sigma_{PVA}(\delta) + \sigma_{aço}(\delta) \quad (2.21)$$

Onde $\sigma_m(\delta)$ representa a contribuição da matriz, $\sigma_{PVA}(\delta)$ representa a contribuição das fibras de PVA e $\sigma_{aço}(\delta)$ é a parcela referente às fibras de aço.

Para validar o modelo, os pesquisadores realizaram ensaios de tração direta em corpos de prova com entalhe e compararam com previsões teóricas obtidas a

partir da Eq. 2.21. Os resultados mostraram que a premissa adotada na Eq. 2.21 é válida e pode ser utilizada para a previsão das relações tensão-abertura de fissuras destes materiais. Os resultados também mostraram que a introdução das fibras de aço promove aumento da tensão de primeira fissura e da tensão máxima, mas reduz a máxima abertura de fissura, como mostrado na Figura 5. Além disso, o aumento do teor de fibras de aço promove aumento da tenacidade J_{tip} e promove redução da energia complementar do compósito J'_b , sendo ambos fatores desfavoráveis ao critério de energia para múltipla fissuração, o que pode explicar a menor ductilidade dos compósitos SHCCs produzidos com fibras de aço.

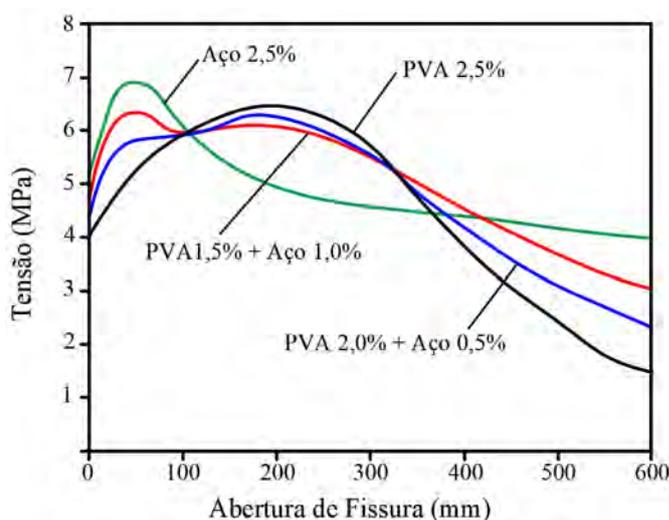


Figura 5 – Relação entre tensão e abertura de fissuras para compósitos produzidos com diferentes combinações entre fibras de aço e PVA [98].

2.4. Macromecânica do SHCC

Compósitos cimentícios com comportamento de *strain hardening* são caracterizados por suportar elevadas deformações com ganho de resistência após a fissuração da matriz. Este comportamento faz com que os materiais sejam alvo de diversos estudos visando atestar a viabilidade de aplicação em situações práticas. Nesse sentido, é fundamental conhecer a os fatores que influenciam a sua resposta mecânica, para verificar se os resultados obtidos nos ensaios experimentais são confiáveis e se repetem em situações de maior escala.

O principal ensaio mecânico utilizado para a caracterização mecânica do SHCC é o ensaio de tração direta, devido ao seu comportamento diferenciado à

tração [100]. A realização deste tipo de ensaio, entretanto, é particularmente desafiadora, uma vez que a matriz cimentícia é extremamente frágil. Não existe uma norma específica que estabeleça padrões para os corpos de prova a serem utilizados, nem para as condições de contorno e carregamento, o que faz com que diferentes grupos de pesquisa adotem variados padrões, dificultando a comparação entre os ensaios obtidos [101].

Um dos grandes desafios deste tipo de ensaio é evitar a concentração de tensões no ponto de fixação do corpo de prova, que pode levar à formação de fissuras indesejadas nesta região. A geometria mais utilizada atualmente é a de *dogbone* ou haltere, composta por bases alargadas e uma seção central reduzida para induzir o surgimento da fissura nesta região, como mostrado na Figura 6.

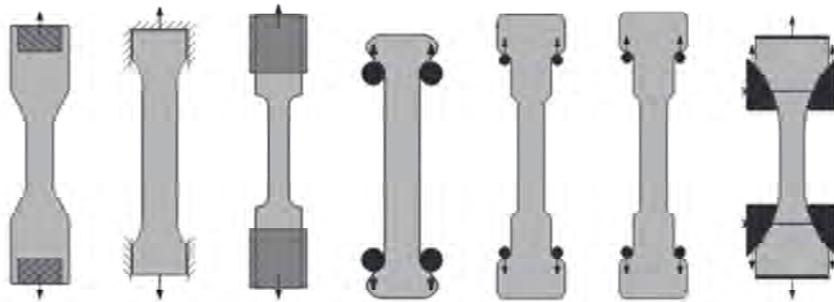


Figura 6 – Diferentes padrões de corpos de prova adotados nos ensaios de tração direta. Adaptado de Wille [100].

Conforme mostrado por Kanakubo [102], que realizou ensaios de tração direta utilizando diferentes geometrias de corpos de prova, fatores como dimensões do corpo de prova, condições de contorno e rigidez do equipamento de ensaio, podem vir a afetar os resultados obtidos neste tipo de ensaio. Além disso, a relação entre o comprimento das fibras e a menor dimensão do corpo de prova e a forma de moldagem do corpo de prova podem induzir o alinhamento de fibras na direção do carregamento, afetando os valores de deformação última. De acordo com Nguyen et al. [103], os valores de deformação também podem ser afetados pelo comprimento de medição, ou *gauge length* utilizado nos ensaios.

Estes ensaios são geralmente realizados utilizando controle por deslocamentos, para permitir a observação do trecho pós-fissuração. Conforme demonstrado por Yang e Li [104], a resposta mecânica do SHCC é extremamente dependente da taxa de deslocamento utilizada, uma vez que parâmetros que regem

o comportamento do compósito, como rigidez e resistência das fibras, tenacidade da matriz e a adesão química entre fibra e matriz variam com taxa de carregamento, aumentando de valor no caso de SHCC produzido com fibras de PVA.

Mechtcherine et al. [105] também estudaram o efeito da taxa de deformação na resposta mecânica de SHCC produzidos com fibras de PVA através de ensaios de tração direta em corpos de prova no formato de haltere, variando a taxa de deformação de 10^{-5} s^{-1} a 50 s^{-1} . O estudo mostrou que o aumento na taxa de carregamento promove um aumento considerável na tensão máxima resistida pelos compósitos. Entretanto, o efeito sobre a capacidade de deformação e energia de fratura varia, sendo observado uma diminuição nessas propriedades quando a taxa de deformação varia de 10^{-5} s^{-1} até 10^{-2} s^{-1} e um aumento quando a taxa varia de 10 a 50 s^{-1} .

Mechtcherine et al. [106] avaliaram o efeito da taxa de carregamento aplicadas em diferentes temperaturas. O estudo mostrou que em temperatura ambiente (22°C) e em 60°C , o aumento na taxa de deformação promove aumento de resistência e redução da capacidade de deformação. Em uma temperatura de 100°C , entretanto, o aumento da taxa de deformação tem efeito contrário e promove queda da resistência e aumento na capacidade de deformação do compósito.

Mechtcherine et al. [107] estudaram o comportamento de compósitos SHCC produzidos com fibras de PVA sujeitos a taxas de deformações ainda maiores, em carregamentos dinâmicos de impacto. Através de ensaios do tipo Barra Hopkinson, os autores mostraram que a capacidade de absorção de energia deste material é extremamente elevada e chega a ser até 50 vezes maior se comparada ao concreto convencional. Também mostraram que a resposta mecânica desses materiais é extremamente dependente da taxa de deformação aplicada, havendo um fator de amplificação dinâmica (*Dynamic Increase Factor*) de 6,7 vezes para a resistência e de 2,4 para a energia de fratura ao se variar a taxa de $0,001 \text{ s}^{-1}$ (carregamento estático) para $140\text{-}180 \text{ s}^{-1}$ (carregamento dinâmico). Segundo os autores, este comportamento está associado ao aumento no número de fissuras desenvolvidas e a uma maior deformação plástica das fibras durante os ensaios dinâmicos.

Curosu et al. [108] investigaram o efeito da utilização de diferentes fibras e de matrizes de alta e baixa resistência no comportamento dinâmico a impacto do SHCC. Os autores mostraram que o aumento na taxa de carregamento aumenta a resistência e trabalho realizado durante o arrancamento das fibras da matriz.

Também mostraram que as matrizes de alta resistência são menos sensíveis à taxa de carregamento, devido a sua microestrutura mais homogênea.

Como demonstrado por Klink et al. [109], outro fator importante que influencia na resposta mecânica dos compósitos SHCC é a idade dos corpos de prova. A degradação da fibra e da interface entre fibra e matriz faz com que o comportamento mecânico seja dependente do tempo, sendo difícil estabelecer uma idade de referência que expresse o comportamento do material ao longo de toda sua vida útil. De acordo com os autores, o efeito da idade é mais acentuado quando se considera longos períodos (acima de 112 dias), quando a capacidade de deformação é significativamente reduzida.

Outro aspecto importante é o chamado efeito-escala, ou efeito do tamanho dos corpos de prova no comportamento mecânico, que pode influenciar de forma expressiva nos resultados. De acordo com Nguyen et al. [110], há duas teorias principais que explicam a influência do efeito-escala sobre a resistência dos materiais, uma primeira estatística, conhecida como Teoria de Weibull e uma segunda determinística, conhecida como teoria de Bazant. A teoria de Weibull, mais conhecida devido a sua simplicidade, diz que corpos de prova maiores tendem a apresentar menor resistência uma vez que possuem maior probabilidade de apresentarem defeitos em suas estruturas internas [111]. De acordo com a teoria, a relação entre as resistências de dois corpos de tamanhos diferentes pode ser expressa através da Eq. 2.21, mostrada a seguir.

$$\frac{\sigma_1}{\sigma_2} = \left(\frac{V_{E2}}{V_{E1}} \right)^{1/m} \quad (2.21)$$

Onde σ_1 e σ_2 são as resistências dos corpos de prova, V_{E1} e V_{E2} são os volumes e m é o chamado módulo de Weibull, o qual representa a distribuição de defeitos no material e está usualmente entre 4.2 e 24 para materiais frágeis como o concreto [112]. Outra interpretação do módulo de Weibull está relacionada à ductilidade do material, ou seja, quanto maior o valor de m , mais dúctil é o material. A teoria de Bazant [113,114] se baseia em uma abordagem determinística e em conceitos de mecânica da fratura e diz que o efeito-escala de materiais quase-frágeis como o concreto pode ser dividido em dois tipos, aos quais o autor chama de Tipo 1 e Tipo 2. A Eq. 2.22, mostra a lei do efeito-escala Tipo 2 [115], que se aplica a

corpos de prova com entalhe suficientemente grande se comparado à zona de fratura.

$$\sigma_N = B f'_t \left(1 + \frac{D}{D_0}\right)^{-\frac{1}{2}} \quad (2.22)$$

Onde σ_N é a resistência nominal, f'_t é a resistência a tração do material, D_0 é um parâmetro que depende da geometria da estrutura, D é o tamanho do elemento estrutural e B é um parâmetro adimensional. Utilizando uma escala logarítmica e plotando o gráfico correspondente à Eq. 2.22, fica evidente que a curva se aproxima de duas assíntotas, como mostrado na Figura 7 (a) e (b), uma horizontal, que representa a resistência nominal do material e uma assíntota inclinada onde a resistência do material é inversamente proporcional ao seu tamanho, baseado em princípios da mecânica da fratura linear elástica (*linear elastic fracture mechanics* - LEFM). Nota-se, pela curva, que quanto maior o tamanho do corpo de prova, mais sua resistência é influenciada pelo trecho decrescente da curva.

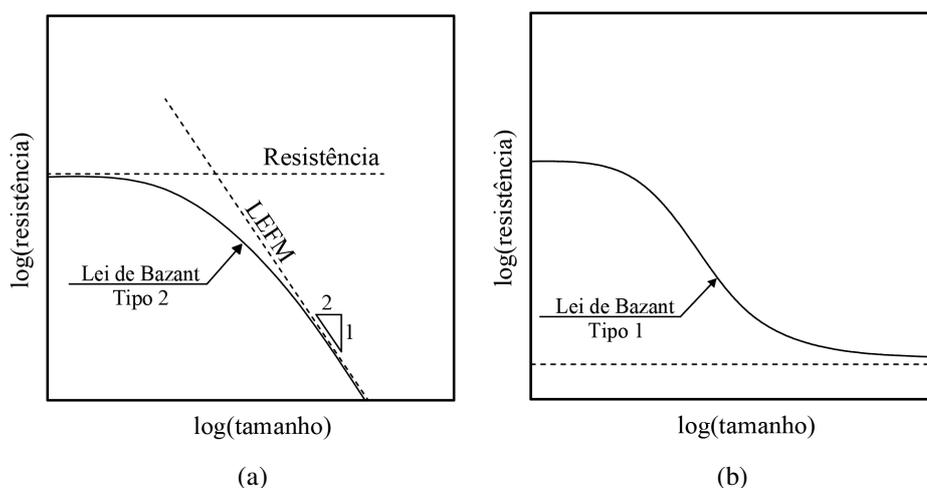


Figura 7 – Lei de Bazant do efeito escala: (a) Tipo 2; (b) Tipo 1. Adaptado de Hoover [108].

A lei de Bazant tipo 1 [114], mostrada na Figura 7 (b) e expressa pela Eq. 2.23, é aplicável a estruturas com chamada “geometria positiva”, que se rompem assim que microfissuras se formam em sua superfície. Neste caso, a tensão σ_N se aproxima de uma assíntota f_r^∞ para elevados valores de D (dimensão característica). Neste trecho, o efeito de microdefeitos pré-existentes, como apresentado por Weibull deixa de influenciar a resistência. O efeito escala descrito

pela lei tipo 1 é negligenciável para corpos de prova muito pequenos, onde o tamanho da estrutura não é tão maior que a zona de fratura.

$$\sigma_N = f_r^\infty \left(1 + \frac{r\lambda D_b}{D + l_p} \right)^{\frac{1}{r}} \quad (2.23)$$

Recentemente, Hoover e Bazant [113] apresentaram uma equação que engloba os dois tipos de efeito-escala, também conhecida como lei não-estatística universal do efeito-escala (*non-statistical universal size effect law* – USEL), a qual considera o efeito combinado do tamanho das estruturas e a profundidade de fissuras pré-existentes ou nós e é dada pela Eq. 2.24, mostrada a seguir.

$$\sigma_N = \left[\frac{E' G_f}{g_0 D + (1 - \lambda) c_f g'_0 + \frac{\lambda E' G_f}{f_r^{\infty 2}}} \right]^{\frac{1}{2}} \cdot \left(1 + \frac{r\lambda D_b}{D + l_p} \right)^{\frac{1}{r}} \quad (2.24)$$

Em que E' é o módulo de elasticidade, G_f é a energia de fratura, c_f é o comprimento característico, λ é um fator empírico de transição entre os tipos 1 e 2 de efeito-escala, f_r^∞ é a tensão nominal para estruturas de tamanho muito elevado, D_b é a profundidade da fissura pré-existente (se houver) e l_p é o comprimento característico da amostra. Para o caso de uma amostra sem entalhe, fazendo $\lambda = 1$ e $g_0=0$, a Eq. 2.22 se converte na Eq. 2.21, referente à lei do efeito-escala tipo 1.

Há poucos estudos na literatura referentes ao efeito-escala de compósitos SHCC, sendo que alguns apresentam conclusões contraditórias entre si. De acordo com Naaman e Reinhardt [25], a resistência em tração direta do SHCC é pouco afetada pelo tamanho, enquanto que as deformações máximas decrescem de forma expressiva à medida que se aumenta o tamanho dos corpos de prova. Jun e Mechtcherine [50] mostraram que o aumento do tamanho do corpo de prova aumenta a deformação máxima do compósito e possui pouco efeito sobre a resistência. Já Roguko et al. [116] mostraram que o aumento do tamanho afeta de forma mais acentuada a resistência e possui pouca influência sobre a deformação máxima.

Nguyen et al. [117] avaliaram o efeito da geometria, do comprimento de medição (*gauge length*) e do volume, no comportamento mecânico de corpos de

prova sujeitos a ensaios de tração direta. Os autores mostraram que a tensão máxima e a tenacidade tendem a diminuir com o aumento das dimensões dos corpos de prova e que a deformação máxima é fortemente afetada pelo aumento do volume, área de seção transversal e comprimento de medição. Também mostraram que o *gauge length* é o fator que mais influencia a ductilidade dos compósitos.

Conforme demonstrado por Lu e Leung [118], o aumento na dimensão dos corpos de prova também pode afetar a distribuição e alinhamento das fibras, que podem passar de uma distribuição unidirecional ou bidimensional para uma distribuição tridimensional, afetando de forma considerável as deformações máximas. Yoo et al. [119] utilizaram as leis de efeito escala de Weibull e Bazant e análises da superfície de fratura para mostrar a influência do efeito-escala no comportamento à flexão de compósitos SHCC produzidos com microfibras de aço.

Os autores demonstraram que tanto a resistência, como a flecha e a tenacidade normalizada são reduzidas com o aumento do tamanho do corpo de prova, mostrando a existência de efeito-escala para este tipo de material. Segundo os autores, esse fenômeno está associado a diferenças na distribuição e alinhamento das fibras para os diferentes tamanhos dos corpos de prova. Também observaram que o aumento na razão de aspecto das fibras torna as amostras menos sensíveis ao efeito-escala.

Nguyen et al. [110] também demonstraram que o aumento das dimensões da amostra promove redução na tensão de primeira fissura e tensão máxima e possui influência expressiva no comportamento mecânico à flexão de compósitos produzidos com microfibras de aço com comportamento de *deflection hardening*.

Asano et al. [120], realizaram ensaios de flexão de quatro pontos utilizando diferentes tamanhos de corpos de prova produzidos com SHCC e concluíram que o aumento do tamanho promove uma redução significativa na tensão máxima e nas deflexões normalizadas, indicando que o material está sujeito a efeito-escala quando submetido a flexão. Resultados contrários foram obtidos por Lepech e Li [121], que concluíram que o aumento do tamanho dos corpos de prova possui efeito negligenciável sobre o comportamento mecânico no SHCC sujeito à flexão. As poucas informações existentes sobre o tema ressaltam a necessidade de estudos adicionais para avaliar a influência do efeito-escala do SHCC tanto em tração como em flexão e a influência da utilização de diferentes tipos de fibras poliméricas neste comportamento.

2.5. Aplicações de SHCC

O comportamento mecânico diferenciado, caracterizado pela capacidade de suportar elevadas deformações com manutenção ou ganho de resistência, associado ao desenvolvimento de fissuras com aberturas inferiores a $100\mu\text{m}$, faz com que o SHCC seja alvo de diversos estudos com objetivo de atestar a sua viabilidade de aplicação em situações práticas.

Lárruson e Fischer [122] mostraram que a substituição do concreto convencional por SHCC permite reduzir a armadura de aço, uma vez que o material mantém resistência residual mesmo após a ruptura e pode trabalhar em conjunto com a armadura, além de reduzir a fissuração na interface com a armadura, como mostrado na Figura 8 (b). Fischer e Li [123] também mostraram que o material permite reduzir ou eliminar por completo armaduras de cisalhamento, tornando vantajosa sua aplicação em estruturas sujeitas a carregamentos sísmicos, como mostrado na Figura 8 (a).

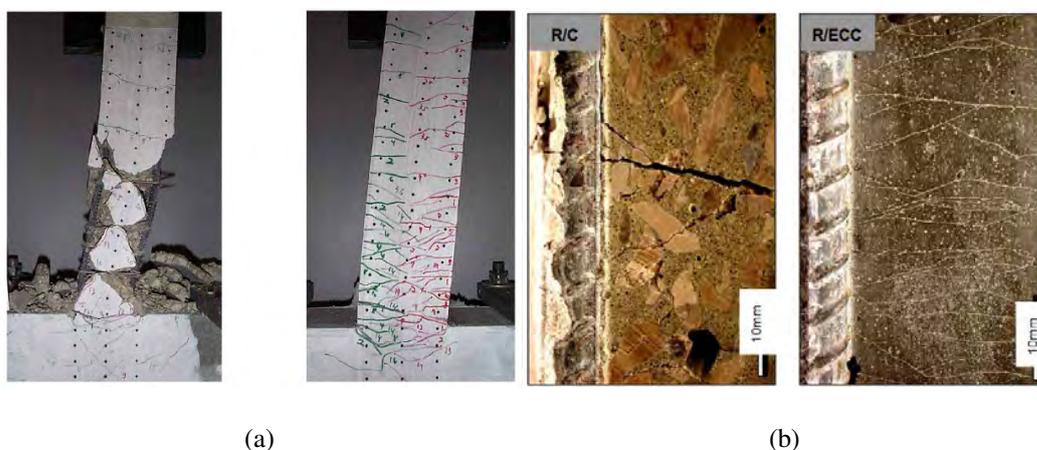


Figura 8 – Exemplos de aplicações de compósitos SHCC: (a) pilar sujeito a carregamento sísmico e (b) redução da Fissuração na Interface Aço-Concreto [9].

Lepech e Li [124] estudaram a viabilidade de aplicação de SHCC para substituição de juntas de dilatação de pontes. A partir do monitoramento de uma aplicação em escala real, os pesquisadores mostraram que o material aplicado suportou de maneira satisfatória as deformações impostas pela dilatação e retração do tabuleiro sem promover alterações nos esforços desenvolvidos na ponte, sendo uma opção viável para reduzir a quantidade de juntas nesse tipo de estrutura.

Zhang et al. [125] avaliaram a aplicação de compósitos do tipo SHCC como material de pavimentação. Para tanto, o material foi comparado com o concreto convencional e com um pavimento asfáltico (HMA) no que diz respeito a custos, consumo de energia na produção e a emissão de poluentes durante 40 anos de ciclo de vida. Os resultados indicam que o sistema com SHCC reduz a energia total do ciclo de vida em 15% e 72%, as emissões de gases de efeito estufa (GEE) em 32% e 37% e os custos em 40% e 58% em comparação com o sistema de pavimentação de concreto e de HMA, respectivamente, durante todo o ciclo de vida de 40 anos.

Keoleian et al. [126] estudaram a aplicação desse tipo de material em juntas de dilatação de pontes, quando comparadas a juntas de dilatação convencionais de aço. As juntas de dilatação de pontes são necessárias para evitar o desenvolvimento de esforços devido a retração e dilatação térmica na superestrutura de pontes. Entretanto, essas regiões acabam por se tornar pontos de entrada agentes agressivos, que podem vir a deteriorar esse tipo de estrutura. Os autores mostraram que aplicação de SHCC nessa região pode reduzir em até 50% a geração de resíduos sólidos e em 38% o consumo de matéria-prima, além de reduzir em até 40% o consumo energético em toda a vida útil.

Kendall et al. [127] também avaliaram a aplicação de SHCC como material de preenchimento em juntas de pontes. Os autores mostraram que a utilização do SHCC nessa aplicação reduz em até 17% os custos de manutenção da ponte, além de reduzir o consumo total de energia e a emissão de gases em até 40% durante um ciclo de vida de 60 anos. Os estudos citados mostram que o material SHCC é promissor no sentido de reduzir os custos, o gasto energético e a emissão de gases das estruturas ao longo de toda sua vida útil.

Jin e Li [128] investigaram a aplicação de compósitos SHCC reforçados com fibras de polipropileno de alta tenacidade na estrutura de torres eólicas de concreto. Os autores mostraram que a utilização de camadas de SHCC em conjunto com o concreto tradicional melhora a durabilidade a fadiga e reduz a abertura das fissuras, transformando microfissuras no concreto em microfissuras na camada de SHCC, o que pode aumentar de forma significativa a durabilidade da estrutura.

Kewalramani et al. [129] mostraram as vantagens de aplicações de SHCC em ambientes áridos, onde a elevada variação de temperatura durante o dia pode gerar problemas de fissurações em estruturas de concreto devido à dilatação e retração térmica. De acordo com os autores, a abertura de fissuras controlada, aliada à baixa

permeabilidade e à capacidade de auto cicatrização, fazem com que esses materiais sejam promissores para a aplicação nesse tipo de ambiente.

Outra possível aplicação de compósitos SHCC é para a realização de reparos e reforços, uma vez que estes podem promover ganho de resistência em zonas tracionadas, mesmo para elevadas deformações e podem melhorar a durabilidade da estrutura devido à menor abertura das fissuras, que reduz a penetração de agentes agressivos [130,131]. Rokugo et al. [132] avaliaram a aplicação de SHCC para o reparo de uma estrutura de contenção com presença de diversas fissuras, como mostrado na Figura 9. Os autores acompanharam a fissuração da superfície reparada por 12 meses e observaram que as aberturas de fissuras na camada de reparo eram muito inferiores às aquelas observadas no substrato no momento anterior à aplicação do reparo, o que mostra a vantagem utilização desse tipo de material para realização de reparos, como mostrado na Figura 9.



Figura 9 - Muro de Contenção localizado na região de Gifu, Japão: (a) fissurado e (b) reparado com camada de SHCC [132].

Zhang et al. [133] estudaram o efeito da aplicação de camadas de SHCC para reforço de vigas de concreto, apresentando também uma formulação analítica para modelar o problema, mostrando que a aplicação de uma camada de SHCC na face tracionada de vigas aumenta sua resistência à flexão e que este efeito aumenta com a espessura de material de reforço aplicada.

Martinola et al. [21] estudaram o efeito da aplicação de SHCC produzido com microfibras de aço como material de reforço e reparo de vigas de concreto armado não-fissuradas e previamente fissuradas. Os resultados mostraram que a solução promove ganho considerável na capacidade de carga das vigas, sendo que a carga última observada foi um pouco menor, no caso da viga sujeita a dano prévio.

Kamal et al. [134] avaliaram a aplicação de SHCC como material de reparo de vigas de concreto armado, aplicando camadas do material na fase inferior de vigas pré-fissuradas, mostrando que presença do SHCC na região fissurada do substrato retarda consideravelmente a abertura das fissuras existentes, contribuindo para a durabilidade do elemento estrutural.

Hussein et al. [20] estudaram a aplicação de SHCC de alta resistência, reforçados por polietileno de alta densidade, como reforço estrutural em vigas de concreto armado. O estudo mostrou que a formação de fissuras no substrato acaba por levar à localização da fissura na região do reforço e, conseqüentemente, à sua ruptura. Entretanto, quando são utilizadas armaduras de aço na camada de reforço, a localização da fissura é retardada, o que pode ser atribuído à boa resistência da camada de reforço. Resultados semelhantes foram obtidos por Khalil et al. [135], que avaliaram a viabilidade desse tipo de reforço para carregamentos cíclicos.

Khan e Abbass [136] avaliaram a aplicação de camadas de SHCC em vigas produzidas com concreto convencional e concreto reforçado por fibras de aço. Os resultados mostraram que a camada de SHCC aumenta consideravelmente a capacidade de carga e de deformação da viga e que a utilização de fibras de aço no concreto das vigas também possui efeito semelhante, aumentando de forma significativa a ductilidade. Chen et al. [137] estudaram o uso de SHCC de alta resistência para reparo de vigas com armadura sujeita a corrosão acentuada e mostraram que a utilização da camada de SHCC permite recuperar totalmente a capacidade de carga dos reforços com área reduzida.

Lim e Li [138] estudaram o mecanismo de descolamento da interface substrato/camada de reforço, o qual os autores chamaram de “*trapping mechanism*”, e avaliaram a viabilidade de aplicação de compósitos SHCC como material de reforço. A influência da superfície de aplicação do reparo foi estudada por Kamada e Li [109], que mostraram que superfícies mais rugosas retardam o descolamento da camada de reparo, promovendo maior eficiência desta solução.

Ao longo dos últimos anos diversos temas acerca dos compósitos cimentícios do tipo SHCC foram estudados, desde o nível do material até aplicações em larga escala, mas observou-se que ainda há algumas lacunas de conhecimento e dúvidas a serem respondidas, os quais, motivaram a escolha dos temas de estudo do presente trabalho. Entre eles, o efeito da utilização de diferentes fibras nos sistemas de reparo e a viabilidade de aplicação de reforços híbridos.

3 Programa Experimental

3.1. Introdução

Este capítulo apresenta a sequência de passos utilizados para a moldagem dos corpos de prova e para realização dos ensaios. Todos os procedimentos descritos foram realizados no Laboratório de Estruturas e Materiais, parte do Departamento de Engenharia Civil e Ambiental da Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro (PUC-Rio). O programa experimental se inicia com a apresentação e caracterização dos materiais utilizados, seguida pela apresentação dos traços adotados para a matriz e pela sequência utilizada para preparo e cura das amostras.

No estudo, foram utilizados duas diferentes matrizes, a primeira de resistência comum, chamada de M1 e a segunda de alta resistência, chamada de M2, baseadas nos traços adotados por Curosu et al. [108] e adaptadas para materiais locais do Brasil. Como reforço, foram utilizados três diferentes tipos de fibras, de PVA, UHMWPE (polietileno de peso molecular ultra-elevado) e Aço, utilizadas de maneira isolada e como reforços híbridos.

Em seguida, são apresentados os ensaios realizados para estudo dos materiais. Inicialmente, foram realizados ensaios de compressão para caracterizar a evolução da resistência das matrizes ao longo do tempo. Em seguida, foram realizados ensaios de mesa de espalhamento, ou *flow table*, conforme a norma brasileira NBR 13276 [23] para comparar a reologia dos compósitos produzidos com as diferentes fibras e matrizes utilizadas.

Na sequência são apresentados os procedimentos utilizados nos ensaios de tração direta, flexão de quatro pontos em placas e flexão de três pontos com entalhe. Para cada série, foram ensaiados três corpos de prova, a partir dos quais foram obtidos os parâmetros médios e respectivos desvios-padrões. Na sequência são apresentados os procedimentos utilizados para estudo do efeito-escala na tração direta e na flexão. Por último, como forma de estudar uma aplicação prática dos materiais estudados, são apresentados os procedimentos experimentais adotados

para a realização dos ensaios em escala estrutural, avaliando a viabilidade da aplicação dos compósitos SHCC produzidos para a realização de reparo estrutural em vigas de concreto armado sujeitas a dano prévio.

3.2.

Materiais Utilizados

3.2.1.

Cimento Portland, Adições e Agregados

Para a produção da matriz cimentícia de SHCC foi utilizado o Cimento CPV-ARI, (equivalente ao Cimento tipo III da ASTM), fabricado pela LafargeHolcim na fábrica de Cantagalo/RJ, recebido conforme especificações da norma NBR 16697/2018 [139], com resistência à compressão mínima de 32MPa aos 28 dias. De acordo com a norma, este material deve ser composto por 90 a 100% de clínquer e sulfatos de cálcio, podendo admitir até 10% de adições calcárias.

A escolha deste cimento se justifica pelo fato de o material possuir uma menor granulometria se comparado aos cimentos tradicionais, como o CPII, o que possibilita atingir maiores resistências em menos tempo e permite produzir de uma matriz mais densa, necessária à obtenção de SHCC.

Como agregado, foi utilizada areia natural de rio, fornecida pela empresa Minérios Lorena, da cidade de Lorena/SP, com tamanho de grãos entre 0,075mm e 0,212mm, cuja distribuição granulométrica foi determinada por Santos et al. [140]. Como adições minerais, foram utilizadas cinza volante da empresa POZOFLY, proveniente da cidade de Tubarão/SC, e sílica ativa SILMIX tipo D, para melhorar o empacotamento da mistura.

3.2.2.

Aditivos

Com objetivo de ajustar as propriedades reológicas do compósito e melhorar a distribuição das fibras na matriz, foi utilizado o superplastificante Glenium 51, um aditivo de terceira geração fornecido pela BASF à base de éter policarboxílico com teor de sólidos entre 28,5 e 31,5%, pH de 5-7 e densidade em torno de 1,067 – 1,107 g/cm³ (dados fornecidos pelo fabricante).

Para a matriz M1, foi utilizado o agente modificador de viscosidade (*Viscosity Modifying Agent* - VMA) MasterMatrix UW 410, um aditivo em pó a base de polímeros de celulose, também fornecido pela BASF, com densidade de $0,31 \text{ g/cm}^3$ (fornecido pelo fabricante). A finalidade da utilização deste aditivo é aumentar a coesão da mistura e prevenir a exsudação e segregação que podem vir a ocorrer devido ao maior fator água-cimento utilizado.

3.2.3. Água

A água utilizada neste trabalho foi obtida a partir da rede de abastecimento da cidade do Rio de Janeiro, fornecida pela empresa CEDAE.

3.2.4. Fibras

Três diferentes fibras foram utilizadas neste estudo: as fibras de PVA (*polyvinyl alcohol*), fibras de UHMWPE (*Ultra-High Molecular Weight Polyethylene*, ou Polietileno de Peso Molecular Ultra Elevado) e fibras de aço, as quais são mostradas na Figura 10.

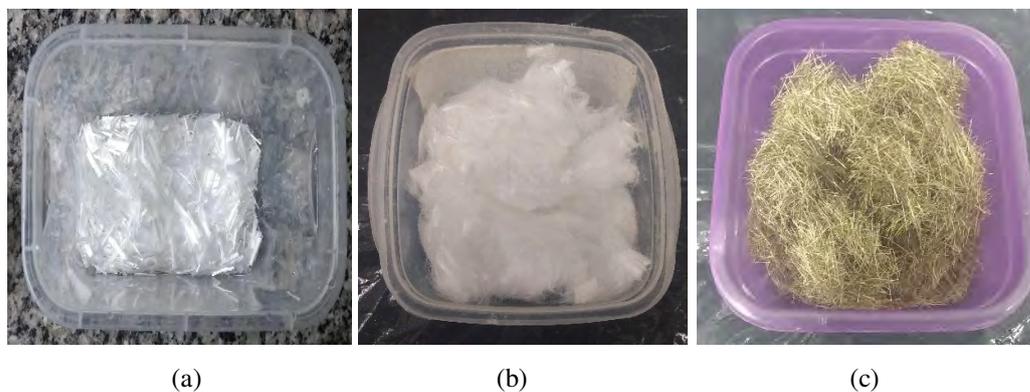


Figura 10 – Fibras utilizadas: (a) PVA, (b) UHMWPE e (c) Aço.

As fibras de PVA utilizadas (tipo Kuralon KII – RECS15), são produzidas pela empresa japonesa Kuraray, possuindo um comprimento de 12mm e diâmetro de $40\mu\text{m}$. De acordo com a fabricante, essas fibras possuem uma resistência à tração de 1600MPa e um módulo de elasticidade de 40GPa.

As fibras de UHMWPE são produzidas pela empresa Minifibers Inc., dos Estados Unidos, sob o nome comercial ADMIXUS®. De acordo com o fabricante,

elas possuem uma resistência à tração de 3000MPa e um módulo de elasticidade de 114GPa, possuindo um comprimento de 13mm e diâmetro de 18 μ m.

As fibras de aço utilizadas são produzidas pela empresa chinesa Ganzhou Daye Metallic Fibres Co., com comprimento de 13mm e diâmetro de 120 μ m. De acordo com o fabricante, estas fibras possuem uma resistência à tração de 2850MPa e um módulo de elasticidade de 210GPa. Para evitar a corrosão, as fibras de aço possuem um revestimento em cobre. As propriedades das fibras utilizadas são resumidas na Tabela 3, a seguir.

Tabela 3 - Propriedades das fibras utilizadas.

Tipo de Fibra	PVA	UHMWPE	Aço
Fabricante	Kuraray	Minifibers	Ganzhou Daye
Diâmetro (μ m)	40	18	120
Comprimento (mm)	12	13	13
Razão de Aspecto (-)	300	722	108
Resistência à tração (MPa)	1600	3000	2850
Módulo de Young (GPa)	40	114	210
Densidade (g/cm ³)	1,30	0,97	7,85

3.3. Dosagem e Processamento

Para a produção dos compósitos, foram utilizadas duas matrizes diferentes, uma de resistência comum, chamada de M1 e outra de alta resistência, chamada de M2, baseadas nas matrizes adotadas por Curosu et al. [108] e adaptadas para materiais locais do Brasil. A composição das matrizes utilizadas é mostrada na Tabela 4, a seguir.

Tabela 4 – Composição das matrizes utilizadas (kg/m³)

Matriz	C	CV	SA	S	W	VMA	SP
M1	505	621	-	536	336	1,2	11,7
M2	1460	-	292	145	315	-	24,2

*C: cimento; CV: cinza volante; SA: sílica ativa; S: areia; W: água; VMA: agente modificador de viscosidade; SP: superplastificante.

Com objetivo de investigar o efeito da hibridização entre diferentes fibras no comportamento mecânico do SHCC, dez diferentes misturas foram utilizadas. A fração volumétrica de fibras foi mantida constante em 2,0%, a fim de manter a trabalhabilidade dos compósitos e evitar a utilização de um volume excessivo de fibras, o que poderia impactar no custo final de produção. Além disso, a fração volumétrica de 2,0% já havia sido utilizada em diversos estudos relacionados a compósitos SHCC [8,53,108], se mostrando um volume adequado para a obter o comportamento de múltipla fissuração utilizando fibras de PVA e polietileno.

Para a matriz M1, as fibras de PVA e UHMWPE foram parcialmente substituídas por fibras de aço em uma proporção de 0,5% e 1,0%. Para a matriz M2, apenas as fibras de UHMWPE e Aço foram utilizadas, uma vez as fibras de PVA não apresentam bons resultados quando utilizadas em conjunto com matrizes de alta resistência [53]. A quantidade de cimento, areia, água e outros suprimentos utilizados é apresentada na Tabela 5.

Tabela 5 - Proporção das misturas utilizadas (kg/m³).

Mistura	C	CV	SA	S	W	VMA	SP	Fração de Fibras [%]		
								PVA	PE	Aço
M1ST2.0	505	621	-	536	336	1,2	11,7	-	-	2,0
M1PE2.0	505	621	-	536	336	1,2	11,7	-	2,0	-
M1PE1.5ST0.5	505	621	-	536	336	1,2	11,7	-	1,5	0,5
M1PE1.0ST1.0	505	621	-	536	336	1,2	11,7	-	1,0	1,0
M1PVA2.0	505	621	-	536	336	1,2	11,7	2,0	-	-
M1PVA1.5ST0.5	505	621	-	536	336	1,2	11,7	1,5	-	0,5
M1PVA1.0ST1.0	505	621	-	536	336	1,2	11,7	1,0	-	1,0
M2PE2.0	1460	-	292	145	315	-	24,2	-	2,0	-
M2PE1.5ST0.5	1460	-	292	145	315	-	24,2	-	1,5	0,5
M2PE1.0ST1.0	1460	-	292	145	315	-	24,2	-	1,0	1,0

*C: cimento; CV: cinza volante; SA: sílica ativa; S: areia; W: água; VMA: agente modificador de viscosidade; SP: superplastificante.

O procedimento de mistura para os compósitos produzidos com a matriz de resistência comum M1 foi conduzido através de 5 etapas, utilizando um misturador planetário com 5 litros de capacidade do Laboratório de Estruturas e Materiais da

PUC-Rio. Para moldagens superiores a 5 litros, foi utilizado um misturador maior, com capacidade de 20 litros. Os misturadores utilizados possuem duas velocidades, as quais foram chamadas de velocidade 1 (136rpm) e velocidade 2 (281rpm).

De acordo com Oliveira [141] e Mendonça [57], o comportamento mecânico do SHCC é sensível aos procedimentos de moldagem. Desse modo, a sequência de produção foi seguida de forma rigorosa, a fim de evitar discrepâncias nos resultados obtidos nos ensaios mecânicos. A sequência de passos para produção da matriz M1 foi a seguinte:

- Mistura das partes secas (cimento, areia, adições minerais e aditivo VMA) na velocidade 1 por 1 minuto, como mostrado na Figura 11 (a).
- Adição da água e superplastificante na velocidade 1 durante 1 minuto, como mostrado na Figura 11 (b).
- Mistura de todos os materiais adicionados até o momento durante 5 minutos na velocidade 2.
- Parada de 1 minuto para limpeza da cuba e da pá do misturador.
- Adição das fibras durante 2 minutos na velocidade 1, como mostrado na Figura 11 (c). Para as misturas com 2 tipos de fibras, as fibras de aço foram adicionadas no primeiro minuto e as fibras poliméricas foram adicionadas no minuto seguinte.
- Por último, todos os materiais foram misturados por 4 minutos até que uma distribuição homogênea das fibras fosse atingida.

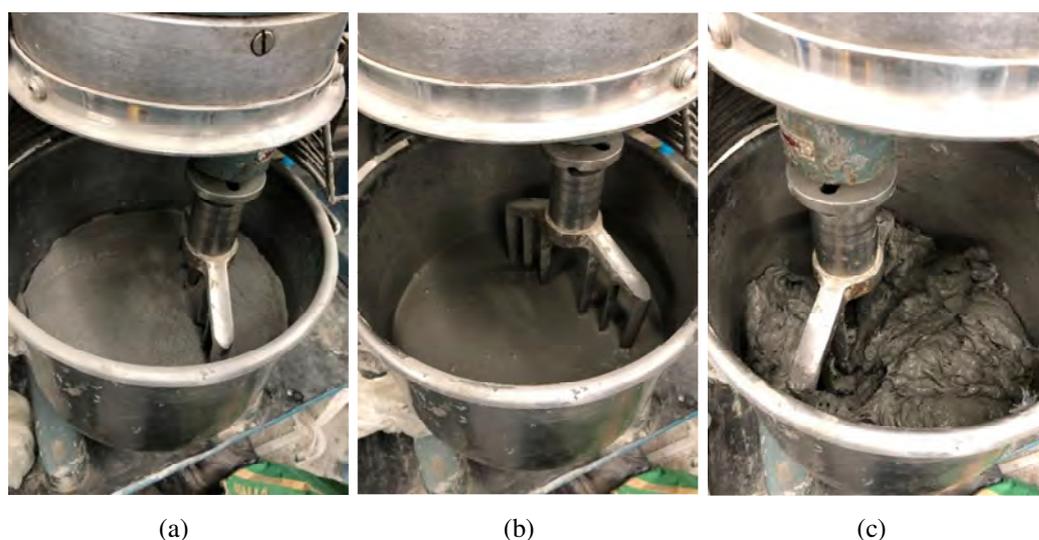


Figura 11 – Sequência de passos adotada na mistura: (a) mistura os materiais secos, (b) adição da água e superplastificante e (c) adição das fibras.

Uma sequência semelhante foi adotada para os compósitos produzidos com a matriz M2, exceto pelo tempo de mistura após a adição do superplastificante, que demorou a surtir efeito devido ao menor fator água/cimento da matriz. A sequência de passos para a matriz M2 é mostrada a seguir:

- Mistura das partes secas (cimento, areia, adições minerais e aditivo VMA) na velocidade 1 por 1 minuto.
- Adição da água e superplastificante na velocidade 1 durante 1 minuto.
- Mistura de todos os materiais adicionados até o momento durante 10 minutos na velocidade 2.
- Parada de 1 minuto para limpeza da cuba e da pá do misturador.
- Adição das fibras durante 2 minutos na velocidade 1. Para as misturas com 2 tipos de fibras, as fibras de aço foram adicionadas no primeiro minuto e as fibras poliméricas foram adicionadas no minuto seguinte.
- Por último, todos os materiais foram misturados por 4 minutos até que uma distribuição homogênea das fibras fosse atingida.

Após a mistura, os materiais produzidos foram colocados nas formas, como mostrado na Figura 12 (a). O adensamento das misturas foi realizado em mesa vibratória por aproximadamente 1 minuto. Após 24 horas de cura em temperatura ambiente, os corpos-de-prova foram desmoldados, selados utilizando sacos de plástico e foram armazenados em uma câmara de cura com temperatura controlada de 21°C e umidade relativa de 65% até atingir a idade para a realização dos ensaios, como mostrado na Figura 12 (b).



Figura 12 – Procedimentos utilizados para moldagem e cura dos materiais: (a) colocação dos materiais nos moldes e (b) estocagem dos corpos de prova.

3.3.1. Propriedades das Matrizes no Estado Fresco

A fim de verificar a reologia das matrizes no estado fresco, foram realizados ensaios de mesa de espalhamento (*Flow Table*), conforme a norma NBR 13276/2005 [23]. O ensaio de mesa de espalhamento, mostrado na Figura 13 (a), consiste em preencher um molde tronco-cônico de diâmetro superior 80mm, diâmetro inferior 125mm e altura 65mm, posicionado sobre uma mesa de 500mm de diâmetro e em seguida retirar o molde, aplicar 30 golpes mecânicos à mesa e medir o espalhamento em três direções, sendo o índice de consistência a média entre essas três medições. Um exemplo do ensaio é mostrado na Figura 13 (b).

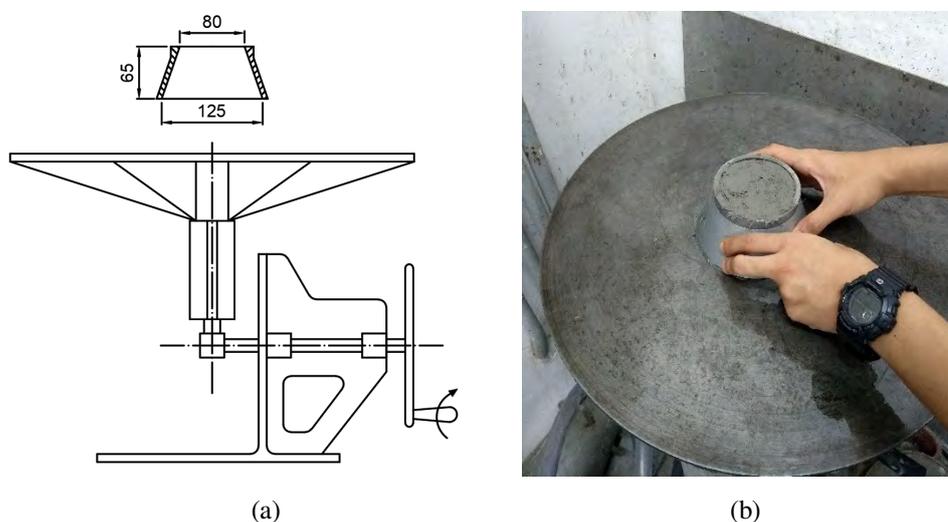


Figura 13 – Ensaio de mesa de espalhamento: (a) mesa utilizada e (b) ensaio sendo realizado.

Apesar de não fornecer resultados precisos a respeito da viscosidade, o ensaio permite avaliar de forma qualitativa a fluidez e possibilita observar a ocorrência de segregação e exsudação, permitindo avaliar se o fator água-cimento e a quantidade de superplastificante estão adequados. Os resultados obtidos para as matrizes M1 e M2 são mostrados na Tabela 6. A quantidade de superplastificante foi ajustada de modo a se obter valores próximos de espalhamento para as matrizes M1 e M2.

Tabela 6 - Índices de Consistência das Matrizes.

Matriz	Índice de Consistência (mm)
M1	385
M2	375

Os ensaios espalhamento também foram realizados para os compósitos produzidos conforme os traços apresentados na Tabela 5, com objetivo de avaliar o efeito da substituição parcial das fibras de PVA e UHMWPE pelas fibras de aço na reologia dos compósitos no estado fresco. A Tabela 7, a seguir, mostra os valores de índice de consistência obtidos para as diferentes misturas produzidas.

Tabela 7 - Índices de Consistência dos Compósitos.

Mistura	Índice de Consistência (mm)
M1PE2.0	193
M1PE1.5ST0.5	212
M1PE1.0ST1.0	240
M1ST2.0	330
M1PVA2.0	227
M1PVA1.5ST0.5	255
M1PVA1.0ST1.0	293
M2PE2.0	183
M2PE1.5ST0.5	191
M2PE1.0ST1.0	213

A partir dos resultados apresentados na Tabela 7, é possível observar que o compósito M1PE2.0 possui um índice de consistência inferior ao compósito M1PVA2.0, sendo que ambos são produzidos com a mesma matriz e utilizando 2% de fibras, o que mostra que as fibras de polietileno possuem efeito negativo maior sobre a reologia dos compósitos se comparadas às fibras de PVA. Esse efeito pode ser explicado pelo menor diâmetro e maior razão de aspecto das fibras de polietileno, o que faz com que a superfície específica total e o número de fibras para um dado volume do compósito seja muito maior se comparado com as fibras de PVA, afetando de forma negativa a reologia.

Também é possível observar que entre os compósitos M1PE2.0, M1PVA2.0 e M1ST2.0, o compósito produzido com 2% de fibras de aço apresenta o maior valor de índice de consistência, mostrando que as fibras de aço não afetam tanto a reologia como as fibras poliméricas. Essa constatação é confirmada mediante

análise dos índices de consistência obtidos para os compósitos produzidos com reforços híbridos. A Figura 14 (a) e (b) mostram um comparativo entre o espalhamento obtido para o compósito M1PVA2.0, produzido com 2% de fibras de PVA e o compósito M1PVA1.0ST1.0, produzido com 1,0% de PVA e 1,0% de aço, onde a substituição das fibras de PVA por aço propiciou um aumento do índice de consistência de 227mm para 293mm.

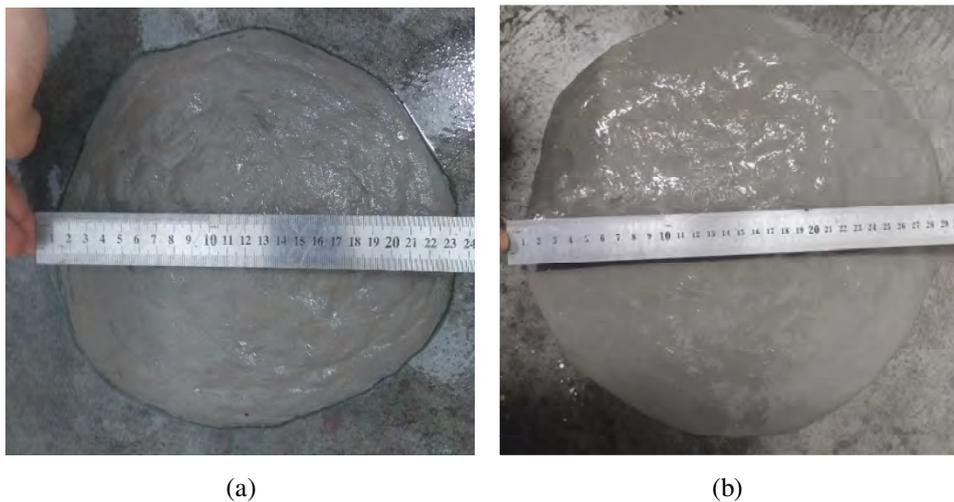


Figura 14 – Comparação entre os resultados dos ensaios de espalhamento: (a) compósito M1PVA2.0 e (b) compósito M1PVA1.0ST1.0.

A Figura 15 apresenta o índice de consistência dos compósitos em função da porcentagem de fibras de aço. É possível observar que a substituição parcial de PVA e polietileno por aço nas frações de 0,5% e 1,0% promove um aumento considerável no índice de consistência dos compósitos, sendo que para todos os casos, os compósitos produzidos com fibras de PVA apresentam um índice de consistência superior àqueles produzidos com fibras de polietileno.

Neste gráfico, pode-se ver que o índice de consistência dos compósitos produzidos com a matriz M1 e fibras de PVA é mais sensível à substituição por fibras de aço, sendo observado um acréscimo de 29% quando a fração de fibras de aço chega a 1%. Já para os compósitos produzidos com a matriz M2 e fibras de polietileno (M2PE), a variação do índice de consistência é bem menor, chegando a 16% para fração de fibras de aço de 1%. Os resultados comprovam que as fibras de polietileno possuem um efeito negativo maior sobre a reologia, o que é observado mesmo quando a fração destas fibras se reduz de 2% para 1%. Neste sentido, a

utilização de fibras de PVA e aço pode ser benéfica para obter compósitos SHCC de melhor trabalhabilidade.

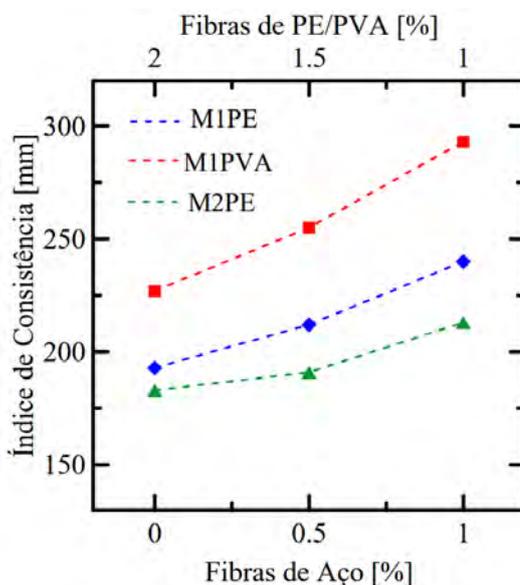


Figura 15 – Comparativo entre os índices de consistência dos compósitos M1PVA2.0, M1PE2.0, M2PE2.0 e compósitos híbridos.

3.3.2. Propriedades das Matrizes no Estado Endurecido

As matrizes desenvolvidas foram ensaiadas à compressão a fim de determinar suas resistências. Os ensaios de compressão axial foram realizados em um equipamento universal de ensaios mecânicos MTS, modelo 810/500, com capacidade de carga de 500 kN, aos 7, 14, e 28 dias. Foram produzidos três corpos de prova cilíndricos com 100 mm de altura e 50 mm de diâmetro para cada idade. Após 24 horas de cura em temperatura ambiente, os corpos-de-prova foram desmoldados, selados utilizando sacos de plástico e armazenados em uma câmara de cura com temperatura controlada de 21°C e umidade relativa de 65%. Um dia antes dos ensaios, os corpos de prova foram faceados, a fim de se obter a regularização da superfície, evitando concentração de tensões e excentricidades.

A taxa de deslocamento adotada nos ensaios de compressão foi de 0,1mm/min. Os deslocamentos verticais foram medidos por dois transdutores de deslocamento (LVDTs), com comprimento de 7 mm, acoplados a anéis acrílicos posicionados ao redor do corpo de prova. O valor do deslocamento considerado foi o valor médio dos deslocamentos obtidos pelos LVDTs. A Figura 16 mostra o arranjo experimental dos ensaios realizados.

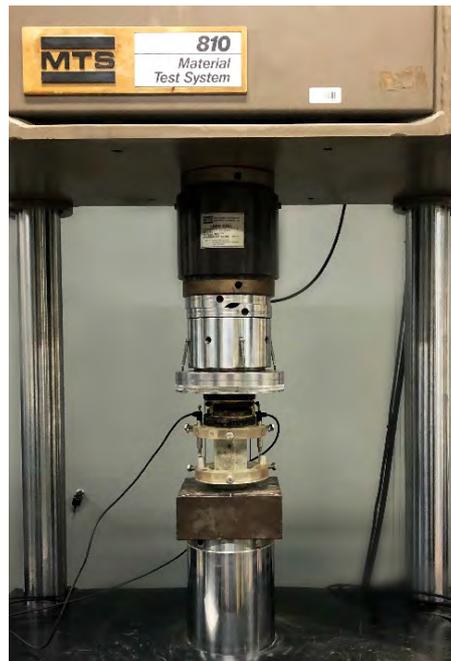


Figura 16 – Arranjo Experimental dos Ensaio de Compressão.

Para o cálculo da resistência à compressão, os valores de força foram divididos pela área da seção transversal dos corpos de prova. Os valores de deformação foram calculados dividindo os deslocamentos médios (média dos valores medidos pelos LVDTs) pelo comprimento inicial. Os resultados obtidos para a resistência à compressão das matrizes M1 e M2 em diferentes idades são apresentados na Figura 17 (a) e (b), respectivamente.

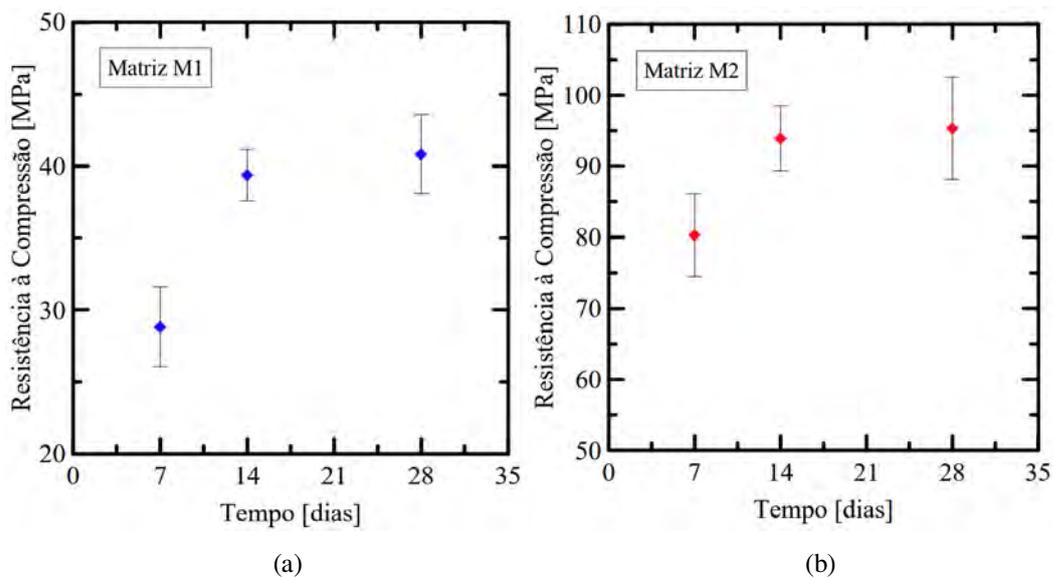


Figura 17 – Resultados obtidos nos ensaios de compressão axial: (a) Matriz M1; (b) Matriz M2.

Os resultados obtidos são apresentados de forma resumida na Tabela 8, a seguir. Os desvios-padrões são mostrados entre parêntesis.

Tabela 8 - Resistência à compressão axial das matrizes.

Matriz	Resistência (MPa)		
	7 dias	14 dias	28 (dias)
M1	28,8 (2,8)	39,4 (1,8)	40,8 (2,7)
M2	80,3 (5,8)	93,9 (4,6)	95,3 (7,2)

A partir dos resultados mostrados na Figura 17 e na Tabela 8, percebe-se as resistências atingidas pela matriz M2 são muito superiores às atingidas pela matriz M1, uma vez que o fator água/cimento da matriz M2 é bem maior. Além disso, percebe-se que ambas as matrizes atingem resistências consideráveis mesmo aos 7 dias, o que está associado à utilização do cimento CPV-ARI, que é caracterizado por uma menor granulometria dos grãos, o que faz com que a velocidade de hidratação seja maior. Por este motivo, observa-se que aos 14 dias, ambas as matrizes já atingiram praticamente as mesmas resistências observadas aos 28 dias, considerando os desvios-padrões nas medições.

Em termos percentuais, a resistência atingida pela matriz M1 aos 7 dias foi de 70,6% da resistência aos 28 dias, enquanto a resistência atingida pela matriz M2 aos 7 dias foi de 84,2% da resistência aos 28 dias. Essa diferença pode estar associada a um maior teor de material pozolânico (cinza volante) utilizado na matriz M1. As pozolanas são ricas em sílica em seu estado amorfo, que reage com o hidróxido de cálcio presente na matriz cimentícia, produzindo silicatos de cálcio hidratado (C-S-H). Essa reação, entretanto, é lenta, se comparada às reações de hidratação do cimento, o que faz com que o crescimento da resistência ocorra de forma mais lenta nas primeiras idades.

A Figura 18 mostra as curvas tensão-deformação obtidas para as matrizes M1 e M2 aos 14 dias. Os módulos de elasticidade das matrizes foram determinados a partir dos coeficientes angulares das curvas tensão-deformação, até 30% da tensão máxima, conforme realizado por Castoldi [142]. Os valores obtidos foram de 23,2 GPa para a matriz M1 e de 37,2 GPa para a matriz M2.

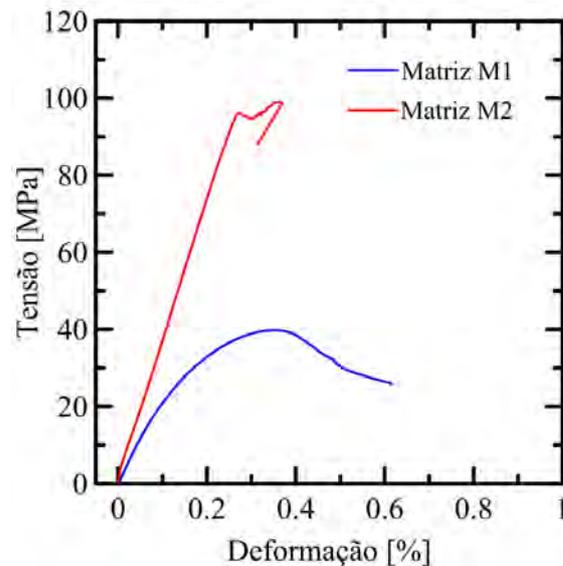


Figura 18 – Curvas tensão-deformação sob compressão axial das matrizes M1 e M2 aos 14 dias.

3.4. Ensaio de Tração Direta

Como mencionado anteriormente, os compósitos do tipo SHCC se diferenciam dos demais materiais cimentícios por seu comportamento em tração direta, caracterizado pela formação de múltiplas fissuras com ganho ou manutenção de resistência pós-fissuração. Nesse sentido, a realização de ensaios de tração direta é fundamental para a caracterização mecânica deste tipo de material.

Como mostrado no capítulo de revisão bibliográfica, entretanto, a execução de ensaios de tração direta em materiais cimentícios é uma tarefa difícil, uma vez que estes materiais apresentam baixa resistência à tração e comportamento extremamente frágil. Desse modo, qualquer excentricidade ou concentração de tensões nos pontos de fixação do corpo de prova pode levar à formação de fissuras indesejadas e comprometer o resultado do ensaio.

Não existe uma norma específica que estabeleça padrões para os corpos de prova a serem utilizados, nem para as condições de contorno e carregamento. Por esse motivo, a fim de possibilitar comparações, no presente trabalho escolheu-se adotar o padrão de corpo de prova utilizado pelos pesquisadores da Universidade Técnica de Dresden da Alemanha (*TU Dresden*), que já foi adotado em diversos estudos a respeito de SHCC [8,15]. O corpo de prova utilizado possui o formato de haltere, ou *dogbone*, com comprimento total de 250mm e seção transversal de 24mm por 40mm na região central. Suas dimensões são mostradas na Figura 19.

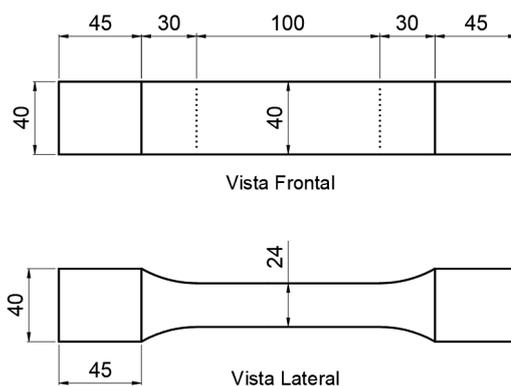


Figura 19 – Dimensões do corpo de prova adotado (valores em milímetros).

Para possibilitar a realização dos ensaios, foram feitos furos de 50mm de profundidade e 8mm de diâmetro nas extremidades dos corpos de prova utilizando furadeira com broca de widea, alinhada com a direção do corpo de prova através de laser, como mostrado na Figura 20 (a). Em seguida, barras de aço de 6,3mm de diâmetro foram coladas nestes furos, utilizando cola epóxi Sikadur® 32, como mostrado na Figura 20 (b). Para que a cola atingisse resistência adequada, o procedimento de colagem das barras foi realizado com pelo menos 24h de antecedência em relação aos ensaios.

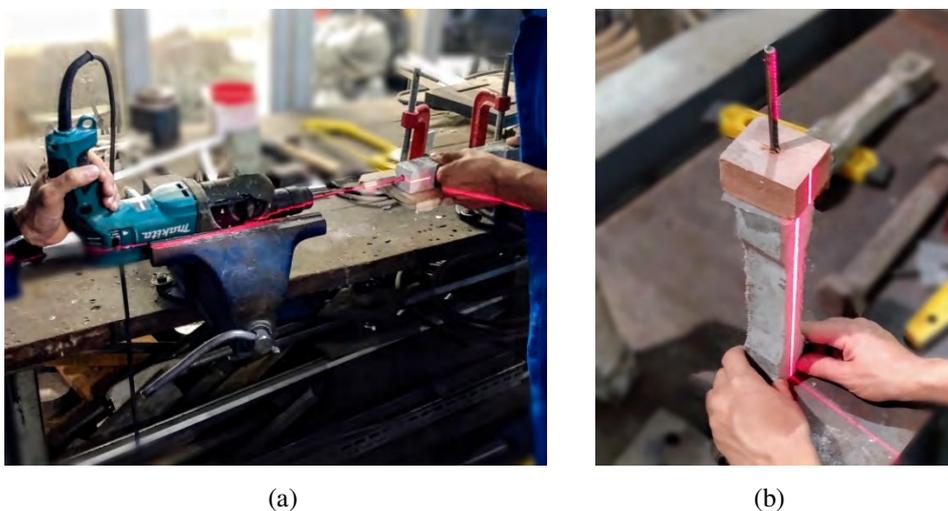


Figura 20 – Fixação de barras nos corpos de prova: (a) esquema de furação e (b) posicionamento e colagem das barras.

Os ensaios foram realizados utilizando uma máquina de ensaios universal MTS modelo 311, com garras hidráulicas e capacidade de carga de 1000kN, através de controle por deslocamentos, com uma taxa constante de 0,30mm/mim. Dois LVDTs foram posicionados para monitorar os deslocamentos em um comprimento

de medição (*gauge length*) de 80mm, como mostrado na Figura 21 (a). Três amostras foram ensaiadas para cada tipo de SHCC. A Figura 21 (b) mostra o arranjo adotado para o ensaio.

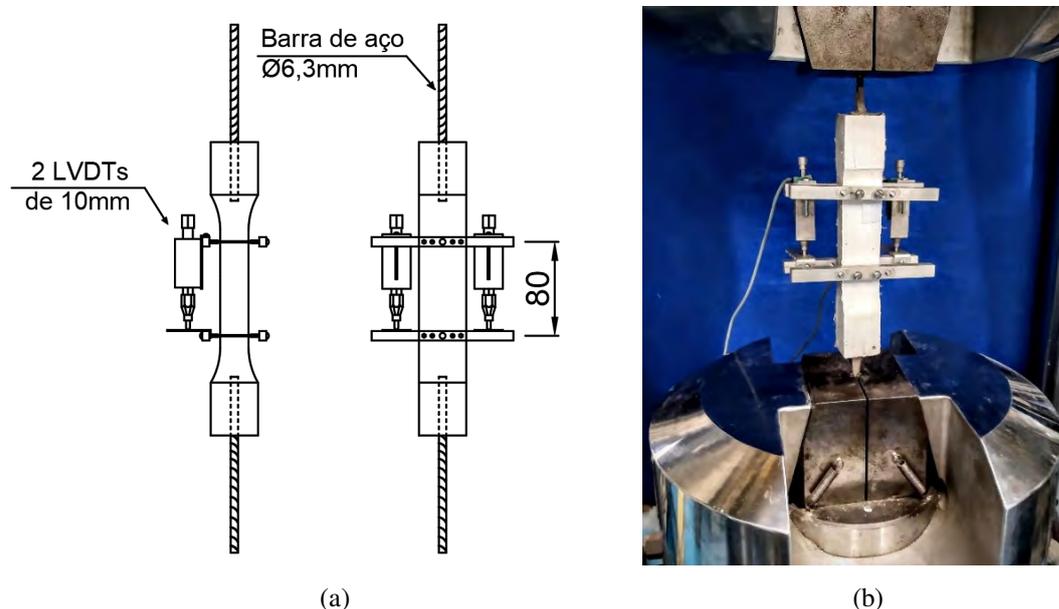


Figura 21 – Ensaio de tração direta utilizando barras de aço: (a) esquema do ensaio em vista lateral e frontal e (b) arranjo utilizado para o ensaio.

Os valores de abertura e espaçamento de fissuras de todas as amostras foram medidos nos corpos de prova descarregados, após os ensaios, utilizando microscópio estereoscópico Nikon modelo SMZ800N do Laboratório de Estruturas e Materiais da PUC-Rio. A Figura 22, a seguir, mostra o procedimento realizado para análise do padrão de fissuração. As fissuras foram medidas a partir de uma linha de referência traçada na região central dos corpos de prova, na direção longitudinal.

A partir dos ensaios de tração direta, foram calculados os valores para a tensão de primeira fissura (σ_{pf}), definida como a tensão desenvolvida no instante da formação da primeira fissura, que é caracterizada por um desvio em relação à porção linear da curva tensão-deformação ou por uma queda no valor da tensão.

Também foram calculados os valores de tensão máxima (σ_u), definida como a máxima tensão resistida pelo compósito, de deformação máxima (ϵ_u), definida como a deformação onde a tensão começa a cair de forma irrecuperável, denotando o início do comportamento de *strain softening* e tenacidade (W), a qual representa a área abaixo da curva tensão-deformação, excluindo o trecho de *softening*.

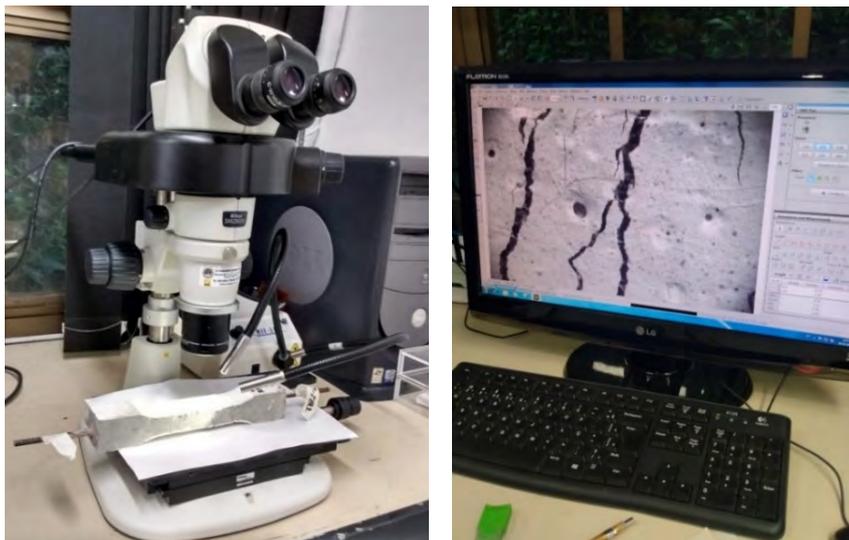


Figura 22 – Microscópio para medição da abertura e espaçamento de fissuras.

3.4.1. Idade das Amostras

Foram realizados ensaios aos 14 e 28 dias utilizando a mistura M1PE2.0 (matriz M1 e 2% de fibras de polietileno), a fim de comparar a resposta mecânica destes compósitos nas diferentes idades e escolher a idade de ensaio a ser adotada. Este procedimento foi feito pois os ensaios de compressão indicavam pouca ou nenhuma variação da resistência à compressão entre 14 e 28 dias para as matrizes adotadas. Os resultados obtidos são mostrados na Figura 23 (a) e (b).

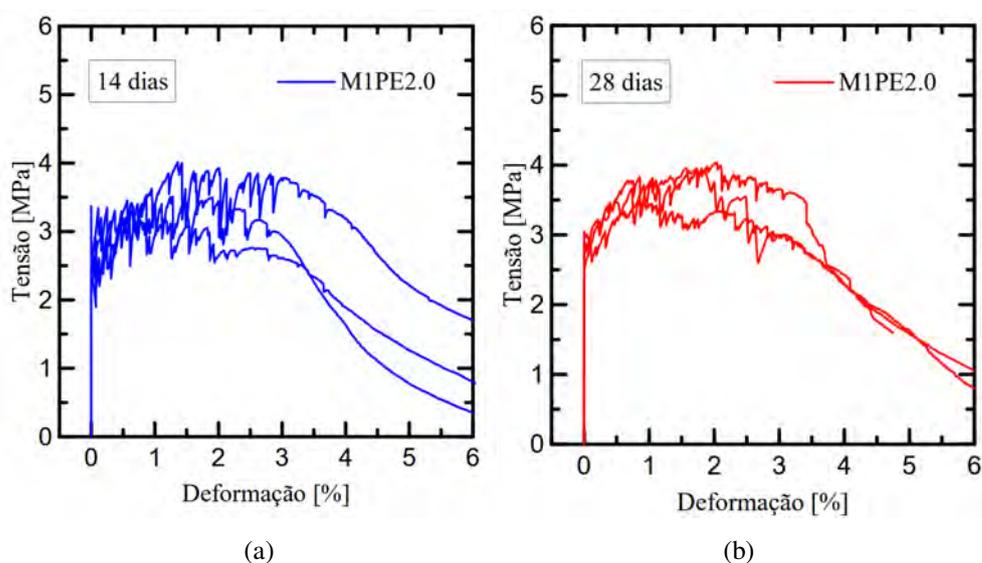


Figura 23 – Resultados dos ensaios de tração direta obtidos para o compósito M1PE2.0 em diferentes idades: (a) 14 dias e (b) 28 dias.

Os resultados correspondentes às idades de 14 e 28 dias são resumidos na Tabela 3.6, onde σ_{pf} é a tensão de primeira fissura, σ_u é a tensão máxima e ε_u é a deformação máxima. Os valores de desvio-padrão são mostrados entre parênteses.

Tabela 9 - Propriedades à tração direta do compósito M1PE2.0.

Material	Idade	σ_{pf} (MPa)	σ_u (MPa)	ε_u (%)
M1PE2.0	14 dias	2,92 (0,46)	3,65 (0,31)	3,17 (0,42)
M1PE2.0	28 dias	2,99 (0,32)	4,00 (0,31)	3,13 (0,27)

Os resultados obtidos mostraram que a resposta mecânica dos compósitos possui pouca variação se ao se comparar as idades de 14 dias e 28 dias. Como mostrado nos resultados dos ensaios de compressão, essa resposta está associada à utilização do cimento CPV-ARI, que permite às matrizes atingir elevada resistência em poucos dias.

Neste sentido, mediante os resultados de compressão da matriz e os resultados de tração direta para a mistura M1PE2.0, associado a diversos exemplos da literatura que realizaram ensaios com SHCC aos 14 dias [35,62,64,65,143,144], optou-se pela realização de todos os ensaios aos 14 dias. Outro fator que endossa a escolha pela idade de 14 dias é a aplicação destes materiais como materiais de reparo estrutural. Em sistemas de reparo, é desejado que os materiais possuam comportamento mecânico satisfatório em poucas idades, para que a estrutura possa ser liberada para uso em menos tempo.

3.4.2. Validação do procedimento de ensaio

Durante o estudo, havia a preocupação de que o processo de furação para fixação de barras de aço pudesse gerar danos internos nas amostras e, com isso, influenciar os resultados. Neste sentido, foram realizados ensaios de tração direta utilizando um arranjo alternativo, a fim de comparar e validar os resultados. Nestes ensaios, as extremidades das amostras foram fixadas utilizando cola, como mostrado na Figura 24, o que garante uma distribuição mais uniforme de tensões na região de fixação.

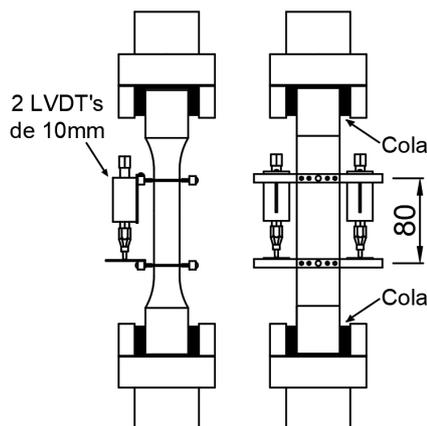


Figura 24 – Fixação das amostras com cola para realização dos ensaios de tração direta.

Os ensaios foram realizados com a mistura M1PE2.0, utilizando uma máquina de ensaios universal da MTS modelo 810-250, com capacidade de carga de 250kN. As extremidades das amostras foram fixadas utilizando cola X60 da fabricante HBM. Foram ensaiadas três amostras no total, utilizando a mesma geometria adotada nos ensaios com barra. Os ensaios foram realizados aos 14 dias de idade das amostras, utilizando uma taxa de deslocamentos de 0,30mm/mim.

Foram ensaiadas três amostras no total, utilizando a mesma geometria adotada nos ensaios com barra. Entretanto, foi possível obter apenas dois resultados, uma vez que uma das amostras se descolou durante o ensaio. A Figura 25 apresenta o comparativo entre os resultados obtidos nos ensaios com cola e um resultado representativo dos ensaios realizados com barras.

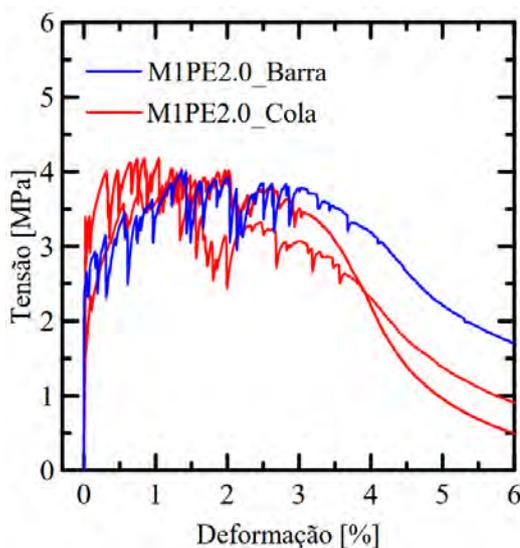


Figura 25 – Comparativo entre os resultados dos ensaios de tração direta utilizando barra e cola para fixação das extremidades das amostras.

A Tabela 10 mostra de forma resumida os resultados obtidos. Na tabela, também são apresentados os resultados obtidos no estudo de Curosu et al. [54], que realizaram ensaios de tração direta utilizando matriz e fibras semelhantes, aos 14 dias de idade, fixando as amostras com cola.

Tabela 10 – Resultados dos ensaios de tração direta utilizando barra e cola.

Material	Fixação	σ_{pf} (MPa)	σ_u (MPa)	ε_u (%)
M1PE2.0	Barra	2,92 (0,46)	3,65 (0,31)	3,17 (0,42)
M1PE2.0	Cola	2,86 (-)	4,03 (-)	3,13 (-)
Curosu et al. [54]	Cola	2,40 (0,30)	3,60 (0,40)	1,70 (0,80)

Os valores de tensão de primeira fissura, tensão máxima e deformação máxima obtidos foram próximos e atestaram a viabilidade de se realizar os ensaios de tração direta utilizando barras para fixação das amostras.

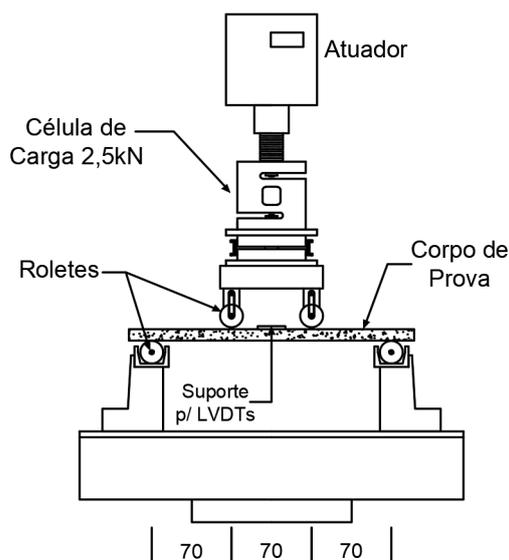
Os resultados também foram próximos àqueles obtidos por Curosu [8], exceto pelos valores de deformação máxima, que foram maiores no presente estudo, mostrando que a fixação das amostras com barras de aço nas extremidades conduz a resultados satisfatórios.

Neste sentido, optou-se por adotar o procedimento de furação e colagem de barras de aço, por se tratar de um método mais prático, rápido e mais barato para a realização dos ensaios de tração direta.

3.5. Ensaios de Flexão de Quatro Pontos

A fim de comparar o comportamento mecânico dos diferentes compósitos produzidos, também foram realizados ensaios de flexão de quatro pontos em placas. Os ensaios foram executados utilizando um atuador hidráulico com capacidade de 100kN fixado a um pórtico metálico rígido e controlado por uma estação central da MTS. Para permitir uma aquisição mais precisa de dados uma célula de carga de 2,5kN foi acoplada ao sistema. As dimensões das amostras utilizadas foram 250mm x 60mm x 10 mm (comprimento x largura x espessura).

Os ensaios foram realizados aos 14 dias de idade dos corpos de prova, a uma taxa de deslocamentos constante de 0,9mm/min e utilizando um vão livre de 210mm. Um desenho esquemático do ensaio é mostrado na Figura 26 (a) e o arranjo é mostrado na Figura 26 (b).



(a)



(b)

Figura 26 – Ensaio de Flexão de 4 pontos: (a) esquema do ensaio em vista frontal e (b) Arranjo utilizado para o ensaio; (dimensões em mm).

Uma vez que os corpos de prova não apresentavam superfície totalmente plana, colocou-se uma camada de areia na região onde os roletes superiores iam aplicar a carga e uma rótula foi acoplada ao sistema de aplicação de carga, para evitar qualquer concentração de tensões. Os deslocamentos verticais no meio do vão foram medidos utilizando dois LVDTs, um de cada lado da amostra. A formação de fissuras foi monitorada ao longo dos ensaios mediante aquisição de fotos da face inferior das amostras a cada 30 segundos utilizando uma câmera Nikon modelo D90 e um espelho posicionado com ângulo de 45° logo abaixo das amostras.

A partir dos dados dos ensaios, foram calculadas as tensões equivalentes na flexão (σ), através da Eq. 3.1.

$$\sigma = \frac{6M}{bh^2} \quad (3.1)$$

$$M = \frac{PL}{6} \quad (3.2)$$

Onde M é o momento fletor no meio do vão, dado pela Eq. 3.2, b é a dimensão da base da amostra e h é a altura da amostra, P é a carga aplicada pelo atuador e L é o vão livre utilizado no ensaio. Com as tensões calculadas, foram obtidos os valores de tensão de primeira fissura (σ_{pf}) e de tensão máxima (σ_u), definida como a máxima tensão resistida pelo compósito. Também foram calculados os valores de

tenacidade (W), mediante o cálculo da área abaixo da curva tensão-deformação, excluindo o trecho de *softening*.

Adicionalmente, foram obtidas as deflexões de primeira fissura (δ_{pf}) e as deflexões máximas (δ_u), que correspondem ao início do comportamento de *deflection softening*. Os valores de abertura e espaçamento entre fissuras foram medidos após os ensaios, nos corpos de prova descarregados, utilizando microscópio estereoscópico do Laboratório de Estruturas e Materiais da PUC-Rio.

3.6. Ensaio de Flexão de Três Pontos com Entalhe

Como estudado por diversos autores [134,138], um dos efeitos da aplicação de uma camada de reparo em um elemento estrutural é o controle da abertura das fissuras pré-existentes, que tendem a crescer à medida que o elemento é carregado. Isso faz com que o material passe a ter um comportamento localizado na região das fissuras, podendo levar à localização da fissura na camada de reparo, como mostrado na Figura 27.

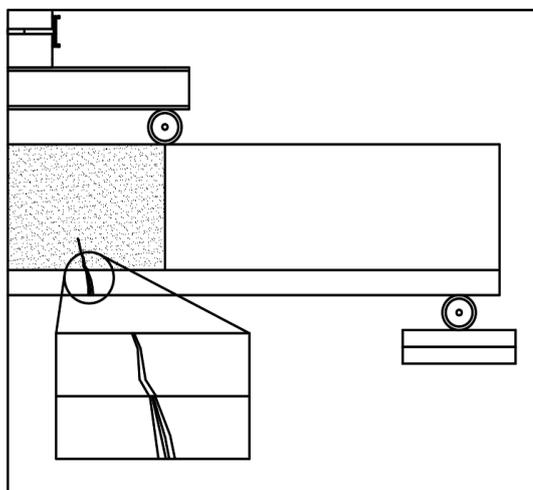


Figura 27 – Localização da fissura na camada de reparo.

Com objetivo de avaliar o comportamento dos compósitos SHCC para resistir à propagação dessas fissuras localizadas, escolheu-se realizar ensaios de flexão de 3 pontos em prismas com entalhe. As dimensões dos corpos de prova foram 160 x 40 x 40 mm (comprimento x largura x altura), com entalhe de 10 mm de altura na região central da face inferior dos prismas, como mostrado na Figura 28. Foi utilizado um vão livre de 150mm e o carregamento foi aplicado no meio do vão.

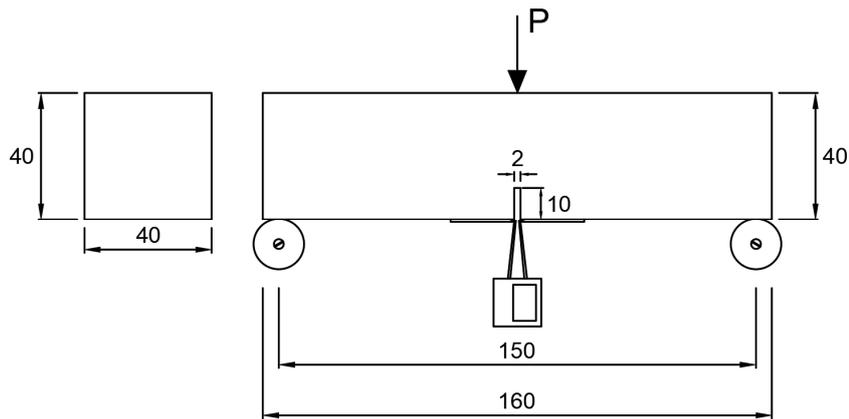
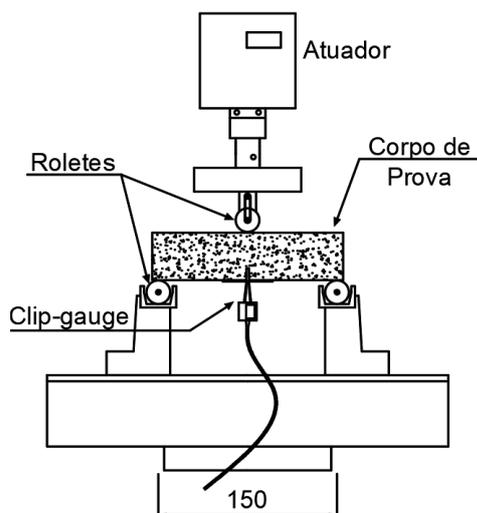


Figura 28 – Dimensões adotadas para o corpo de prova.

Os ensaios foram executados utilizando um atuador hidráulico com capacidade de 100kN fixado a um pórtico rígido de aço. A abertura de fissura (*Crack Mouth Opening Displacement* - CMOD), foi medida utilizando um *clip gauge* da marca MTS e modelo 632.02B-20, encaixado em peças metálicas fixadas ao corpo de prova, como mostrado na Figura 29 (a) e (b).



(a)



(b)

Figura 29 – Ensaio de Flexão de 3 pontos com entalhe: (a) esquema do ensaio e (b) arranjo utilizado para o ensaio.

O controle do atuador hidráulico foi realizado utilizando como parâmetro a abertura de fissura, através de um sistema do tipo *Closed Loop*. Os ensaios foram realizados aos 14 dias de idade dos corpos de prova, a uma taxa de 0,05 mm/min, até a abertura de fissura de 0,25mm. A partir de 0,25mm, a taxa de ensaio passou a ser 0,2mm/min. Os dados foram aquisitados com frequência de 5 Hz.

3.6.1. Ensaio Cíclicos de Flexão de Três Pontos com Entalhe

Para estudar o comportamento mecânico dos compósitos SHCC quando submetidos a carregamentos cíclicos, foram realizados ensaios de flexão de 3 pontos com ciclos de carregamento e descarregamento utilizando as mesmas dimensões de corpo de prova apresentadas na Figura 28 e o mesmo arranjo de ensaio apresentado na Figura 29 para os ensaios de flexão monotônicos.

As etapas de carregamentos foram controladas através da abertura de fissura, medida pelo *clip gauge*. Até o valor de CMOD de 0,18 mm, o corpo de prova foi submetido a uma taxa de carregamento constante de 0,05 mm/min. A partir de 0,18 mm, a taxa de carregamento passou a ser 0,20 mm/min. As etapas de descarregamento foram realizadas utilizando controle de força a uma taxa de descarregamento de 2kN/min, para todos os ciclos. Os ciclos iniciaram em valores pré-determinados de abertura de fissura (CMOD), conforme esquema mostrado na Tabela 11.

Tabela 11 - Procedimento de carregamento para o ensaio cíclico.

Ciclo	1	2	3	4	5	6	7
CMOD (mm)	0,02	0,04	0,06	0,10	0,14	0,18	0,30
Ciclo	8	9	10	11	12	13	14
CMOD (mm)	0,50	1,00	1,50	2,00	2,50	3,00	3,50

A partir dos resultados obtidos nos ensaios, foi calculada a energia dissipada a cada ciclo W_i , onde i é o número do ciclo, definida como a área delimitada pelo ciclo de histerese [22] e a rigidez secante da etapa de recarregamento de cada ciclo E_i , definida como a inclinação da reta que conecta os pontos de início e fim do ciclo de histerese [145], como mostrado na Figura 30 (a).

Esses parâmetros foram calculados para todos os ciclos de carregamento utilizando integração numérica, como mostrado na Figura 30 (b), com objetivo de estudar a degradação das propriedades mecânicas dos compósitos produzidos quando submetidos a ciclos de carregamento e descarregamento.

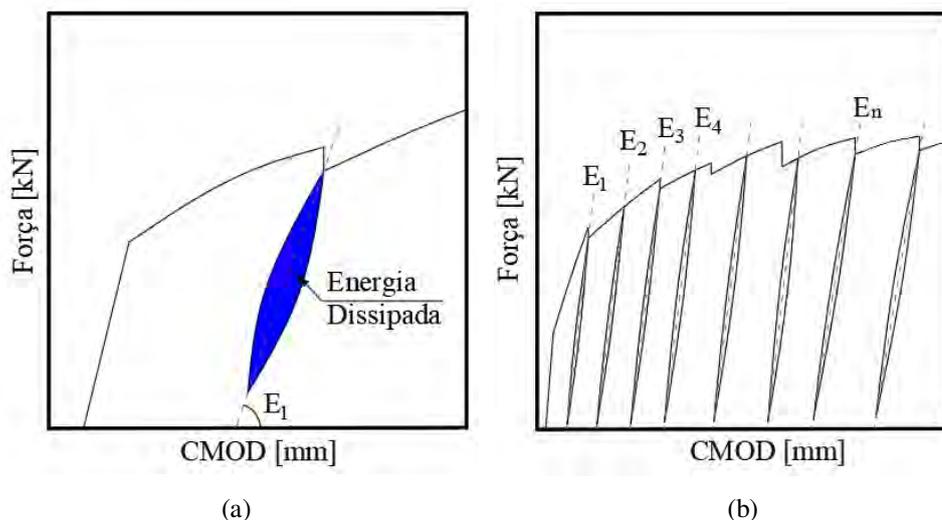


Figura 30 – Ensaio Cíclicos: (a) determinação das propriedades e (b) curva típica obtida no ensaio. Adaptado de Lima et al. [145].

3.7. Efeito Escala

Com objetivo de estudar a influência da forma e geometria dos corpos de prova na resposta mecânica de compósitos cimentícios do tipo SHCC, foram realizados ensaios de tração direta e flexão de quatro pontos em prismas utilizando diferentes tamanhos de corpos de prova para cada ensaio. Nesta parte do trabalho, apenas os compósitos M1PVA2.0, M1PE2.0 e M2PE2.0 foram estudados.

Para os ensaios de tração direta, foram utilizados dois tamanhos de corpos de prova de seção circular em formato de haltere, ou *dogbone*, produzidos com dimensões proporcionais entre si, a uma proporção de 2:1. As dimensões utilizadas são mostradas na Figura 31 (a) e na Figura 32 (a).

Os ensaios foram realizados aos 14 dias de idade dos corpos de prova utilizando uma máquina de ensaios universal MTS modelo 311, com garras hidráulicas e capacidade de carga de 1000kN, através de controle por deslocamentos, com uma taxa constante de 0,30mm/mim. Para medição dos deslocamentos, foram utilizados 2 LVDTs, com comprimento de medição de 65mm para os corpos de prova pequenos e 130mm para os corpos de prova grandes, como mostrado na Figura 31 (b) e Figura 32 (b).

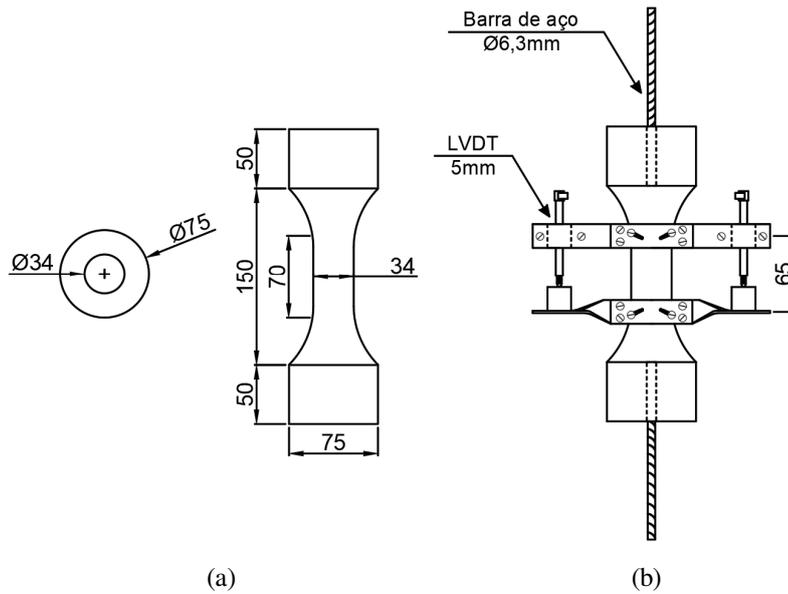


Figura 31 – Corpo de prova pequeno: (a) dimensões adotadas e (b) arranjo utilizado para a realização do ensaio.

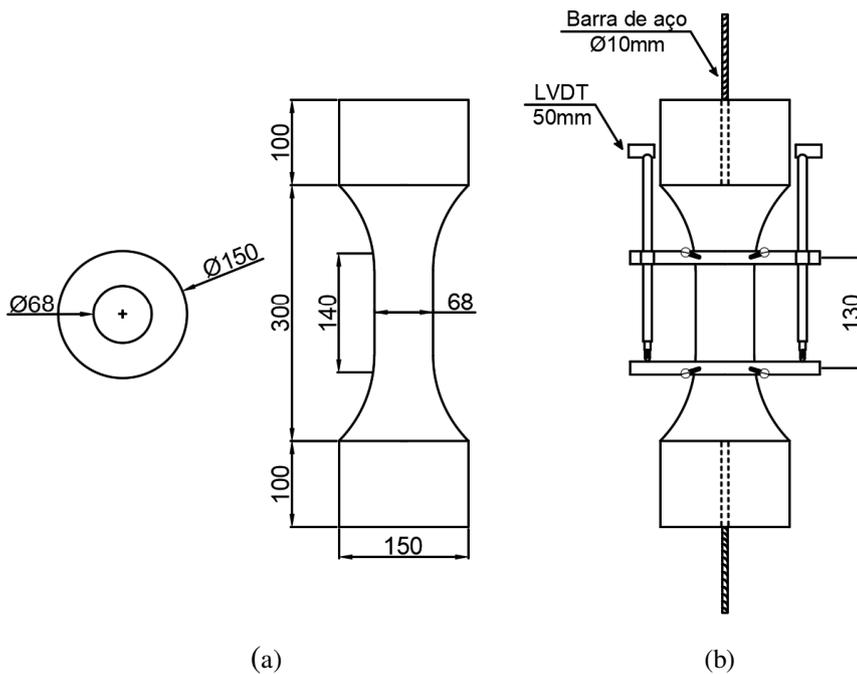


Figura 32 – Corpo de prova grande: (a) dimensões adotadas e (b) arranjo utilizado para a realização do ensaio.

Para possibilitar a fixação das amostras nas garras do atuador, foram feitos furos nas extremidades dos corpos de prova utilizando furadeira com broca de *widea*, alinhados com a direção do corpo de prova através de laser. Nos corpos de prova pequenos estes furos foram feitos com 8mm de diâmetro e 50mm de

profundidade e nos corpos de prova grandes, foram feitos com 12mm de diâmetro e 100mm de profundidade.

Em seguida, barras de aço foram coladas nos furos dos corpos de prova, sendo barras de 6,3mm de diâmetro para os corpos de prova pequenos e de 10mm para os corpos de prova grande, utilizando cola epóxi Sikadur® 32. Para que a cola atingisse resistência adequada, o procedimento de colagem das barras foi realizado com pelo menos 24h de antecedência em relação aos ensaios. Com a realização destes ensaios foi possível avaliar se a resposta mecânica dos compósitos permanecia igual mesmo aumentando as dimensões dos corpos de prova. A Figura 33 (a) e (b), a seguir, mostra uma visão geral dos ensaios realizados.



Figura 33 – Visão geral dos ensaios de tração direta: (a) corpo de prova pequeno e (b) corpo de prova grande.

A partir dos dados dos ensaios, foram calculados os valores de tensão de primeira fissura (σ_{pf}), tensão máxima (σ_u), deformação máxima (ϵ_u) e tenacidade (W). Para possibilitar a comparação entre as diferentes geometrias, a tenacidade neste caso foi calculada como a área da curva tensão-deformação e dada em MPa.

Para os ensaios de flexão de quatro pontos, foram utilizados dois tamanhos de corpos de prova em formato de prisma, também produzidos com dimensões proporcionais entre si, a uma proporção de 1,875:1. Os ensaios foram executados utilizando um atuador hidráulico com capacidade de 100kN fixado a um pórtico metálico rígido e controlado por uma estação central da MTS. As dimensões das

amostras utilizadas foram 160mm x 40mm x 40 mm (comprimento x largura x altura) para os corpos de prova pequenos e 300mm x 75mm x 75 mm (comprimento x largura x altura) para os corpos de prova grande. As dimensões adotadas são mostradas nas Figuras 31 e 32.

Os ensaios foram executados utilizando uma taxa de deslocamentos constante de 0,9mm/min, aos 14 dias de idade dos corpos de prova. Foi utilizado um vão livre de 150mm para os corpos de prova pequenos e de 282mm para os corpos de prova grandes. Os deslocamentos no meio do vão foram medidos utilizando dois transdutores de deslocamento, um de cada lado da amostra. As Figura 36 (a) e (b) mostram uma visão geral dos ensaios realizados.

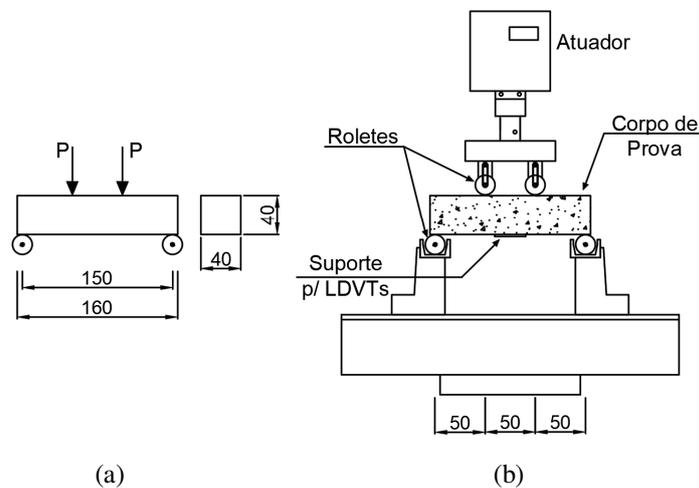


Figura 34 – Corpo de prova pequeno: (a) dimensões adotadas e (b) arranjo utilizado.

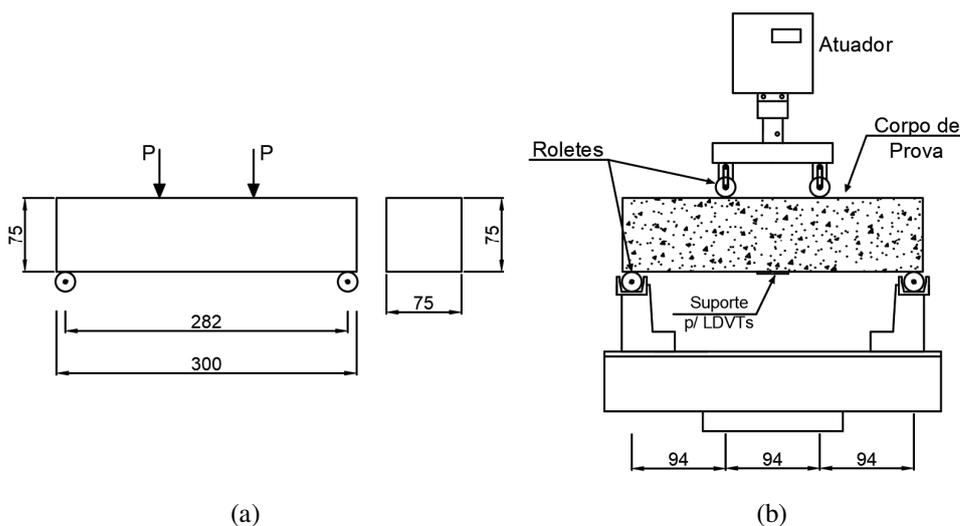


Figura 35 – Corpo de prova grande: (a) dimensões adotadas e (b) arranjo utilizado.

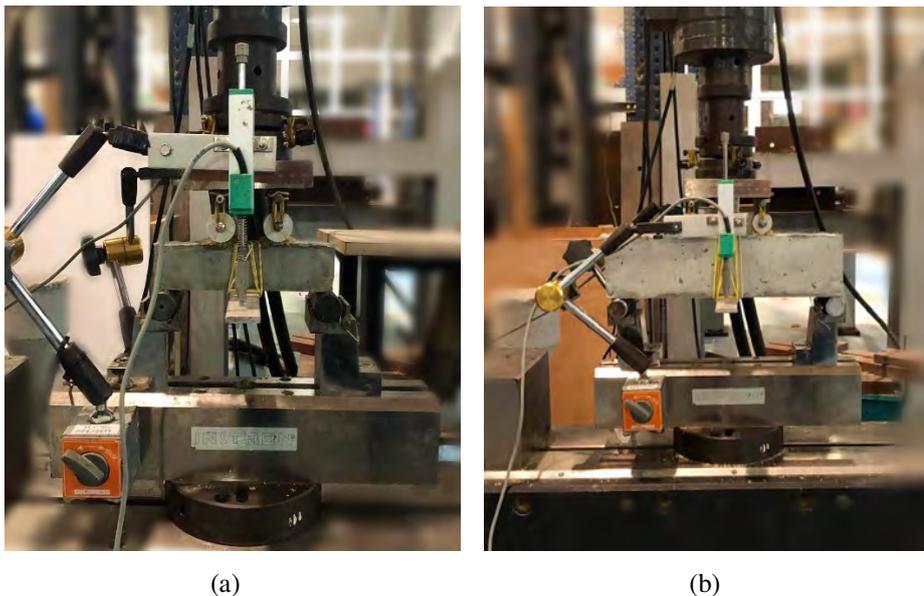


Figura 36 – Flexão de quatro pontos em prismas: (a) corpo de prova pequeno e (b) corpo de prova grande.

A partir dos dados dos ensaios, foram calculados os valores de tensão de primeira fissura (σ_{pf}), tensão máxima (σ_{max}), deflexão de primeira fissura (δ_{pf}) e deflexão máxima (δ_u). Para facilitar a comparação entre as diferentes geometrias de corpos de prova, os valores das deflexões foram fornecidos de forma normalizada, divididos pelo vão livre L das amostras. Também foram calculados os valores de tenacidade normalizada (W_{norm}), a qual representa a área abaixo da curva tensão por deflexão normalizada.

3.8. Ensaios Estruturais

Com objetivo de apresentar uma aplicação prática para os materiais estudados, foram realizados ensaios estruturais em vigas de concreto armado submetidas a dano prévio e posteriormente reparadas utilizando camadas de SHCC, o que possibilitou avaliar a viabilidade de utilização deste tipo de material para a realização de reparos estruturais.

Para os ensaios, foram utilizadas vigas de 1200mm de comprimento e seção transversal 120x150mm (largura x altura), adaptadas de Monteiro et al. [67]. As vigas foram produzidas utilizando concreto com resistência média de $34,66 \pm 1,89$ MPa e módulo de elasticidade $31,83 \pm 3,18$ GPa aos 28 dias, obtidos a partir da realização de ensaios de compressão em três corpos de prova cilíndricos de 100mm

de diâmetro e 200mm de altura. Após a concretagem, as vigas foram desmoldadas com 24h e foram mantidas em temperatura ambiente cobertas por lona plástica por 28 dias, até o dia de realização dos ensaios. O traço do concreto utilizado é mostrado na Tabela 12. Foi utilizado cimento CII-F32 da LafargeHolcim e superplastificante *Glenium 51*.

Tabela 12 – Composição do concreto utilizado nas vigas.

Material	Dosagem (kg/m ³)
Cimento CII-F32	336
Areia Natural	642
Brita 0	441
Brita 1	782
Água	168
Superplastificante	0,50

Foram produzidas sete vigas no total. Uma viga de referência, chamada de REF. BEAM, foi ensaiada até a ruptura a uma taxa constante de 1mm/min. As outras seis vigas foram submetidas a uma primeira etapa de dano e em seguida foram descarregadas para realização do reparo estrutural utilizando SHCC. Para a realização dos reparos foram escolhidas cinco misturas de SHCC: M1PVA2.0, M1PE2.0, M2PE2.0 e as misturas reforçadas por fibra híbridas M1PVA1.0ST1.0 e M2PE1.0ST1.0. A Tabela 13 mostra as vigas utilizadas.

Tabela 13 – Características das Vigas Utilizadas.

Viga	Reforço Transversal	Reforço Longitudinal	Material de Reparo
REF. BEAM	Φ6,3mm c/12,5	2Φ8mm	-
RB-M1PVA2.0	Φ6,3mm c/12,5	2Φ8mm	M1PVA2.0
RB-M1PE2.0	Φ6,3mm c/12,5	2Φ8mm	M1PE2.0
RB-M1PVA1.0ST1.0	Φ6,3mm c/12,5	2Φ8mm	M1PVA1.0ST1.0
RB-M2PE2.0_1	Φ6,3mm c/12,5	2Φ8mm	M2PE2.0
RB-M2PE2.0_2	Φ6,3mm c/7,5	2Φ8mm	M2PE2.0
RB-M2PE1.0ST1.0	Φ6,3mm c/7,5	2Φ8mm	M2PE1.0ST1.0

As vigas foram reforçadas na direção longitudinal utilizando duas barras de aço de 8mm de diâmetro, totalizando uma taxa de armadura de 0,55%. Os reforços transversais foram realizados utilizando estribos de 6,3mm de diâmetro e espaçamento de 12,5mm, aplicados ao longo de toda a viga. Nas vigas RB-M2PE2.0_2 e RB-M2PE1.0ST1.0, os estribos foram posicionados com espaçamento de 7,5mm, para evitar ruptura por cortante devido ao acréscimo da capacidade de carga na flexão.

Cada barra longitudinal foi instrumentada com 3 *strain gauges* Excel de 6mm de comprimento e 120Ω , distantes 150mm entre si. Um extensômetro de 50mm e 120Ω foi colocado na face superior de cada viga para medir as deformações no concreto. Os ensaios foram realizados utilizando um atuador hidráulico com capacidade de 500kN fixado a um pórtico rígido de aço, sendo o controle realizado pelo LVDT interno do próprio atuador.

As vigas foram submetidas a flexão de quatro pontos utilizando um vão livre de 1100mm e uma região central de momento constante de 370mm. Para medição dos deslocamentos, três transdutores de deslocamentos de 100mm foram posicionados na região de momento constante da viga. Os esquemas das vigas utilizadas são mostrados na Figura 37 e na Figura 38, a seguir. Uma visão geral do ensaio é mostrada na Figura 39 e na Figura 40.

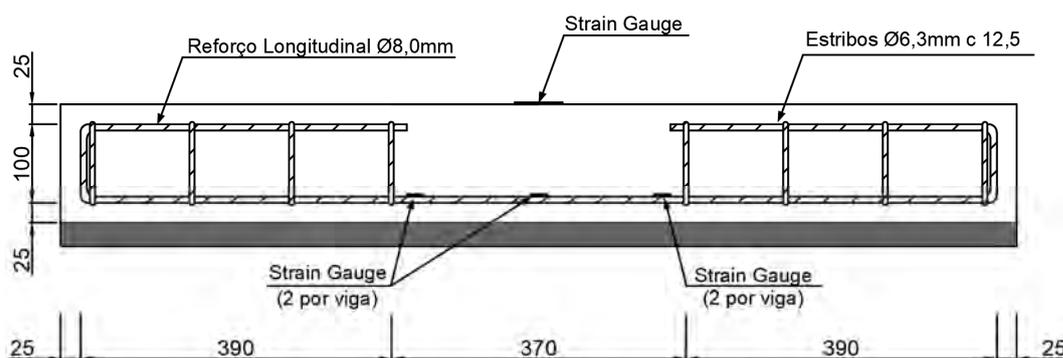


Figura 37 – Representação esquemática das vigas REF-BEAM, RB-M1PVA2.0, RB-M1PE2.0, RB-M1PVA1.0ST1.0 e RBM2PE2.0_1.

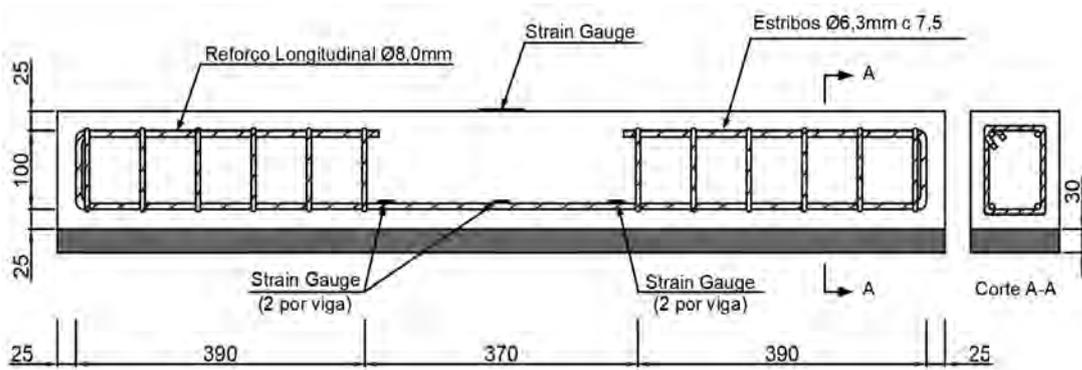


Figura 38 – Representação esquemática das vigas RB-M2PE2.0_2 e RB-M2PE1.0ST1.0.

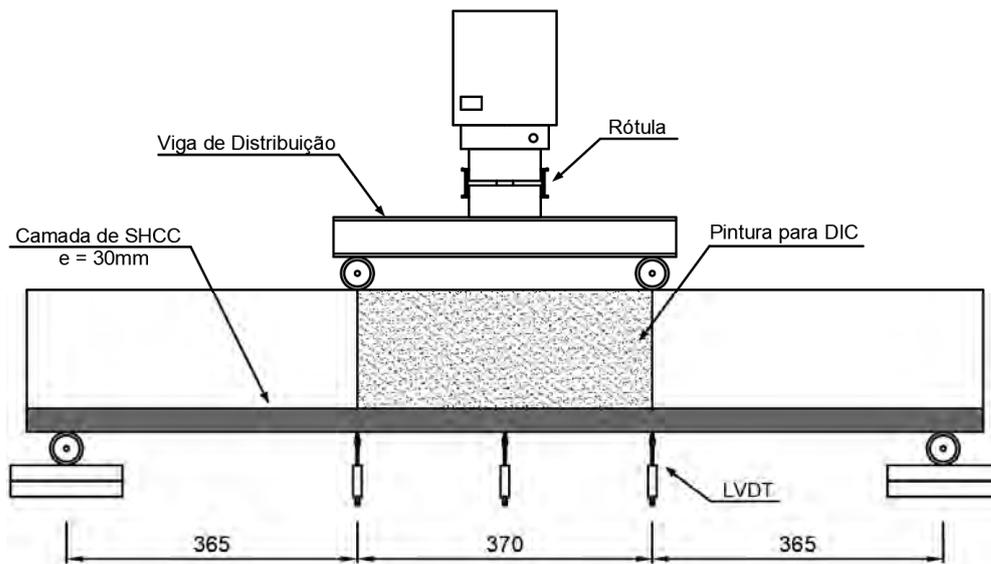


Figura 39 – Representação esquemática do ensaio realizado.



Figura 40 – Visão geral do ensaio.

As vigas foram sujeitas a uma primeira etapa de carregamento a uma taxa de 1mm/min até a flecha de 8,40mm medida pelo transdutor interno do atuador, correspondendo a uma flecha média de $6,38 \pm 0,33$ mm, medida no meio do vão. As vigas foram descarregadas por controle de força a uma taxa de 2kN/min, atingindo uma flecha residual média de $2,14 \pm 0,53$ mm. Após o descarregamento, elas foram recolocadas nas formas e foram reparadas utilizando uma camada de 30mm de SHCC, aplicada na face inferior. Após 14 dias, as vigas foram ensaiadas novamente até a ruptura, a uma taxa constante de 1mm/min. A Figura 41 mostra a sequência adotada.

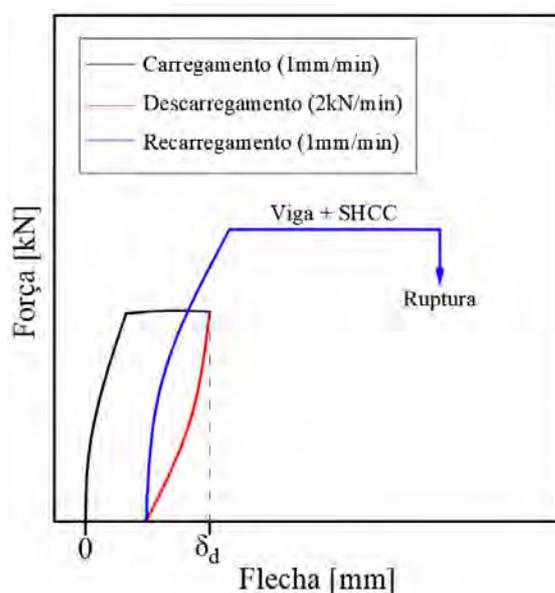


Figura 41 – Procedimento adotado para aplicação do carregamento.

A região central das vigas recebeu uma pintura especial para aplicação da técnica de Correlação Digital de Imagens (*Digital Image Correlation* – DIC), a de fim de se obter informações sobre o campo de deformações e sobre a abertura de fissuras durante o ensaio. Essa região foi fotografada a cada 10s durante os ensaios utilizando uma câmera Nikon modelo D90.

Em seguida, as imagens obtidas foram processadas utilizando o software de correlação de imagens *Gom Correlate*, versão 2018 [146]. As aberturas de fissuras foram medidas ao longo de uma linha de referência traçada na altura da armadura de aço, conforme procedimento adotado por Cardoso et al. [147]. A região analisada foi dividida em *subsets* de 31 pixels (subconjunto de pixels), com *steps* de 20 pixels (distância que um *subset* se encontra do outro).

3.5.1 Procedimento de Reparo

Após a primeira etapa de carregamento e descarregamento, as vigas ensaiadas foram posicionadas novamente nas formas, com a face inferior virada para cima. Para evitar que o *strain gauge* colado no concreto e os cabos dos *strain gages* fossem danificados, foi feito um fundo falso na região central da forma, como mostrado na Figura 42.

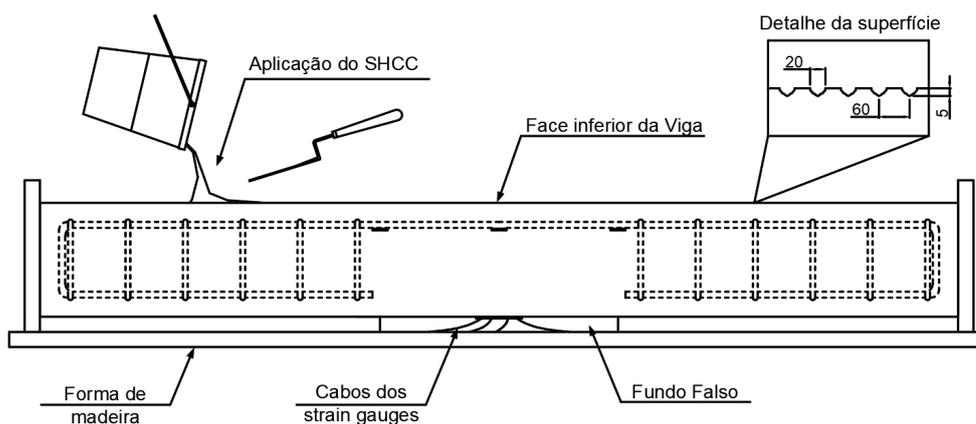


Figura 42 – Procedimento adotado para a aplicação da camada de reparo.

Para melhorar a adesão do material de reparo com a viga, foram feitas ranhuras na face inferior da viga a ser reparada utilizando um piquete de aço. As ranhuras produzidas possuíam 5mm de profundidade, 20 mm de largura e 60mm de espaçamento. Após a introdução das ranhuras, a superfície das vigas foi limpa utilizando ar comprimido para remoção da poeira e foi umidificada utilizando pano úmido, com objetivo de melhorar a adesão. A Figura 43 mostra um resumo do procedimento adotado.

Em seguida, o material de reparo foi moldado utilizando misturador planetário de 20L, conforme procedimento descrito no item 3.3, e foi aplicado sobre a superfície das vigas utilizando espátula, até completar a espessura de 30mm. Após 24h, as vigas foram desmoldadas e foram mantidas em temperatura ambiente cobertas por lona plástica durante 14 dias, quando foram ensaiadas novamente. A Figura 44 mostra o detalhe da interface entre a viga e a camada de SHCC. É importante salientar que a retração da camada de reparo moldada pode gerar tensões residuais neste material. Desse modo, a cura deve ser realizada de maneira correta, de modo a reduzir essa retração.



Figura 43 – Preparação da superfície para aplicação do reparo: (a) detalhe da forma, (b) ferramenta para produzir ranhuras e (c) espaçamento entre ranhuras.



Figura 44 – Detalhe da interface entre a viga e a camada de reparo.

4 Resultados e Discussões

4.1. Tração Direta

A Figura 45 (a) até (c) mostra os resultados obtidos nos ensaios de tração direta para os compósitos M1ST2.0, M1PVA2.0 e M1PE2.0, produzidos com a matriz M1 e utilizando 2% de fibras de aço, PVA e polietileno, respectivamente. A Figura 45 (d) apresenta os resultados obtidos para o compósito M2PE2.0, produzido com 2% de fibras de polietileno e utilizando a matriz de alta resistência M2.

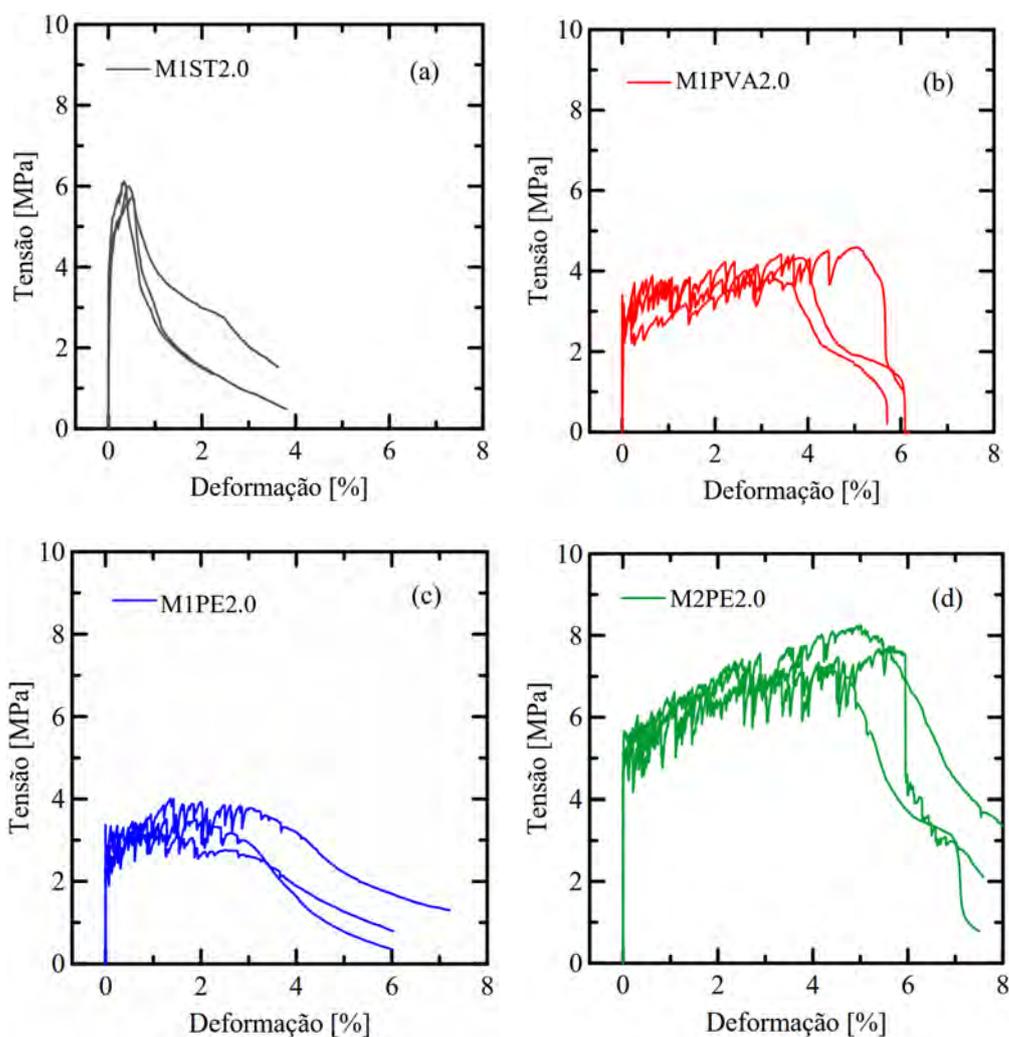


Figura 45 – Curvas tensão-deformação obtidas nos ensaios de tração direta: (a) compósito M1ST2.0, (b) M1PVA2.0, (c) M1PE2.0 e (d) M2PE2.0.

A nomenclatura utilizada para designar os compósitos segue a regra “matriz + fibras utilizadas”. Deste modo, o compósito M1PVA2.0, por exemplo, se refere ao material produzido com a matriz M1 e reforçado por 2,0% de fibras de PVA. Os valores médios obtidos para a tensão de primeira fissura (σ_{pf}), tensão máxima (σ_u), deformação máxima (ϵ_u) e tenacidade (W) são mostrados de forma resumida na Tabela 14. Também são apresentados os valores médios de abertura de fissuras (δ_c) e espaçamento entre fissuras (x_c). Os valores de desvio-padrão são mostrados entre parênteses.

Tabela 14 – Resultados obtidos para os compósitos M1PE2.0, M1PVA2.0 e M1ST2.0.

Mistura	σ_{pf} (MPa)	σ_u (MPa)	ϵ_u (%)	W (J)	δ_c (μm)	x_c (mm)
M1ST2.0	4,07 (0,24)	5,94 (0,20)	0,48 (0,10)	1,87 (0,35)	- -	- -
M1PVA2.0	3,02 (0,49)	4,24 (0,39)	4,26 (0,78)	11,72 (3,16)	42,74 (22,33)	1,23 (0,66)
M1PE2.0	2,92 (0,46)	3,65 (0,31)	3,17 (0,42)	7,74 (1,79)	40,82 (21,16)	1,61 (0,82)
M2PE2.0	5,38 (0,25)	7,78 (0,43)	5,46 (0,60)	28,08 (3,60)	39,75 (18,34)	1,09 (0,42)

A partir dos resultados obtidos, é possível observar que a utilização de 2% de fibras de aço foi suficiente para promover ganho de resistência após a formação da primeira fissura, o que caracteriza o comportamento de *strain hardening*. Nestes compósitos, entretanto, as deformações máximas foram baixas, se comparadas aquelas atingidas pelos compósitos M1PE2.0 e M1PVA2.0, ficando em torno de 0,5%. A prematura localização da fissura indica uma violação do critério de energia para obtenção de múltipla fissuração, que pode ser explicada pelo elevado módulo de elasticidade e pela baixa razão de aspecto das fibras de aço, que são fatores desfavoráveis para o desenvolvimento de múltiplas fissuras.

A Figura 46 (a) mostra uma comparação entre resultados representativos obtidos para os compósitos M1ST2.0, M1PE2.0 e M1PVA2.0. A Figura 46 (b) apresenta uma comparação entre os valores de rigidez pós-fissuração, considerando que os trechos pós-fissuração têm comportamento aproximadamente linear. A

rigidez pós-fissuração é definida como o coeficiente angular da reta que liga o ponto de primeira fissura ao ponto da curva onde ocorre a localização da fissura.

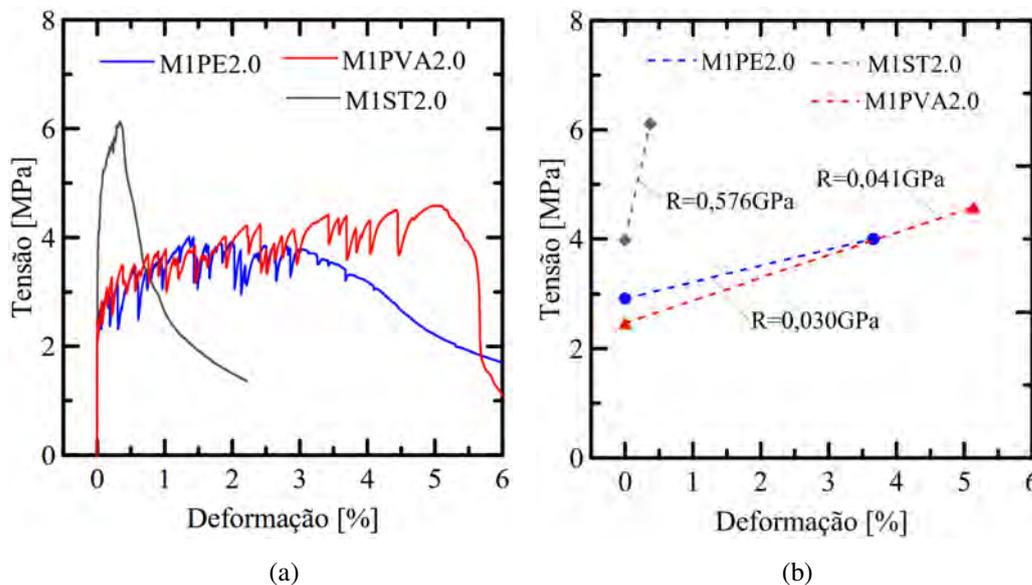


Figura 46 - Curvas tensão-deformação representativas dos materiais M1ST2.0, M1PVA2.0 e M1PE2.0: (a) resultados dos ensaios e (b) módulo pós-fissuração.

Pode-se observar que o compósito M1PVA2.0 apresentou comportamento mecânico superior ao compósito M1PE2.0, ambos produzidos com a matriz M1, atingindo maior tensão máxima e maior capacidade de deformação. As fibras de polietileno possuem natureza hidrofóbica e são caracterizadas por baixa aderência friccional com a matriz, o que faz com que elas sejam arrancadas com uma força inferior àquela suportada pelas fibras de PVA. Isso resulta em uma utilização ineficiente das fibras de polietileno e faz com que elas possuam pouca influência sobre a tensão de primeira fissura. Além disso, como observado nos ensaios de *flow table*, as fibras de polietileno possuem maior razão de aspecto e afetam de forma mais acentuada a trabalhabilidade do compósito, promovendo uma má distribuição das fibras na matriz, o que pode afetar o comportamento mecânico.

Como pode ser visto na Figura 46 (b), o uso das diferentes fibras teve influência considerável sobre a rigidez pós-fissuração dos compósitos. Pode-se observar que os SHCC produzidos com fibras de aço desenvolveram uma rigidez muito maior, o que está associado à maior rigidez destas fibras.

A Figura 47 apresenta um comparativo entre o padrão de fissuração dos compósitos M1PVA2.0 e M1ST2.0. Nesta figura, é possível ver uma mudança clara no padrão de fissuração. Os materiais produzidos com fibras de PVA apresentaram

desenvolvimento de múltiplas fissuras de abertura controlada, o que permitiu atingir deformações muito maiores.

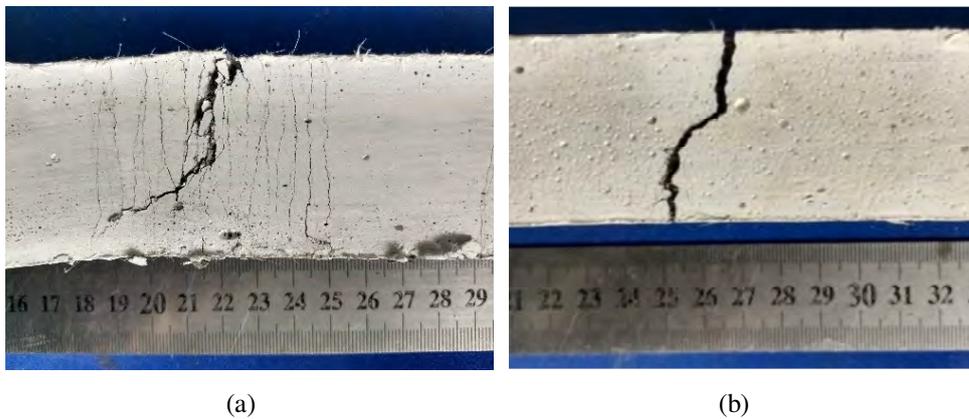


Figura 47 –Padrão de fissuração dos compósitos estudados: (a) M1PVA2.0 e (b) M1ST2.0.

As fibras de polietileno também foram utilizadas em conjunto com a matriz M2, para a produção de compósitos SHCC de alta resistência. A partir dos resultados, pode-se observar que o compósito M2PE2.0 teve resposta mecânica superior se comparado ao compósito M1PE2.0, atingindo uma tensão máxima de 7,78MPa e deformação máxima de 5,46%.

Os resultados indicam uma elevada sinergia entre as fibras de polietileno e a matriz M2. Esse comportamento pode ser explicado pelo fato de a matriz M2 ser mais densa e desenvolver uma maior aderência friccional com as fibras de polietileno, o que melhora de forma considerável os parâmetros necessários para a ocorrência de *strain hardening*. Na Figura 48 é possível ver uma comparação entre resultados obtidos para os compósitos M1PVA2.0, M1PE2.0 e M2PE2.0.

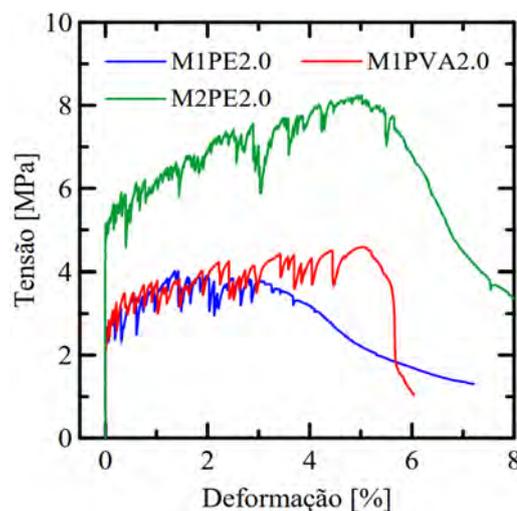


Figura 48 - Curvas tensão-deformação dos materiais M1PVA2.0, M1PE2.0 e M2PE2.0.

A Figura 49 compara o padrão de fissuração dos compósitos M1PE2.0 e M2PE2.0, onde é possível ver que ambos apresentaram o desenvolvimento de múltiplas fissuras. Pode-se observar que o número de fissuras formado na amostra do compósito M2PE2.0 foi muito maior. Também é possível observar uma redução no espaçamento entre fissuras. Apesar disso, a abertura de fissuras foi aproximadamente igual para ambos os compósitos, como apresentado na Tabela 14. Por este motivo, é provável que a maior capacidade de deformação do compósito M2PE2.0 esteja associada a um aumento no número de fissuras formadas.

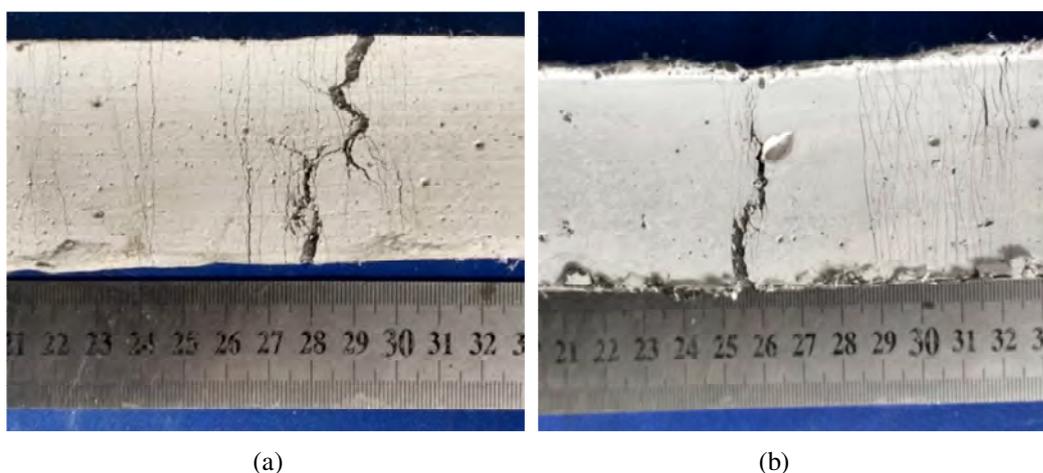


Figura 49 – Padrão de fissuração de amostras representativas referentes aos compósitos estudados:

(a) M1PE2.0 e (b) M2PE2.0.

Os resultados obtidos mostraram a viabilidade de se produzir compósitos SHCC utilizando fibras de aço, PVA e polietileno. Também mostraram que a utilização das fibras poliméricas de PVA e polietileno permite produzir compósitos de maior tenacidade e ductilidade, enquanto a utilização de fibras de aço permite produzir compósitos com maior resistência.

A partir dos resultados, foi possível observar que as fibras de PVA conduzem a melhores resultados que as fibras de polietileno na matriz M1, permitindo atingir maior tensão máxima e maior capacidade de deformação.

Também pôde-se concluir que as fibras de polietileno são mais eficientes quando utilizadas em conjunto com a matriz de alta resistência M2, uma matriz mais densa e que desenvolve maior adesão com as fibras.

4.1.1 Compósitos produzidos com reforços híbridos

Nesta etapa do trabalho, foi estudado o efeito da substituição das fibras de polietileno e PVA por fibras de aço no comportamento mecânico dos compósitos SHCC, produzidos utilizando a matriz M1 e com a matriz M2. Para a produção dos compósitos, o volume de fibras foi mantido constante em 2,0%, uma vez que quantidades maiores de fibras podem afetar de forma negativa a trabalhabilidade e comprometer a resposta mecânica. As fibras de PVA e polietileno foram substituídas por fibras de aço em uma proporção de 1,0% e 0,5%.

Como mostrado anteriormente, os compósitos SHCC produzidos com fibras de PVA e polietileno apresentaram elevada ductilidade, enquanto os materiais produzidos com fibras de aço foram caracterizados por atingir maiores resistências. O que se observou nesta etapa do trabalho, foi uma transição entre estes dois comportamentos, ou seja, a substituição parcial das fibras poliméricas por fibras de aço promoveu aumento da resistência e redução na capacidade de deformação. A Figura 50 mostra as curvas tensão-deformação obtidas para o compósito M1PE2.0 e para os compósitos reforçados por fibras híbridas, M1PE1.5ST0.5 e M1PE1.0ST1.0, onde é possível ver esta transição.

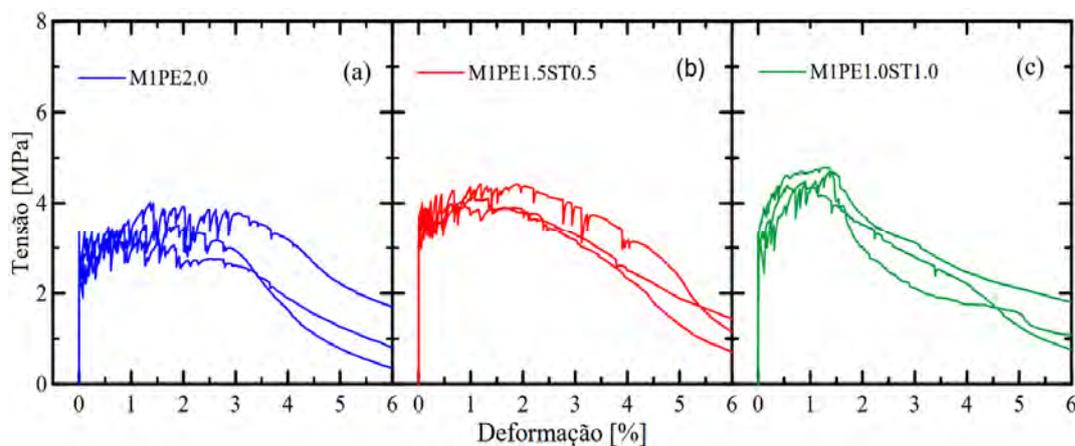


Figura 50 – Curvas tensão-deformação obtidas nos ensaios de tração direta: (a) compósito M1PE2.0, (b) M1PE1.5ST0.5 e (c) M1PE1.0ST1.0.

A Figura 51 mostra as as curvas tensão-deformação obtidas para o compósito M1PVA2.0 e para os compósitos M1PVA1.5ST0.5 e M1PVA1.0ST1.0, produzidos através a hibridização entre fibras de PVA e fibras de aço.

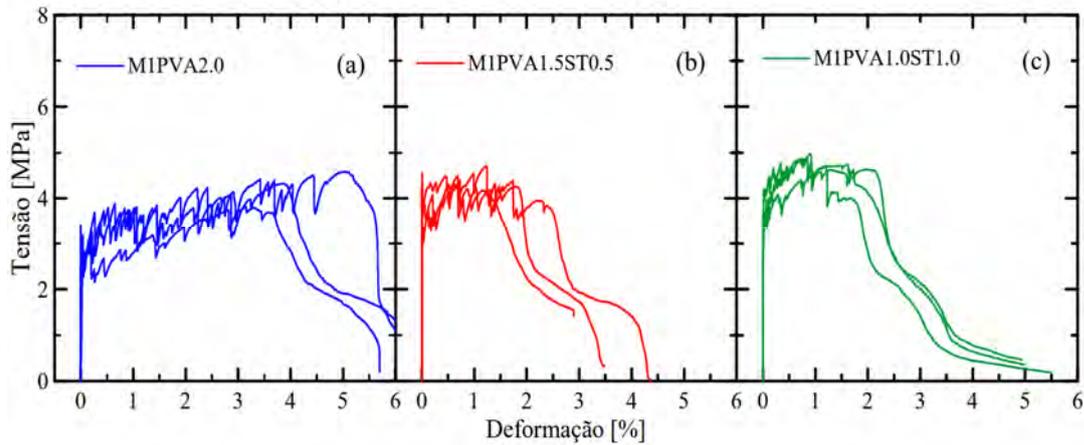


Figura 51 – Curvas tensão-deformação obtidas nos ensaios de tração direta: (a) compósito MIPVA2.0, (b) MIPVA1.5ST0.5 e (c) MIPVA1.0ST1.0.

O efeito da hibridização também foi estudado nos SHCC de alta resistência produzidos com a matriz M2, utilizando fibras de polietileno e aço. A Figura 52 mostra as curvas tensão-deformação obtidas para o compósito M2PE2.0, produzidos com 2% de fibras de PE e a matriz M2 e os compósitos reforçados por fibras híbridas M2PE1.5ST0.5, produzido através da utilização de 1,5% de fibras de polietileno e 0,5% de fibras de aço e M2PE1.0ST1.0, produzido através da utilização de 1,0% de fibras de polietileno e 1,0% de fibras de aço.

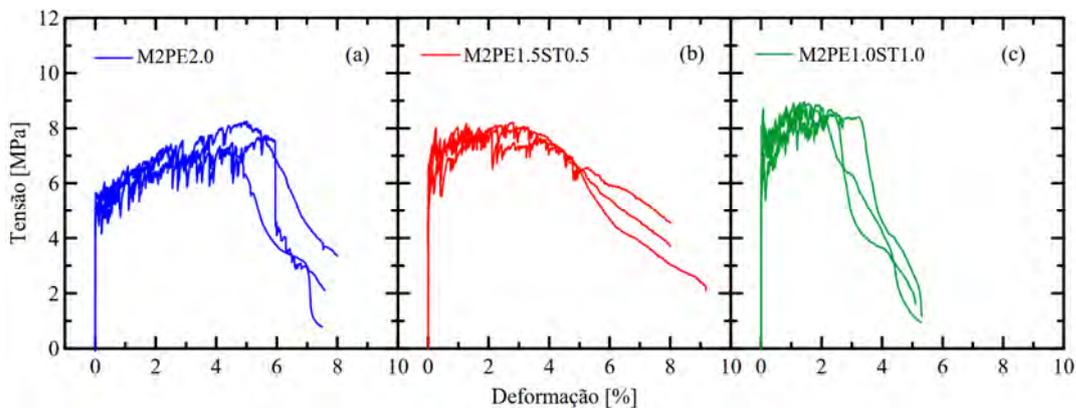


Figura 52 – Curvas tensão-deformação obtidas nos ensaios de tração direta: (a) compósito M2PE2.0; (b) M2PE1.5ST0.5; (c) M2PE1.0ST1.0.

Os valores de tensão de primeira fissura (σ_{pf}), tensão máxima (σ_u), deformação máxima (ϵ_u), tenacidade (W), tenacidade até a deformação de 1,0% ($W_{1,0}$), abertura (δ_c) e espaçamento de fissuras (x_c) são mostrados na Tabela 15. Os valores de desvio-padrão são mostrados entre parênteses.

Tabela 15 – Resultados dos ensaios de tração direta.

Mistura	σ_{pf} (MPa)	σ_u (MPa)	ϵ_u (%)	W (J)	$W_{1.0}$ (J)	δ_c (μm)	x_c (mm)
M1PE2.0	2,92 (0,46)	3,65 (0,31)	3,17 (0,42)	7,74 (1,79)	2,30 (0,07)	40,82 (21,16)	1,61 (0,82)
M1PE1.5ST0.5	3,30 (0,13)	4,15 (0,26)	2,64 (0,59)	7,92 (2,08)	2,90 (0,02)	49,35 (15,55)	1,66 (0,85)
M1PE1.0ST1.0	3,37 (0,06)	4,64 (0,16)	1,40 (0,19)	4,47 (0,83)	3,08 (0,24)	80,00 (34,56)	1,66 (0,62)
M1PVA2.0	3,02 (0,49)	4,24 (0,39)	4,26 (0,78)	11,72 (3,16)	1,87 (0,35)	42,74 (22,33)	1,23 (0,66)
M1PVA1.5ST0.5	3,73 (0,21)	4,59 (0,11)	1,88 (0,50)	5,84 (1,55)	2,34 (0,29)	70,00 (21,21)	1,41 (0,49)
M1PVA1.0ST1.0	3,99 (0,18)	4,82 (0,21)	1,79 (0,20)	6,07 (0,88)	3,08 (0,09)	75,14 (26,72)	1,69 (0,75)
M2PE2.0	5,38 (0,25)	7,78 (0,43)	5,46 (0,60)	28,08 (3,60)	3,35 (0,19)	39,75 (18,34)	1,09 (0,42)
M2PE1.5ST0.5	6,04 (0,58)	8,09 (0,16)	4,59 (0,82)	26,04 (3,83)	4,24 (0,11)	27,07 (12,89)	1,30 (0,76)
M2PE1.0ST1.0	6,64 (0,73)	8,79 (0,23)	2,66 (0,55)	16,51 (3,92)	5,33 (0,26)	25,74 (14,03)	1,50 (0,90)

Os materiais estudados apresentaram o desenvolvimento de múltiplas fissuras, com ganho de resistência pós-fissuração, o que os caracteriza como compósitos do tipo SHCC. No Anexo II são mostradas imagens dos corpos de prova correspondentes. Para os compósitos híbridos produzidos, foi observada uma redução no número de fissuras à medida que o teor de fibras de aço aumentava.

As Figuras 51 e 52 mostram comparações entre os compósitos produzidos com fibras de PVA e polietileno e os compósitos produzidos com reforços híbridos. Foi escolhida uma amostra para representar cada mistura. Pode-se observar que os compósitos reforçados por fibras híbridas apresentaram tensões de primeira fissura e tensões máximas maiores e apresentaram resposta mecânica superior em baixas deformações. Isso mostra que a hibridização pode ser vantajosa em situações que não exijam capacidades de deformação muito elevadas. Já os compósitos

produzidos com as fibras poliméricas isoladas podem ser mais indicados para situações de deformações elevadas, como impacto e carregamentos sísmicos.

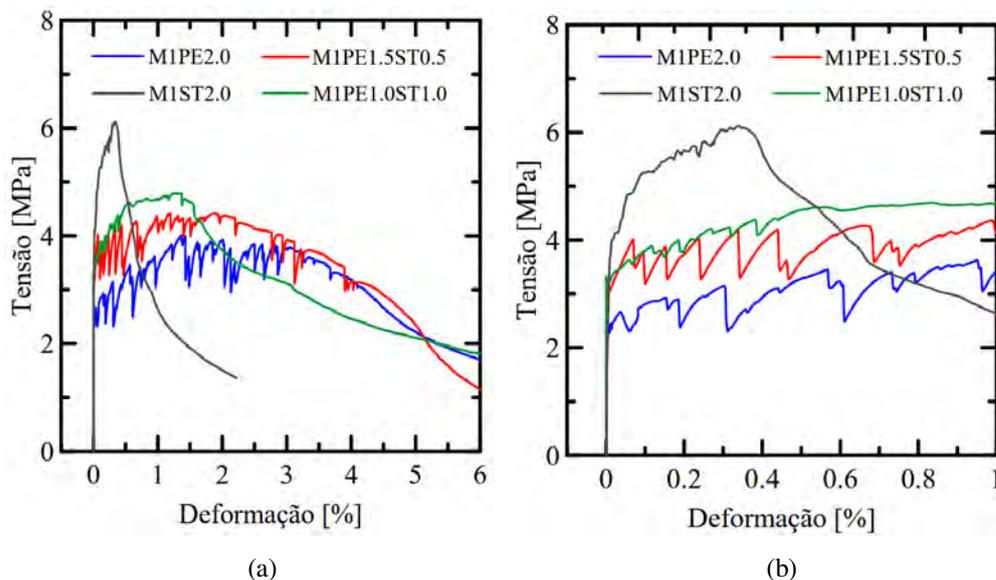


Figura 53 – Curvas tensão-deformação representativas dos compósitos M1PE2.0, M1PE1.5ST0.5, M1PE1.0ST1.0 e do compósito M1ST1.0: (a) resultados completos e (b) resultados até 1% de deformação.

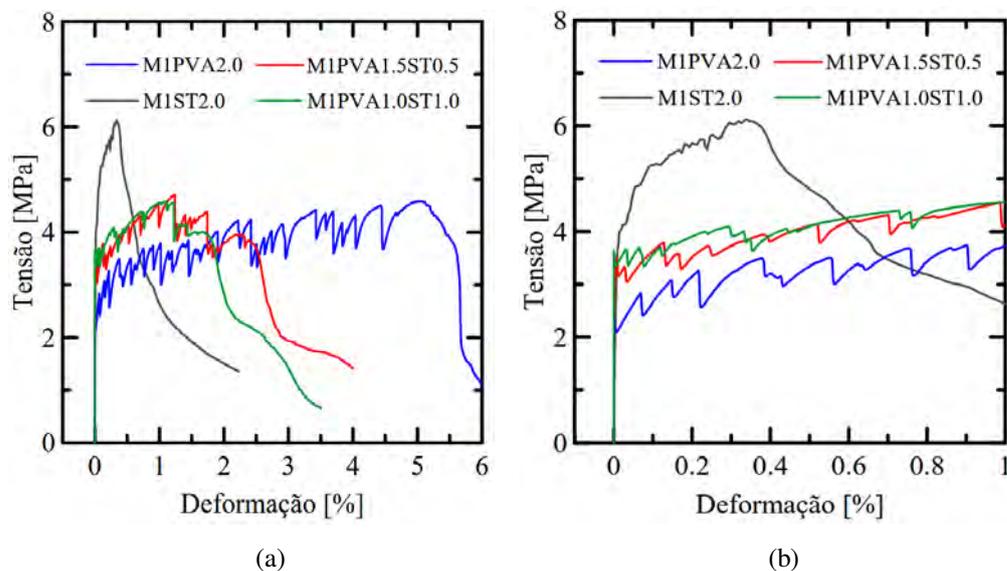


Figura 54 - Curvas tensão-deformação representativas dos compósitos M1PVA2.0, M1PVA1.5ST0.5, M1PVA1.0ST1.0 e M1ST1.0: (a) resultados completos e (b) resultados até 1% de deformação.

A Figura 55 (a) compara os resultados representativos obtidos para os compósitos SHCC de alta resistência M2PE2.0, M2PE1.5ST0.5 e M2PE1.0ST1.0. A Figura 55 (b) apresenta esse comparativo até a deformação de 1%.

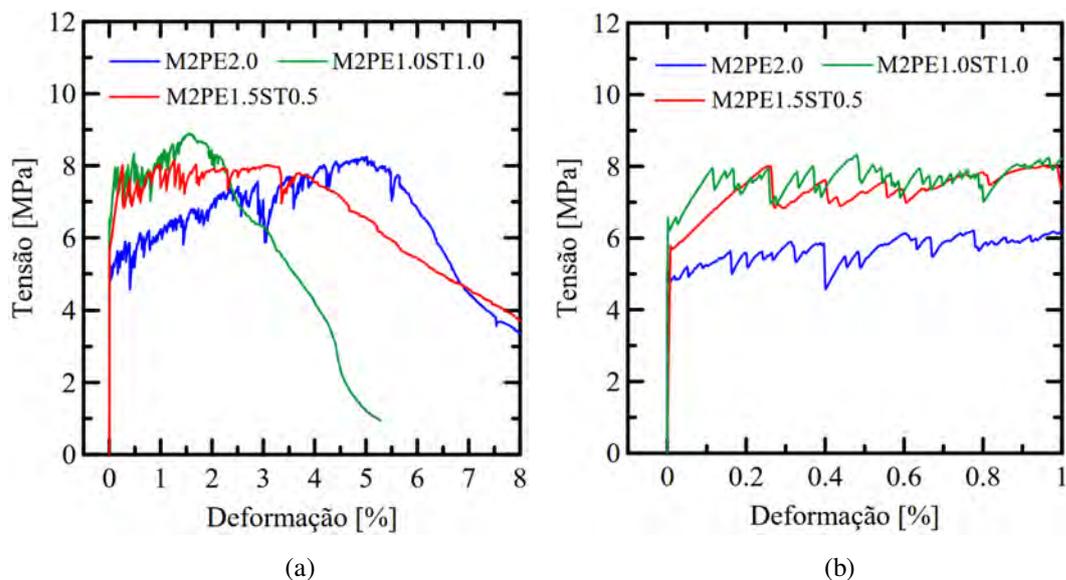


Figura 55 – Curvas tensão-deformação representativas dos compósitos M2PE2.0, M2PE1.5ST0.5 e M2PE1.0ST1.0: (a) resultados completos e (b) resultados até 1% de deformação.

Como pode-se observar, a introdução das fibras de aço promoveu uma redução na capacidade de deformação dos compósitos. Este comportamento está associado à menor razão de aspecto e ao elevado módulo de elasticidade das fibras de aço, características que afetam de forma negativa os parâmetros necessários para a ocorrência de múltipla fissuração, de acordo com o critério de energia.

A Figura 56 (a) e (b) mostra o efeito da substituição das fibras poliméricas por fibras de aço na deformação máxima dos compósitos. Nos gráficos, é possível observar uma queda brusca na capacidade de deformação dos compósitos produzidos com fibras de PVA, quando estas são substituídas em 0,5% por fibras de aço. Esse resultado mostra que a hibridização possui um efeito negativo maior sobre os materiais produzidos com PVA e mostra que um volume de fibras de PVA abaixo de 2,0% reduz de forma significativa a capacidade de múltipla fissuração destes compósitos.

Para os compósitos produzidos com fibras de polietileno, a queda na capacidade de deformação é mais branda e indica que mesmo 1,5% de fibras de polietileno é suficiente para produzir compósitos do tipo SHCC com capacidade de deformação satisfatória. A queda na capacidade de deformação foi semelhante para os compósitos produzidos com a matriz M1 e com a matriz M2.

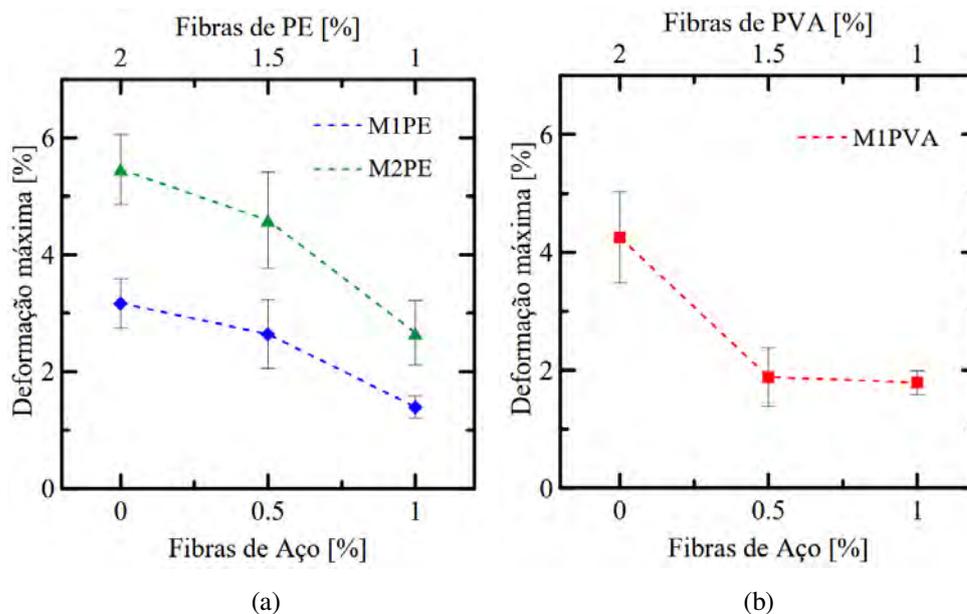


Figura 56 – Comparativo entre os valores de deformação máxima obtidos para os compósitos estudados, em função do volume de fibras de aço: (a) M1PE e M2PE e (b) M1PVA.

Como mostrado na Figura 57 e na Figura 58, a tensão de primeira fissura e a tensão máxima dos compósitos aumentaram com a substituição parcial das fibras de PVA e polietileno por fibras de aço. Resultados semelhantes foram encontrados por Ahmed e Maalej [18] e por Yu et al. [48], que mostraram que a substituição parcial de fibras poliméricas por fibras de aço aumenta a tensão de primeira fissura e tensão máxima em ensaios de tração direta.

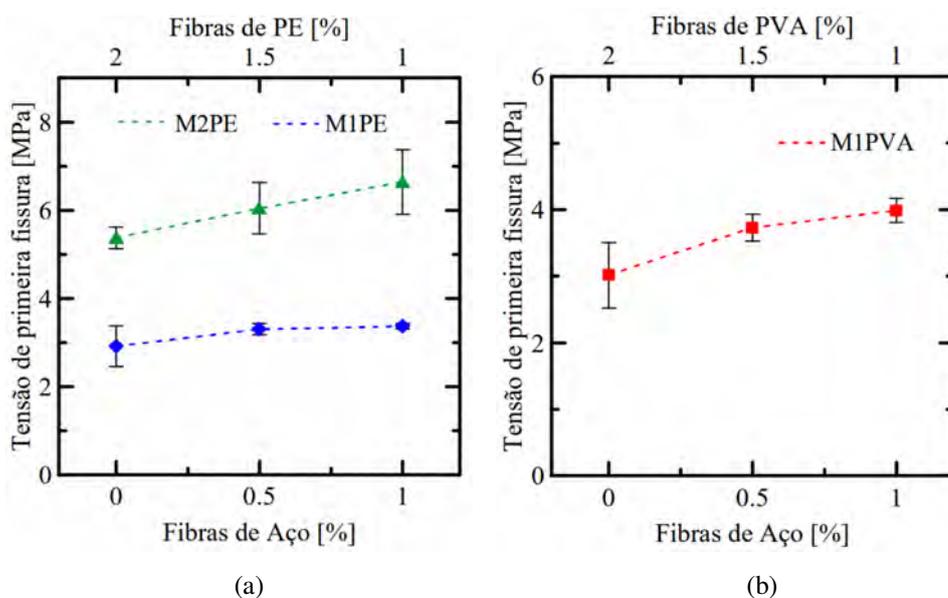


Figura 57 - Comparativo entre os valores de tensão de primeira fissura obtidos para os compósitos estudados, em função do volume de fibras de aço: (a) M1PE e M2PE e (b) M1PVA.

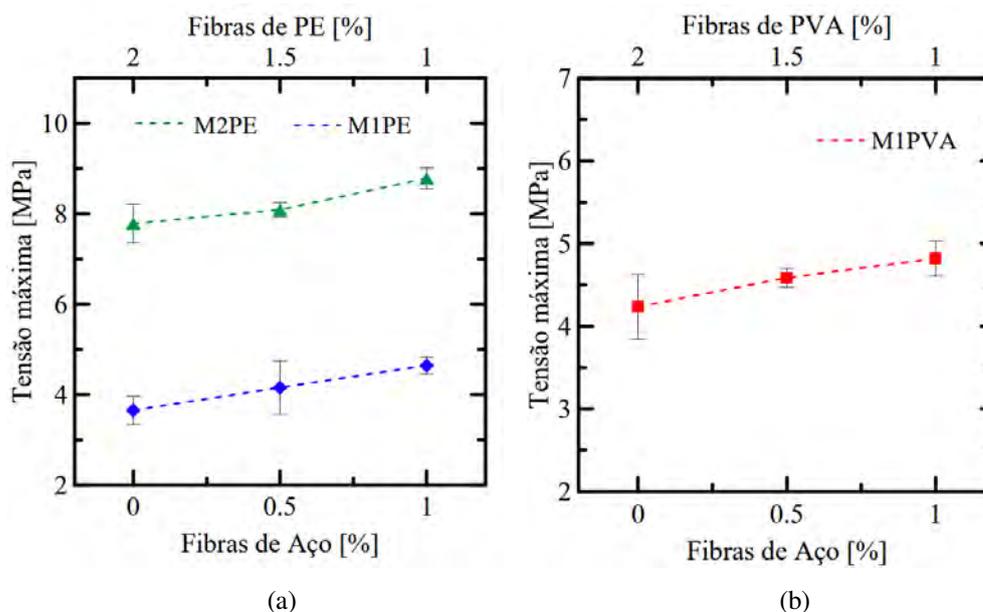


Figura 58 - Comparativo entre os valores de tensão máxima obtidos para os compósitos estudados, em função do volume de fibras de aço: (a) M1PE e M2PE; (b) M1PVA.

Esse comportamento pode estar associado à elevada rigidez e resistência das fibras de aço, o que faz com que estas fibras tenham uma influência maior sobre a resistência. Outra explicação é o maior diâmetro das fibras de aço, que faz com que a área superficial das fibras seja maior e aumente a força de arrancamento das fibras, o que possui um efeito positivo sobre a resistência.

Outro fator que pode explicar o aumento da resistência é a elevada razão de aspecto das fibras de PVA e Polietileno, que faz com que o volume total ocupado por zonas de transição interfaciais seja muito maior. As zonas de transição interfaciais são regiões no entorno das fibras caracterizadas por maior concentração de Hidróxido de Cálcio (CH) e etringita. Isso faz com que estas regiões sejam mais frágeis que o restante da matriz e funcionem como microdefeitos, reduzindo a tensão de primeira fissura e a tensão última.

A introdução das fibras de aço promoveu aumento na tensão de primeira fissura e na tensão máxima mesmo para a matriz de alta resistência M2, permitindo atingir tensões últimas superiores a 8MPa. Esse resultado vai de encontro a resultados encontrados por Zhou et al. [81], que mostraram que a introdução das fibras de aço reduz a tensão de primeira fissura e tensão última, em matrizes de alta resistência reforçadas por fibras de polietileno.

Como mostrado na Figura 59 (a) e (b), a hibridização com fibras de aço também promove aumento da rigidez pós-fissuração (R) dos compósitos. A rigidez

pós-fissuração foi obtida a partir do coeficiente angular da reta que liga o ponto de primeira fissura ao ponto correspondente à localização da fissura, considerando o trecho pós-fissuração como sendo aproximadamente linear. O aumento da rigidez pós-fissuração está associado ao maior módulo de elasticidade e resistência das fibras de aço, que fazem com que a rigidez axial das fibras seja maior e tenha maior influência sobre a rigidez do compósito. Além disso, este aumento está associado à maior força de arrancamento das fibras de aço, que reduz a deformação e aumenta a resistência.

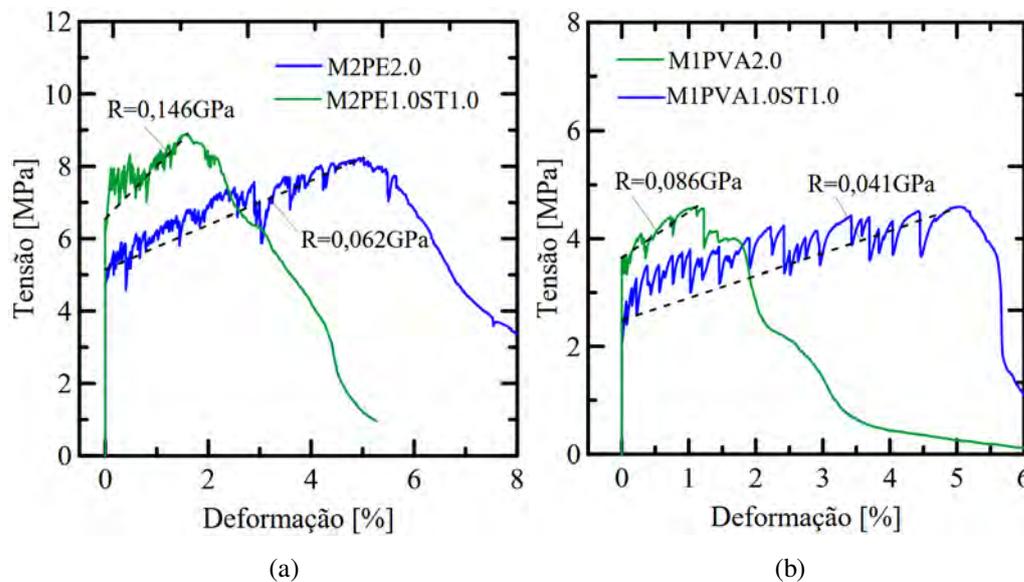


Figura 59 – Efeito da hibridização sobre a rigidez dos compósitos: (a) compósitos M1PVA2.0 e M1PVA1.0ST1.0 e (b) compósitos M2PE2.0 e M2PE1.0ST1.0.

A Figura 60 (a) e (b) mostra a influência da substituição das fibras poliméricas por fibras de aço no espaçamento e abertura de fissuras dos compósitos. Para os compósitos produzidos com a matriz M1 e fibras de polietileno, o espaçamento de fissuras permaneceu praticamente inalterado para todas as misturas, mesmo com a substituição parcial por aço.

Para os compósitos produzidos com fibras de PVA, a introdução das fibras de aço levou a um aumento no espaçamento entre fissuras, o que pode estar associado a uma maior adesão química das fibras de PVA com a matriz, se comparada com às fibras de polietileno, o que faz com que os compósitos produzidos com fibras de PVA tenham um espaçamento entre fissuras menor para a mesma matriz M1.

Como pode ser visto na Figura 60 (b), a introdução de fibras de aço reduziu a abertura para os compósitos produzidos com a matriz M2, o que está de acordo com a Eq. 2.11, que diz que a abertura de fissuras é diretamente proporcional à aderência friccional e inversamente proporcional ao módulo de elasticidade e diâmetro das fibras. Para os compósitos produzidos com a matriz M1, entretanto, a introdução das fibras de aço promoveu um aumento na abertura de fissuras, o que pode estar associado a uma menor aderência friccional entre as fibras de PVA e polietileno e a matriz M1.

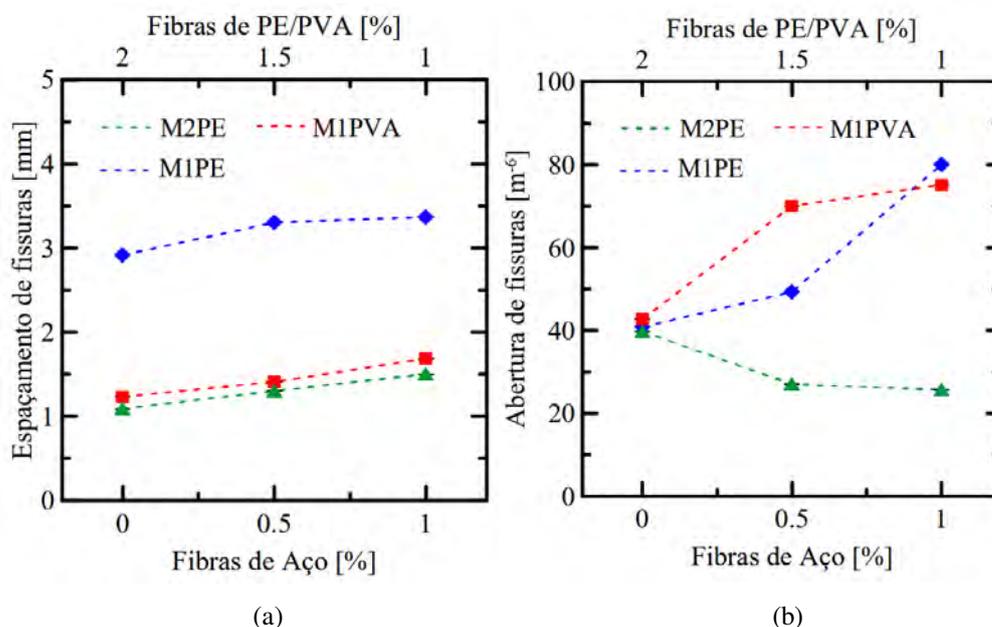


Figura 60 - Comparativo entre os valores de espaçamento e abertura de fissuras obtidos, em função do volume de fibras de aço: (a) espaçamento de fissuras e (b) abertura de fissuras.

A Figura 61 mostra uma comparação entre a tenacidade dos compósitos produzidos, em função do volume de fibras de aço utilizado. Os gráficos mostram que a hibridização das fibras poliméricas com fibras de aço promoveu, de modo geral, uma redução da tenacidade dos compósitos, o que está associado à redução da deformação máxima atingida por estes compósitos e pela localização prematura das fissuras.

Em alguns casos, o acréscimo de resistência promovido pelas fibras de aço compensou a redução na deformação máxima e promoveu leve aumento na tenacidade, como pode ser observado comparando-se os compósitos M1PE2.0 e M1PE1.5ST0.5 e os compósitos M1PVA1.5ST0.5 e M1PVA1.0ST1.0.

A Figura 62 compara a tenacidade dos compósitos até a deformação de 1,0% ($W_{1,0}$). Nos gráficos, pode-se ver que até a deformação de 1%, a hibridização é benéfica, promovendo um aumento na tenacidade dos compósitos, para todas as matrizes utilizadas. A partir dos resultados, pode-se concluir que os compósitos reforçados por fibras híbridas apresentam comportamento mecânico satisfatório em baixas deformações. Para maiores valores de deformação, os compósitos reforçados pelas fibras poliméricas possuem melhor comportamento.

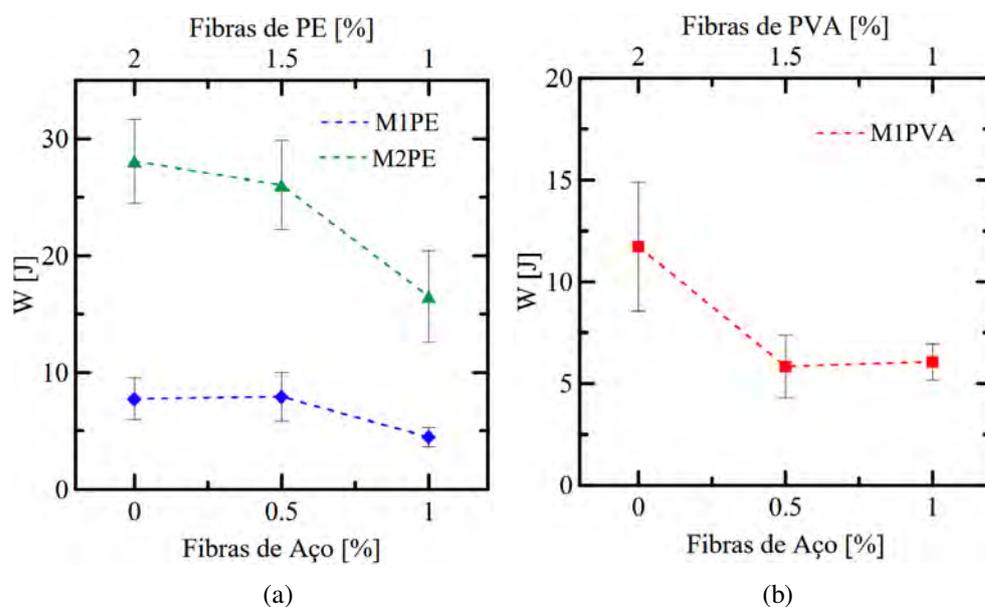


Figura 61 - Comparativo entre os valores de tenacidade obtidos, em função do volume de fibras de aço: (a) M1PE e M2PE e (b) M1PVA.

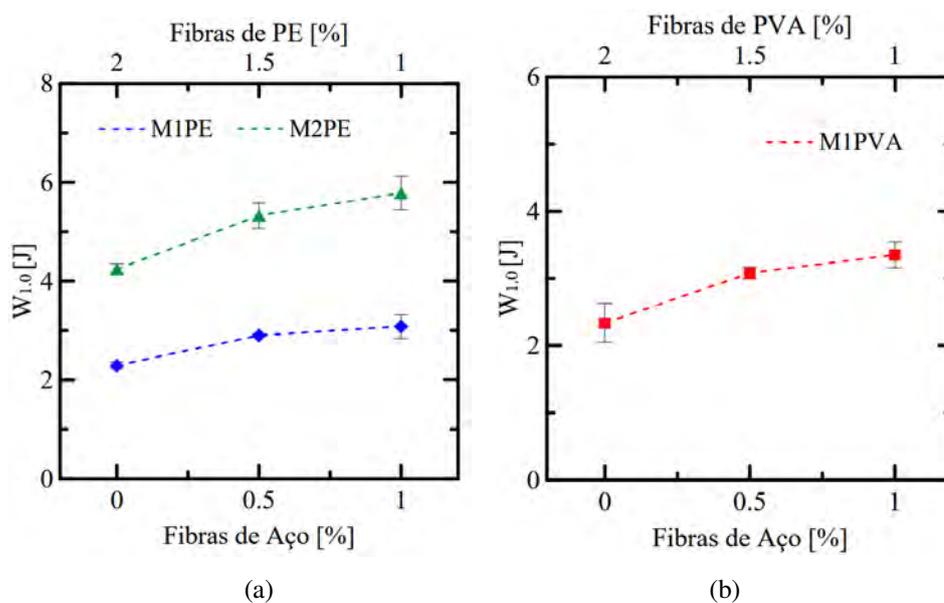


Figura 62 – Comparativo entre a tenacidade dos compósitos até a deformação de 1,0%: (a) M1PE e M2PE e (b) M1PVA.

4.2. Flexão de Quatro Pontos

Com objetivo de comparar a resposta mecânica dos compósitos produzidos, foram realizados ensaios de flexão de quatro pontos em placas. A Figura 63 (a) até (c) mostra os resultados obtidos para os compósitos M1PE2.0, M1PVA2.0 e M1ST2.0, reforçados por 2% de fibras de polietileno, PVA e aço, respectivamente.

A Figura 63 (d) apresenta os resultados referentes ao compósito M2PE2.0, produzido com a matriz M2 e reforçado com 2% de fibras de polietileno.

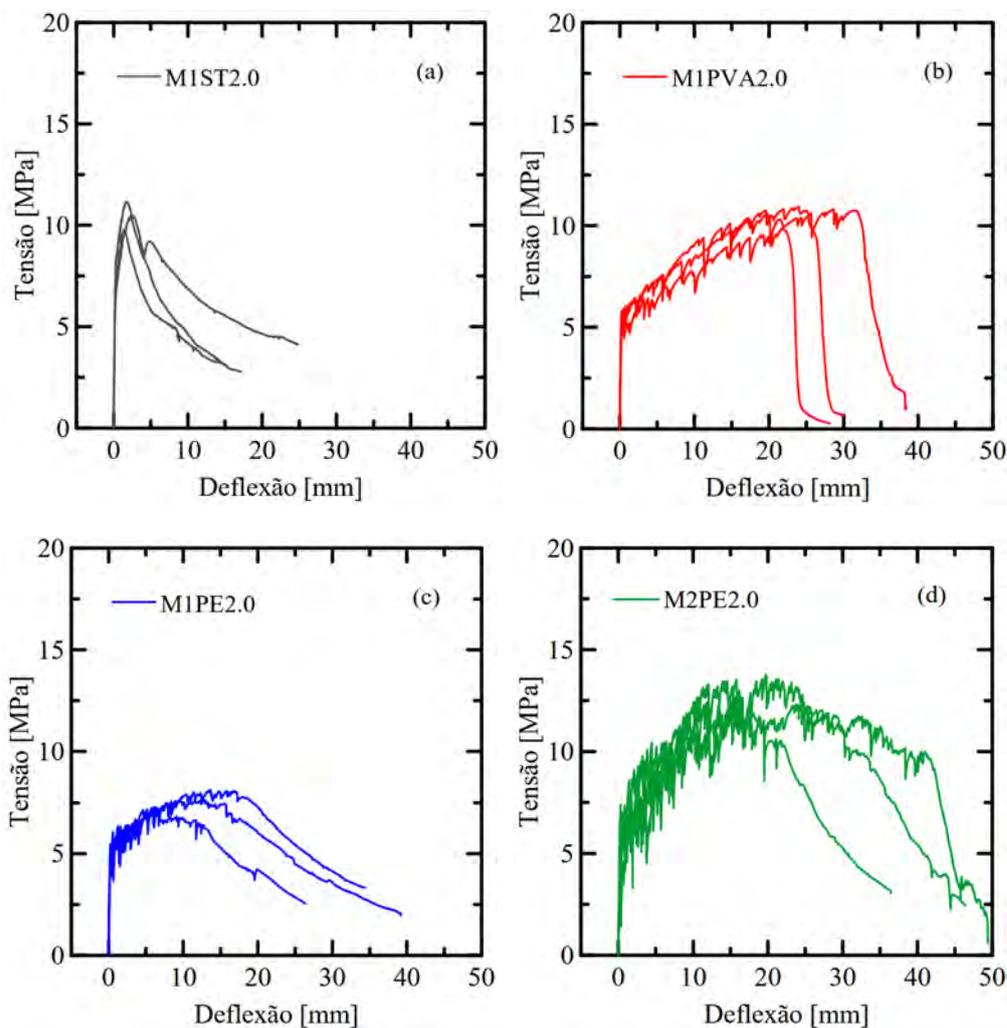


Figura 63 - Curvas tensão-deflexão obtidas nos ensaios de flexão de quatro pontos: (a) compósito M1ST2.0, (b) M1PVA2.0, (c) M1PE2.0 e (d) M2PE2.0.

A Tabela 16 mostra os resultados de tensão de primeira fissura (σ_{pf}), deflexão de primeira fissura (δ_{pf}), tensão máxima (σ_u), deflexão máxima (δ_u) e tenacidade (W) obtidos. Também são apresentados os valores médios de abertura de fissuras (δ_c) e espaçamento entre fissuras (x_c).

Tabela 16 – Resultados dos ensaios de flexão para o compósito M1ST2.0.

Mistura	σ_{pf} (MPa)	δ_{pf} (mm)	σ_u (MPa)	δ_u (mm)	W (J)	δ_c (μ m)	x_c (mm)
M1ST2.0	6,34 (0,51)	0,20 (0,03)	10,49 (0,68)	1,94 (0,51)	0,44 (0,17)	- -	- -
M1PVA2.0	5,49 (0,29)	0,24 (0,02)	10,83 (0,10)	25,64 (6,33)	6,31 (1,61)	122,74 (38,72)	5,62 (1,96)
M1PE2.0	5,21 (0,21)	0,20 (0,02)	7,68 (0,41)	15,50 (2,61)	3,01 (0,67)	110,00 (29,66)	5,08 (1,77)
M2PE2.0	6,12 (0,47)	0,26 (0,01)	12,92 (0,74)	30,88 (9,45)	9,26 (3,21)	108,88 (31,62)	2,88 (1,95)

Assim como foi observado nos ensaios de tração direta, a utilização de 2,0% de fibras de aço em volume foi suficiente para promover ganho de resistência pós-fissuração na flexão, o que caracteriza um comportamento de *deflection hardening*. O ganho de resistência após a fissuração da matriz, entretanto, foi acompanhado pela localização prematura das fissuras, como mostrado na Figura 64 (a), o que comprometeu de forma considerável a capacidade de deflexão do compósito.

Diferente do que foi observado para o compósito M1ST2.0, os materiais produzidos com 2,0% de fibras de polietileno e PVA apresentaram o desenvolvimento de múltiplas fissuras de abertura controlada, como mostrado na Figura 64 (b), o que permitiu atingir flechas muito maiores e fez com que as amostras adquirissem aspecto curvo, um comportamento característico de SHCC.

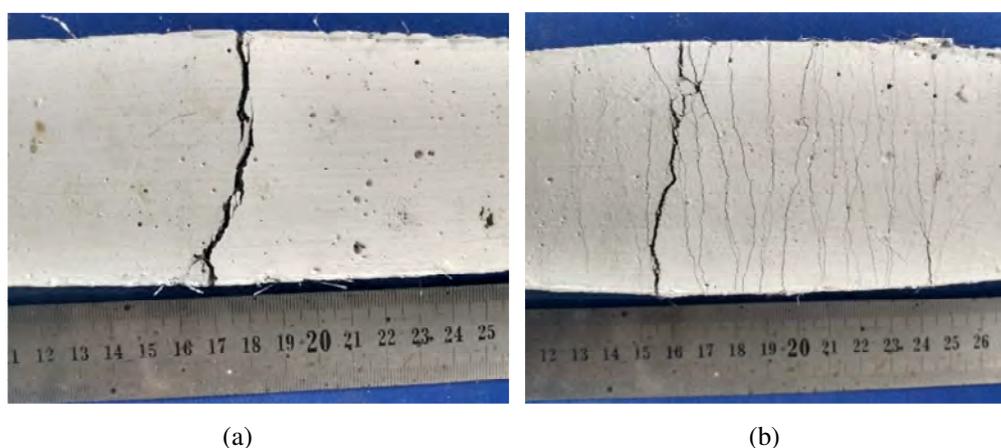


Figura 64 – Comparativo entre o padrão de fissuração dos compósitos produzidos com fibras de aço e PVA, utilizando a matriz M1: (a) M1ST2.0 e (b) M1PVA2.0.

Assim como foi observado nos ensaios de tração direta, os compósitos M1PVA2.0, produzidos com 2% de fibras de PVA, apresentaram comportamento mecânico superior aos compósitos M1PE2.0, produzidos com 2% de fibras de polietileno, o que mostra, mais uma vez, que as fibras de PVA possuem uma maior sinergia com a matriz M1.

Como explicado na análise dos dados referentes aos ensaios de tração direta, a natureza hidrofóbica das fibras de polietileno faz com que elas possuam baixa aderência friccional com a matriz, o que reduz de forma considerável a eficiência das fibras. Uma comparação entre resultados representativos dos compósitos M1PVA2.0, M1PE2.0 e M1ST2.0 é mostrada na Figura 65.

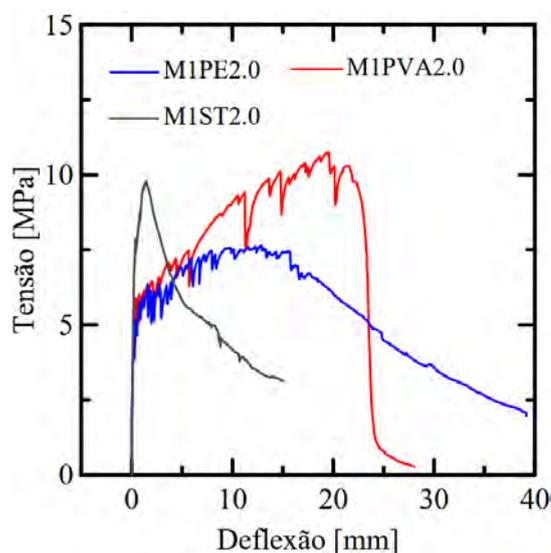


Figura 65 - Curvas tensão-deflexão dos compósitos M1PVA2.0, M1PE2.0 e M1ST2.0.

Como realizado nos ensaios de tração direta, as fibras de polietileno foram utilizadas para a produção de compósitos SHCC de alta resistência, utilizando a matriz M2. A resposta mecânica dos materiais produzidos com fibras de polietileno melhorou de forma considerável ao se adotar a matriz M2, uma matriz mais densa que promove uma maior aderência com as fibras, um parâmetro importante para a ocorrência de múltipla fissuração, o que permitiu aos compósitos M2PE2.0 atingir as maiores deflexões entre todos os compósitos produzidos.

A utilização das fibras de polietileno em conjunto com a matriz M2 fez com que a tensão máxima fosse de 12,92 MPa, cerca de 68% maior que a tensão máxima obtida ao se utilizar as fibras de polietileno em conjunto com a matriz M1, mostrando a vantagem de se utilizar estas fibras em conjunto com matrizes de alta

resistência. A Figura 66 mostra um comparativo entre resultados representativos obtidos para os materiais M1PVA2.0, M1PE2.0 e M2PE2.0, onde é possível ver, mais uma vez, a superioridade mecânica do compósito M2PE2.0, que atinge maiores valores de tensão e deflexão máxima, se comparado aos materiais produzidos com a matriz M1.

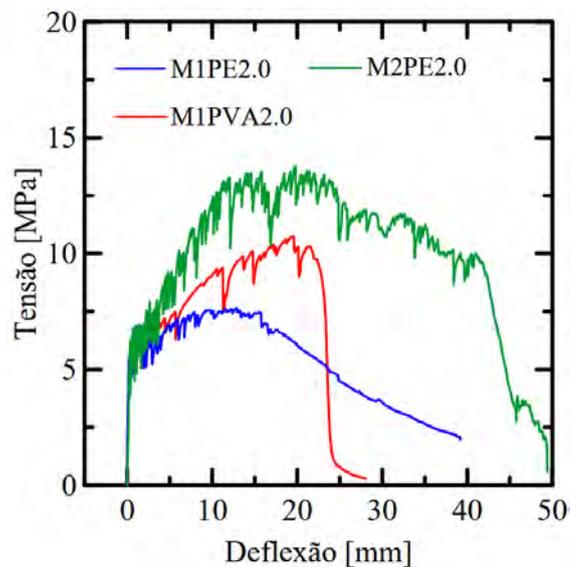


Figura 66 - Curvas tensão-deflexão dos compósitos M1PVA2.0, M1PE2.0 e M2PE2.0.

4.2.1 Compósitos produzidos com reforços híbridos

Nesta etapa, foi estudado o efeito da substituição das fibras de polietileno e PVA por fibras de aço no comportamento mecânico dos compósitos do tipo SHCC submetidos a flexão. Os materiais foram produzidos utilizando um volume constante de fibras igual a 2,0%. As fibras de PVA e polietileno foram substituídas por fibras de aço em uma proporção de 1,0% e 0,5%. A Figura 67 mostra os diagramas obtidos para o compósito M1PE2.0, e para os compósitos reforçados por fibras híbridas, M1PE1.5ST0.5 e M1PE1.0ST1.0.

A Figura 68 mostra as curvas obtidas para o compósito M1PVA2.0 para os compósitos híbridos M1PVA1.5ST0.5 e M1PVA1.0ST1.0, produzidos utilizando fibras de PVA e aço. A Figura 69 mostra os diagramas obtidos para o compósito M2PE2.0, produzido com a matriz de alta resistência M2 e para os compósitos produzidos com reforços híbridos de aço e polietileno, M2PE1.5ST0.5 e M2PE1.0ST1.0.

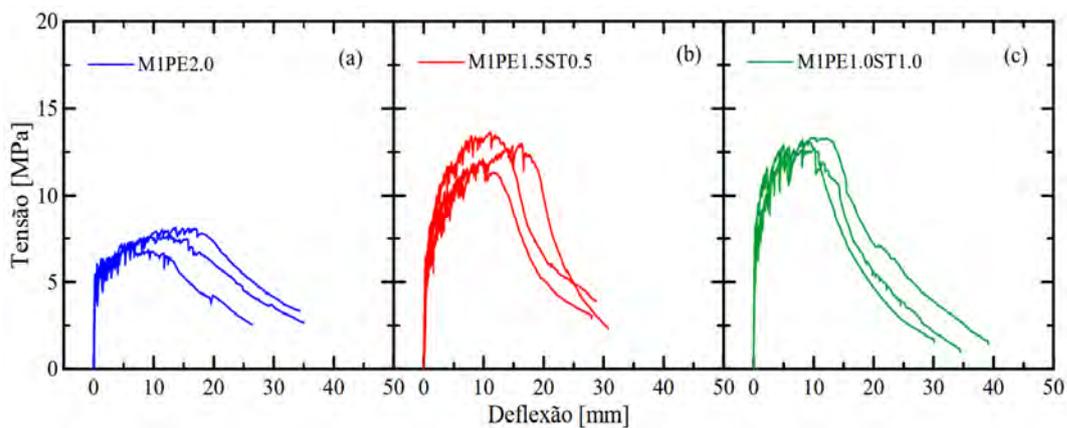


Figura 67 – Resultados dos ensaios de flexão de quatro pontos para os compósitos M1PE2.0 e sistemas híbridos: (a) M1PE2.0, (b) M1PE1.5ST0.5 e (c) M1PE1.0ST1.0.

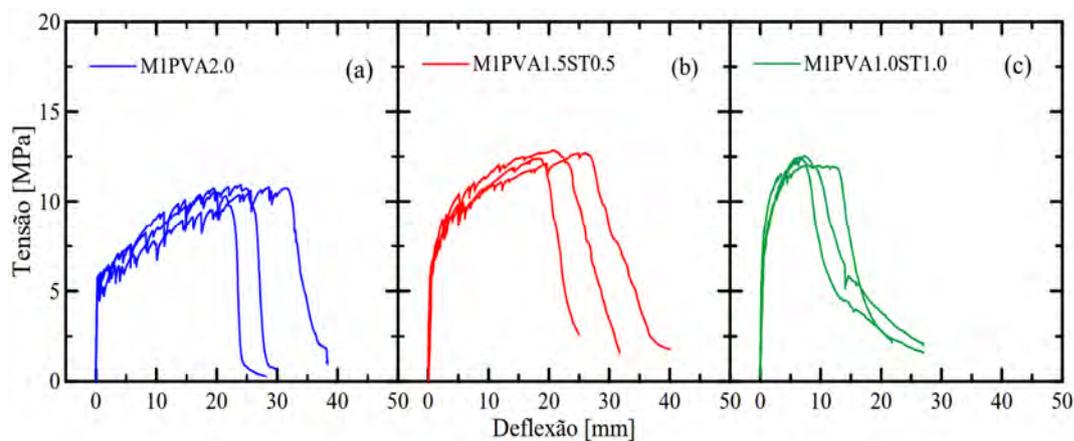


Figura 68 – Resultados dos ensaios de flexão de quatro pontos para os compósitos M1PVA2.0 e sistemas híbridos: (a) M1PVA2.0, (b) M1PVA1.5ST0.5 e (c) M1PVA1.0ST1.0.

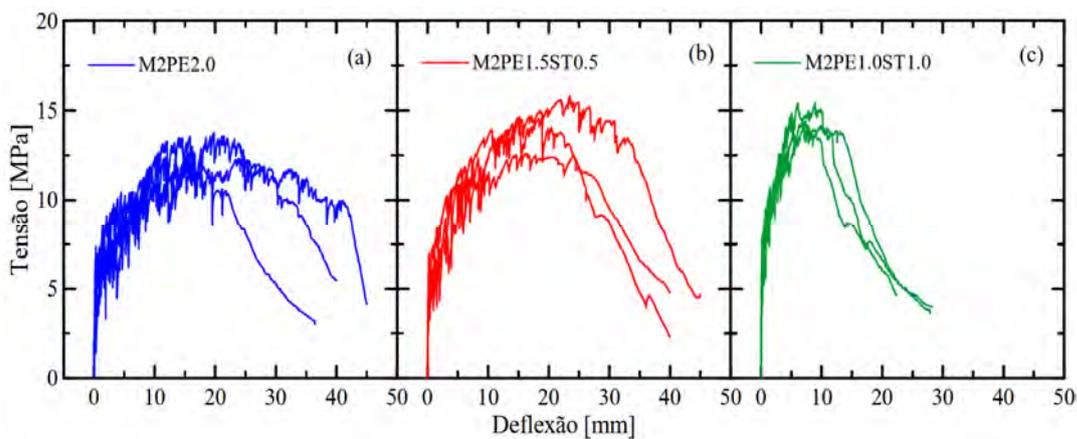


Figura 69 – Resultados dos ensaios de flexão de quatro pontos para os compósitos M2PE2.0 e sistemas híbridos: (a) M2PE2.0, (b) M2PE1.5ST0.5 e (c) M2PE1.0ST1.0.

A Tabela 17 mostra de forma resumida os resultados de tensão de primeira fissura (σ_{pf}), deflexão de primeira fissura (δ_{pf}), tensão máxima (σ_u), deflexão máxima (δ_u) e tenacidade (W) obtidos para os materiais estudados. Na tabela, também são apresentados os valores correspondentes de abertura de fissuras (δ_c) e espaçamento entre fissuras (x_c). Os valores de desvio-padrão se encontram entre parênteses.

Tabela 17 – Resultados dos ensaios de flexão de quatro pontos.

Mistura	σ_{pf} (MPa)	δ_{pf} (mm)	σ_u (MPa)	δ_u (mm)	W (J)	δ_c (μ m)	x_c (mm)
M1PE2.0	5,21 (0,21)	0,20 (0,02)	7,68 (0,41)	15,50 (2,61)	3,01 (0,67)	110,00 (29,66)	5,08 (1,77)
M1PE1.5ST0.5	6,00 (0,51)	0,24 (0,03)	12,82 (0,91)	14,45 (2,62)	4,42 (0,84)	127,74 (30,80)	4,28 (1,44)
M1PE1.0ST1.0	6,40 (0,55)	0,23 (0,01)	13,03 (0,31)	11,28 (1,29)	3,52 (0,17)	140,95 (45,60)	4,22 (1,35)
M1PVA2.0	5,49 (0,29)	0,24 (0,02)	10,83 (0,10)	25,64 (6,33)	6,31 (1,61)	122,74 (38,72)	5,62 (1,96)
M1PVA1.5ST0.5	5,79 (0,33)	0,25 (0,02)	12,66 (0,24)	21,64 (3,02)	6,17 (1,17)	134,72 (49,64)	6,37 (1,89)
M1PVA1.0ST1.0	5,90 (0,52)	0,22 (0,05)	12,36 (0,28)	9,69 (2,57)	3,08 (0,72)	156,00 (25,58)	6,35 (1,42)
M2PE2.0	6,12 (0,47)	0,26 (0,01)	12,92 (0,74)	30,88 (9,45)	9,26 (3,21)	108,88 (31,62)	2,88 (1,95)
M2PE1.5ST0.5	6,61 (0,64)	0,21 (0,07)	13,56 (2,95)	26,71 (5,86)	8,69 (2,29)	75,83 (13,79)	2,99 (1,68)
M2PE1.0ST1.0	7,33 (0,64)	0,22 (0,01)	14,63 (0,68)	11,59 (1,94)	4,12 (0,81)	61,43 (18,64)	3,33 (1,34)

A Figura 70 (a) mostra uma comparação entre resultados representativos obtidos para os compósitos produzidos utilizando a matriz M1 e reforçados com fibras de polietileno e aço. Na Figura 70 (b) é possível ver essa comparação até a flecha de 10mm onde as respostas mecânicas dos materiais em baixos valores de deflexão podem ser avaliada com mais detalhes.

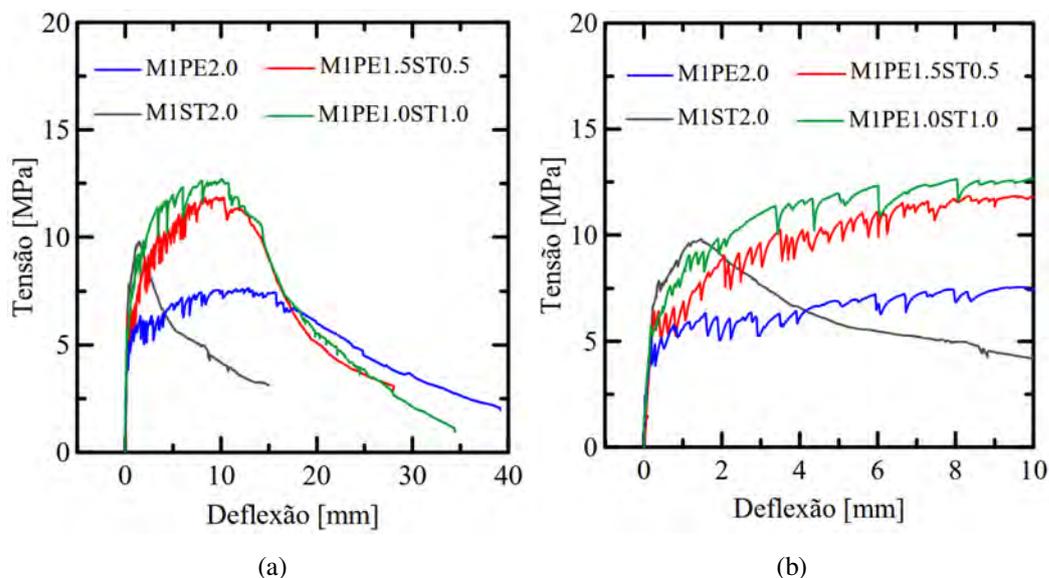


Figura 70 - Curvas tensão-deflexão representativas dos compósitos M1PE2.0, M1PE1.5ST0.5 e M1PE1.0ST1.0: (a) Resultados Completos; (b) Até $\delta = 10$ mm.

Ao se comparar os resultados obtidos, pode-se ver que os compósitos M1PE1.5ST0.5 e M1PE1.0ST1.0 atingiram deflexões máximas semelhantes aos compósitos M1PE2.0. Esse resultado pode estar associado a uma melhoria na trabalhabilidade destes materiais, que permite uma melhoria na distribuição e alinhamento das fibras, fazendo com que eles atinjam maiores deflexões. Além disso, pode-se observar que a inclusão das fibras de aço promoveu um aumento considerável na rigidez e na resistência pós-fissuração, sendo benéfica para o comportamento mecânico dos compósitos, nesse caso.

A Figura 71 (a) mostrada uma comparação entre resultados representativos obtidos para os compósitos produzidos com fibras PVA e para os compósitos produzidos com reforços híbridos aço-PVA. Neste caso, pode-se observar que o aumento na fração de fibras de aço promoveu aumento na tensão máxima resistida pelos materiais, mas não alterou de maneira significativa a flecha máxima atingida pelos compósitos. Esses resultados podem estar associados ao comportamento insatisfatório das fibras de polietileno quando utilizadas em conjunto com a matriz de resistência comum M1, o que impede que o compósito M1PE2.0 atinja deflexões muito elevadas.

A Figura 71 (b) mostra essa comparação até a flecha de 10mm, onde é possível ver que a introdução das fibras de aço também aumenta a rigidez pós-fissuração dos materiais.

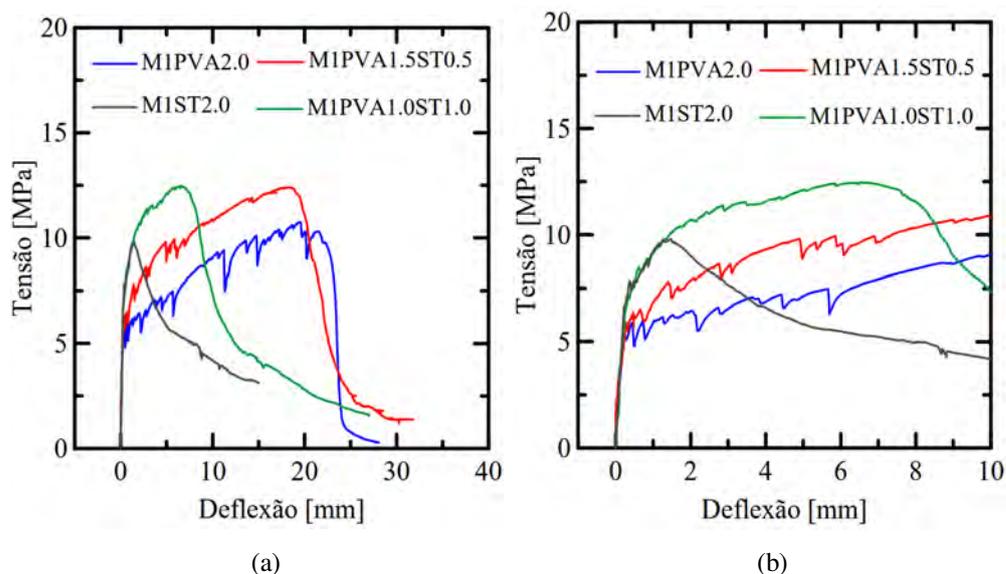


Figura 71 - Curvas tensão-deflexão representativas dos compósitos MIPVA2.0, MIPVA1.5ST0.5 e MIPVA1.0ST1.0: (a) Resultados Completos; (b) Até $\delta = 10$ mm.

Analisando as curvas até a flecha de 10mm, pode-se ver que os compósitos reforçados por fibras híbridas apresentaram comportamento mecânico superior aos compósitos reforçados por PVA e polietileno, mostrando que a hibridização é benéfica em situações que não exigem grandes capacidades de deformação. Na Figura 72, pode-se ver que a adição das fibras de aço afeta da mesma forma o comportamento dos compósitos produzidos com fibras de polietileno e aço em conjunto com a matriz de alta resistência M2, promovendo aumento de resistência e redução da deflexão máxima.

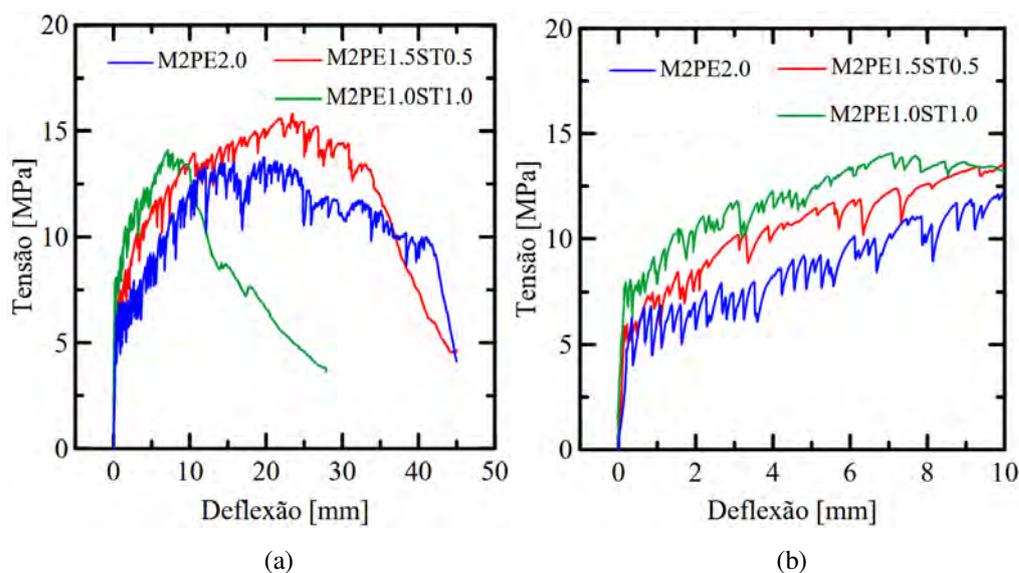


Figura 72 – Curvas tensão-deflexão representativas dos compósitos M2PE2.0, M2PE1.5ST0.5 e M2PE1.0ST1.0: (a) Resultados Completos; (b) Até $\delta = 10$ mm.

Assim como observado nos ensaios de tração direta, o aumento na fração volumétrica de fibras de aço, promoveu, de modo geral, um aumento na tensão de primeira fissura e tensão máxima dos compósitos e uma redução na deflexão máxima, o que está associado às propriedades mecânicas e geométricas das fibras de aço, que afetam de forma positiva a resistência e pioram de forma significativa os critérios necessários à ocorrência de múltipla fissuração. As Figuras 65 e 66 mostram um comparativo entre as tensões de primeira fissura e tensões máximas.

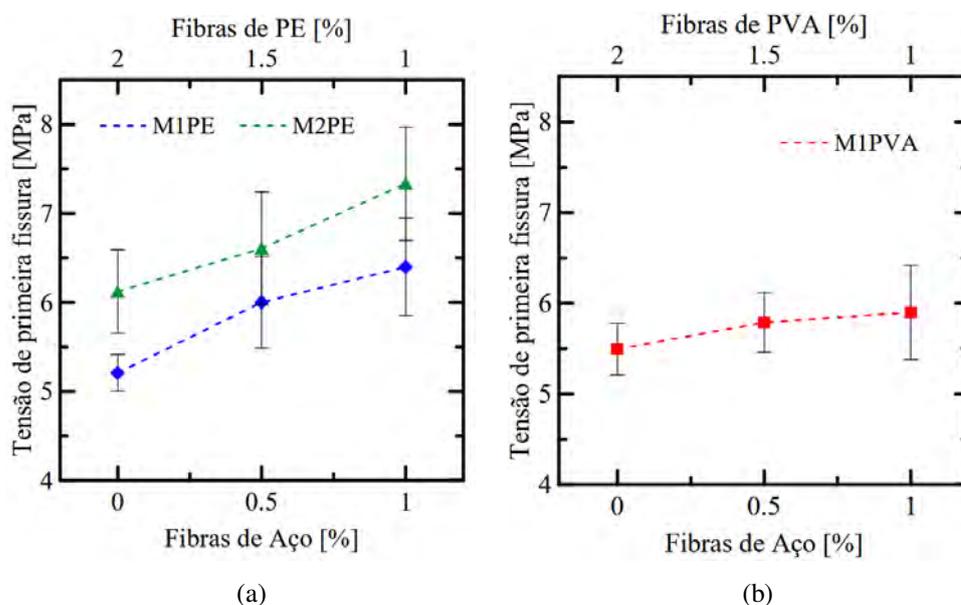


Figura 73 - Comparativo entre os valores de tensão de primeira fissura em função do volume de fibras de aço: (a) M1PE e M2PE e (b) M1PVA.

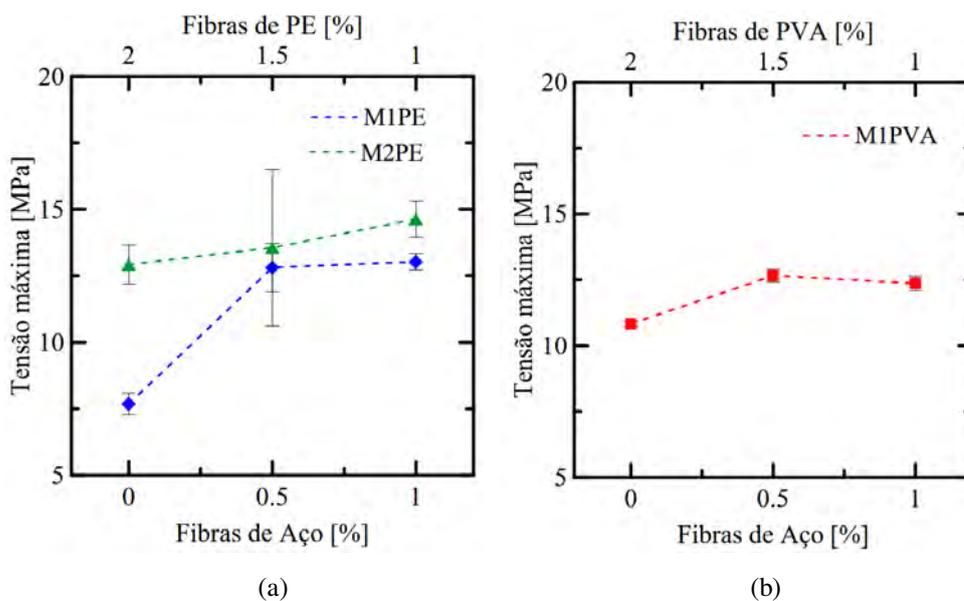


Figura 74 - Comparativo entre os valores de tensão máxima em função do volume de fibras de aço: (a) M1PE e M2PE e (b) M1PVA.

A Figura 75 (a) e (b) compara as deflexões máximas observadas. A Figura 76 (a) e (b) compara os valores de tenacidades obtidos. Pode-se ver que a substituição de 0,5% de fibras poliméricas por aço é benéfica, uma vez que a redução na deflexão máxima é pequena, permitindo obter tenacidades próximas às dos compósitos produzidos somente com fibras poliméricas. A introdução de 1,0% de fibras de aço promoveu uma redução maior na deflexão máxima, gerando uma redução da tenacidade. Para baixos valores de deflexão, a tenacidade dos compósitos híbridos supera a dos compósitos não-híbridos, mostrando um benefício da hibridização.

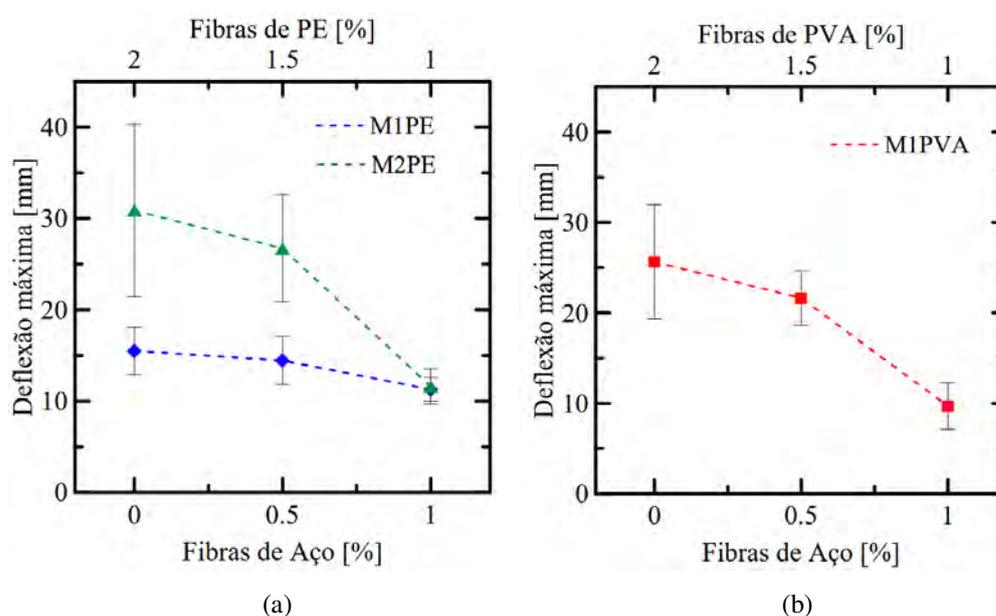


Figura 75 – Comparativo entre os valores de deflexão máxima: (a) M1PE e M2PE e (b) M1PVA.

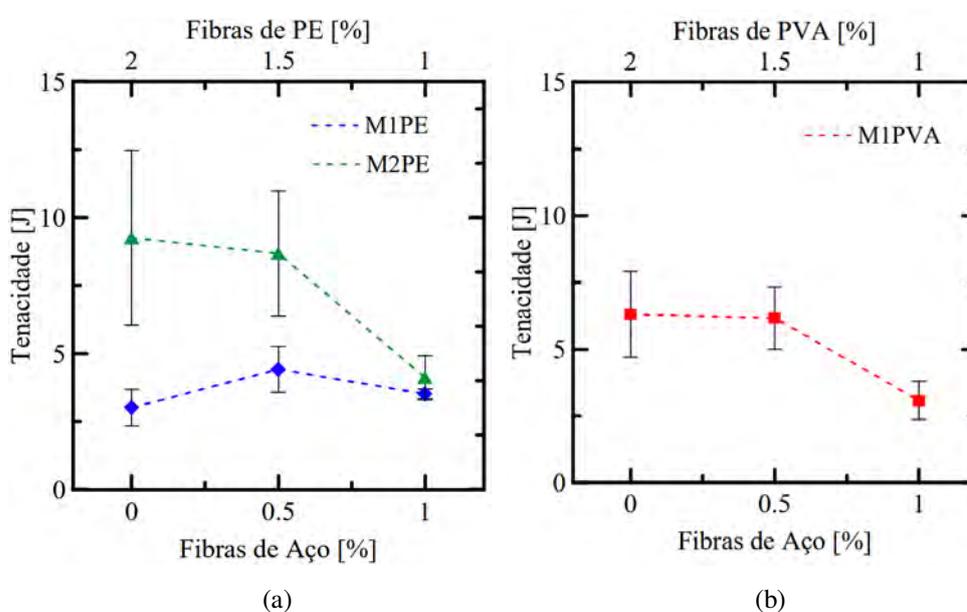


Figura 76 – Comparativo entre os valores de tenacidade: (a) M1PE e M2PE e (b) M1PVA.

4.3. Flexão de Três Pontos com Entalhe

A Figura 77 mostra os diagramas obtidos para os compósitos produzidos com fibras de PVA e aço. Já a Figura 78 mostra os resultados obtidos para os compósitos produzidos com fibras de polietileno e aço e com matriz M1. As amostras ensaiadas apresentaram ocorrência de múltipla fissuração na região do entalhe, um comportamento típico de SHCC.

Os resultados, entretanto, foram utilizados para avaliar o comportamento dos materiais para resistir à propagação de fissuras localizadas, uma característica essencial para materiais de reparo. Em todos os gráficos, são mostrados em preto os resultados obtidos para a matriz correspondente a cada compósito.

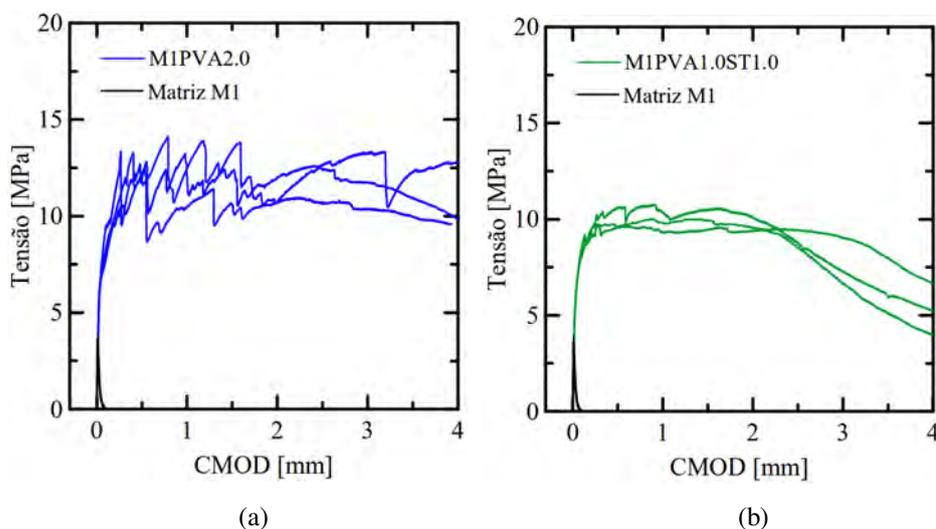


Figura 77 – Resultados dos ensaios de flexão com entalhe: (a) M1PVA2.0 e (b) M1PVA1.0ST1.0.

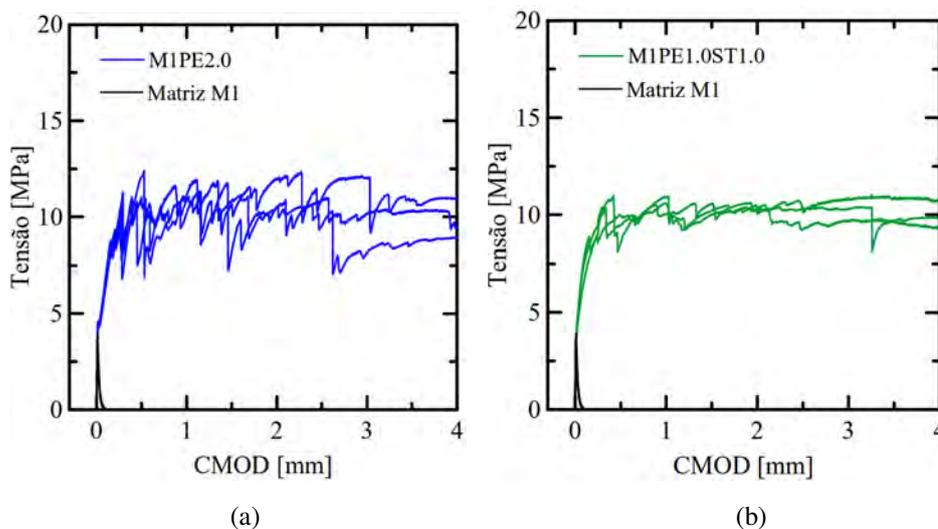


Figura 78 – Resultados dos ensaios de flexão com entalhe: (a) M1PE2.0 e (b) M1PE1.0ST1.0.

A Figura 79 (a) e (b), a seguir, mostra os resultados obtidos para o compósito M2PE2.0, reforçado por fibras de polietileno e para o compósito M2PE1.0ST1.0, produzido com fibras aço e polietileno, ambos produzidos utilizando a matriz de alta resistência M2.

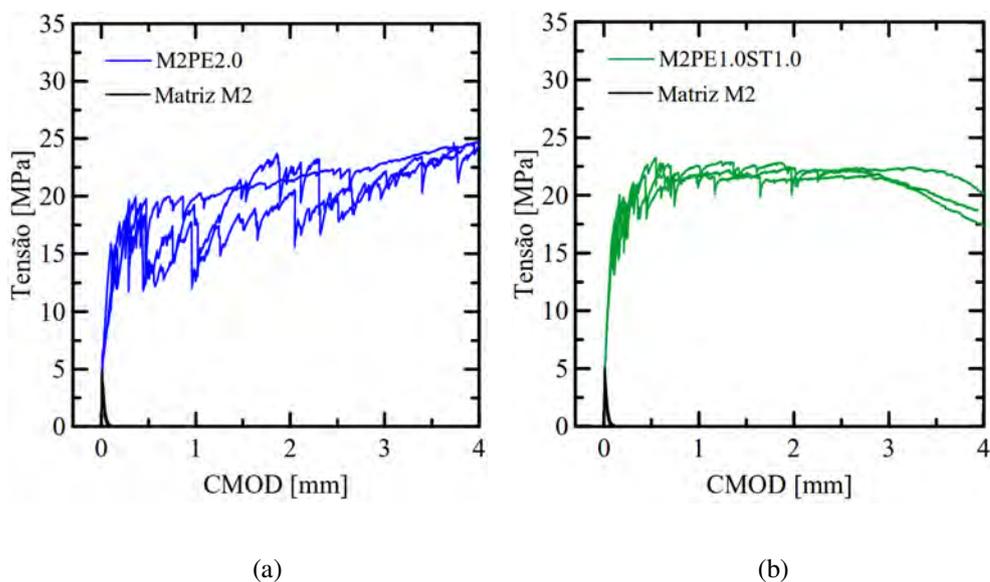


Figura 79 – Resultados dos ensaios de flexão com entalhe: (a) M2PE2.0 e (b) M2PE1.0ST1.0.

Como pode-se observar, as matrizes sem fibras romperam de forma extremamente frágil e com quase nenhuma resistência residual. Enquanto isso, os compósitos reforçados por fibras apresentaram considerável ganho de resistência pós-fissuração e conseguiram manter altas tensões residuais mesmo para elevados valores de abertura de fissura.

Os parâmetros médios obtidos para cada compósito são mostrados na Tabela 18, a seguir, onde σ_{lop} é a tensão correspondente ao LOP (limite de proporcionalidade), obtida tomando P_{lop} como a máxima força no intervalo de 0,05mm, conforme recomendação da norma EN14651 [148].

P_u e σ_u são a força e tensão máximas, respectivamente, $f_{R,i}$ é a tensão residual obtida no ensaio de flexão de três pontos em corpos de prova com entalhe com $i=1,2,3,4$, respectivamente, para os valores de CMOD iguais a 0,5, 1,5, 2,5 e 3,5mm, respectivamente. Também são fornecidos os valores de tenacidade ($T_{4,0}$), calculados como a área total abaixo das curvas de força por abertura de fissura (CMOD).

Os valores dos desvios-padrões se encontram entre parênteses.

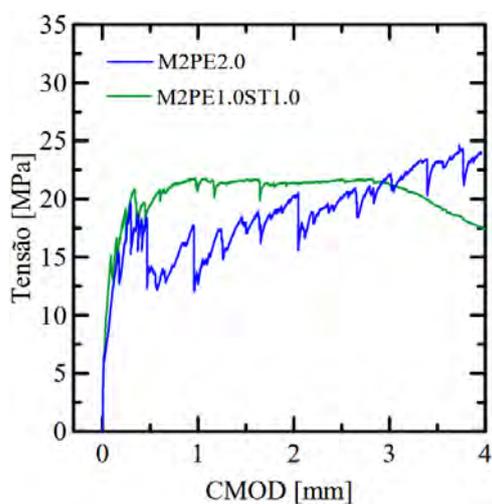
Tabela 18 – Resultados dos ensaios de flexão de três pontos com entalhe.

Mistura	P_{lop} (kN)	σ_{lop} (MPa)	P_u (kN)	σ_u (MPa)	$f_{R,1}$ (MPa)	$f_{R,2}$ (MPa)	$f_{R,3}$ (MPa)	$f_{R,4}$ (MPa)	$T_{4,0}$ (J)
Matriz M1	0,59 (0,03)	3,69 (0,19)	- -	- -	- -	- -	- -	- -	- -
Matriz M2	0,79 (0,01)	4,93 (0,05)	- -	- -	- -	- -	- -	- -	- -
M1PE2.0	0,78 (0,02)	4,88 (0,13)	1,90 (0,08)	11,89 (0,52)	10,52 (1,77)	9,92 (1,49)	10,47 (0,81)	9,94 (1,19)	6,38 (0,41)
M1PE1.0ST1.0	0,90 (0,06)	5,63 (0,39)	1,72 (0,04)	10,75 (0,24)	9,31 (0,71)	10,27 (0,30)	9,89 (0,57)	10,05 (0,67)	6,32 (0,14)
M1PVA2.0	1,12 (0,05)	7,03 (0,30)	2,14 (0,13)	13,35 (0,79)	12,03 (0,16)	12,09 (1,42)	11,92 (1,08)	11,05 (1,17)	7,34 (0,92)
M1PVA1.0ST1.0	1,09 (0,06)	6,84 (0,39)	1,63 (0,04)	10,16 (0,24)	9,93 (0,71)	9,95 (0,30)	8,91 (0,57)	6,31 (0,67)	5,52 (0,14)
M2PE2.0	1,51 (0,42)	9,42 (2,63)	4,17 (0,54)	26,09 (3,37)	15,09 (1,75)	19,71 (1,60)	20,69 (1,34)	23,31 (0,51)	13,06 (2,81)
M2PE1.0ST1.0	1,90 (0,05)	11,87 (0,33)	3,79 (0,16)	23,66 (1,01)	20,87 (1,59)	21,95 (0,38)	21,99 (0,30)	20,53 (1,46)	13,91 (0,79)

A partir dos resultados apresentados, pode-se ver que os compósitos M1PE2.0 apresentaram tensão correspondente ao limite de proporcionalidade (σ_{lop}) menor que os compósitos M1PVA2.0, o que vai ao encontro aos resultados obtidos nos ensaios de tração direta e flexão de quatro pontos, que mostraram que as fibras de polietileno possuem efeito negativo sobre a resistência. Por este motivo, a substituição das fibras de polietileno por fibras de aço promoveu um aumento na tensão correspondente ao LOP tanto para os compósitos produzidos com a matriz M1 como para os compósitos produzidos com a matriz M2.

O efeito desta substituição foi menor nos compósitos produzidos com fibras de PVA (M1PVA2.0 e M1PVA1.0ST1.0), onde a tensão correspondente ao LOP sofreu pouca alteração. Observa-se que o material M2PE2.0 apresentou o melhor resultado mecânico entre todos os materiais avaliados, caracterizado pela ocorrência de múltiplas fissuras e por ganho de resistência durante todo o ensaio, tendência esta que foi mantida mesmo no CMOD limite de 4mm, mostrando mais uma vez a eficiência da utilização das fibras de polietileno em conjunto com a matriz de alta resistência M2.

A Figura 80 (a) mostra um comparativo entre resultados representativos obtidos para os compósitos M2PE2.0 e M2PE1.0ST1.0. Ao se comparar estes materiais, observa-se que a hibridização promoveu um aumento nas tensões resistidas pelos compósitos em baixos valores de CMOD e reduziu a formação de múltiplas fissuras, as quais são identificáveis através dos pontos de queda de tensão nos gráficos. A partir desse ponto, os compósitos M2PE1.0ST1.0 foram marcados por localização da fissura com queda da tensão atuante. Esse resultado atesta o que foi observado nos ensaios de tração direta, de que a utilização pode ser benéfica para baixos valores de deformação, com mostrado na Figura 80 (b).



(a)



(b)

Figura 80 – Resultados dos ensaios de flexão de três pontos com entalhe: (a) comparativo entre M2PE2.0 e M2PE1.0ST1.0 e (b) padrão de fissuração do compósito M1PE1.0ST2.0;

Comparando os resultados obtidos para os compósitos M1PVA2.0 e M1PVA1.0ST1.0, pode-se ver que, neste caso, a hibridização piorou de forma significativa o comportamento de múltipla fissuração dos compósitos, confirmando o que já havia sido observado nos ensaios de tração direta, que os SHCC produzidos com fibras de PVA são mais sensíveis aos efeitos da hibridização.

Isso pode ser explicado, entre outros fatores, pela maior densidade e menor razão de aspecto das fibras de PVA, que faz com que haja menos fibras na região da fissura se comparado aos compósitos produzidos com fibras de polietileno com uma mesma fração volumétrica de fibras.

A Figura 81 mostra um comparativo entre resultados representativos obtidos para os materiais mencionados. No gráfico da Figura 81 (a), pode-se ver que a resposta mecânica dos compósitos M1PVA2.0 foi caracterizada pela ocorrência de

múltipla fissuração na região do entalhe, como mostrado na Figura 82 (a), o que permitiu manter a tensão aproximadamente constante até o CMOD de 4mm. Comportamento diferente foi observado para o compósito M1PVA1.0ST1.0, onde a localização da fissa ocorreu já nos estágios iniciais do ensaio (CMOD menor que 1,0mm), levando a uma mudança no padrão de fissuração, como mostrado na Figura 82 (b).

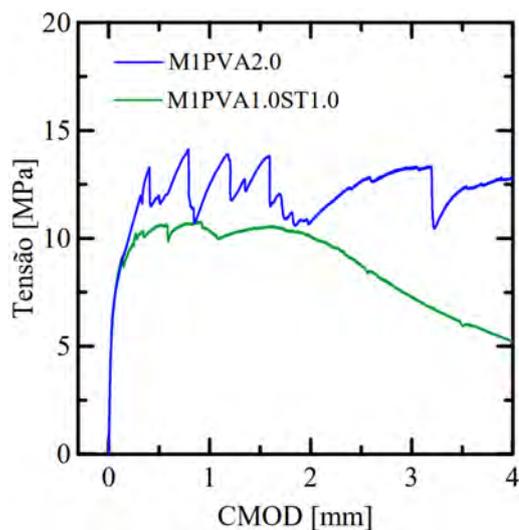


Figura 81 – Flexão com entalhe: M2PVA2.0 e M2PVA1.0ST2.0;

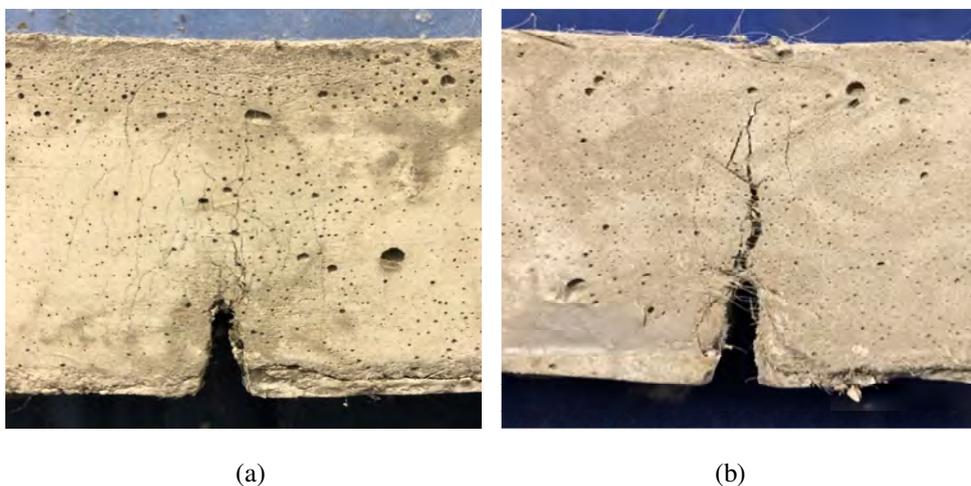


Figura 82 – Padrão de Fissuração: (a) M1PVA2.0; (b) M1PVA1.0ST2.0;

4.3.1. Flexão de Três Pontos com Entalhe Cíclica

As Figuras 75, 76, 77 e 78 mostram resultados representativos obtidos nos ensaios cíclicos para os compósitos M1PVA2.0, M1PVA1.0ST1.0, M2PE2.0 e M2PE1.0ST1.0, respectivamente. Para efeito de comparação, são apresentados, em preto, resultados representativos dos ensaios monotônicos. Também são mostrados os trechos iniciais dos gráficos, até $CMOD = 0,6mm$. Os resultados obtidos para todas as amostras são mostrados no Anexo I.

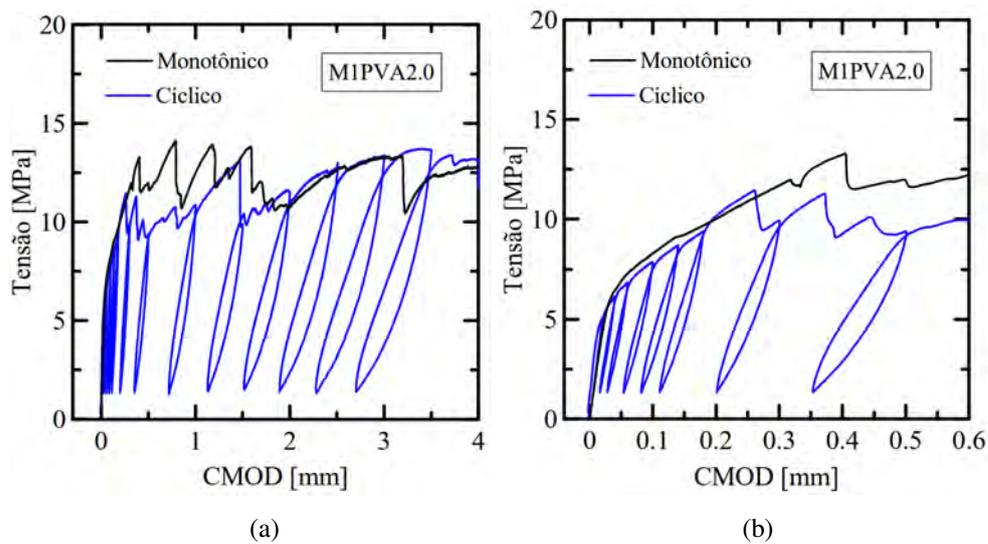


Figura 83 – Compósito M1PVA2.0 submetido à flexão de três pontos cíclica: (a) resultados até $CMOD=4.0mm$ e (b) até $CMOD=0.6mm$.

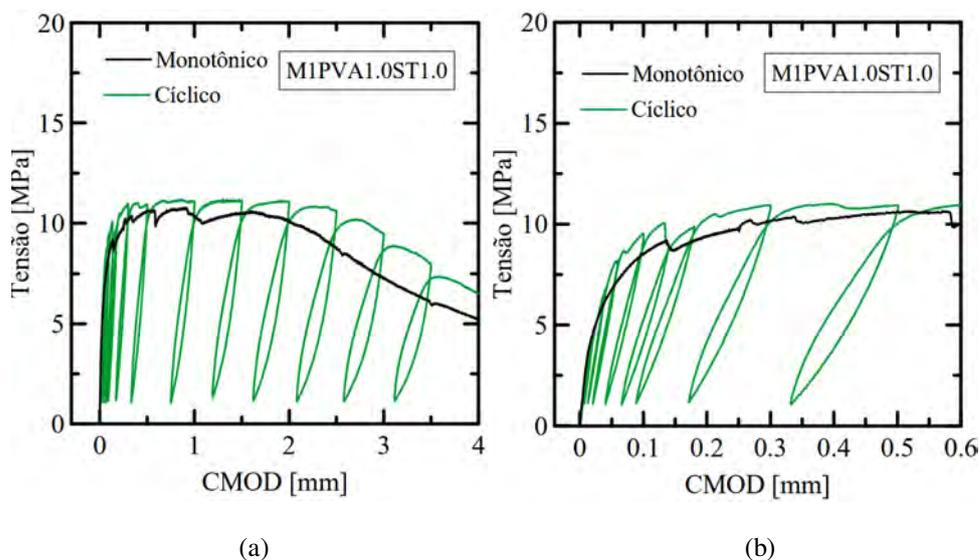


Figura 84 – Compósito M1PVA1.0ST1.0 submetidos à flexão de três pontos cíclica: (a) resultados até $CMOD=4.0mm$ e (b) até $CMOD=0.6mm$.

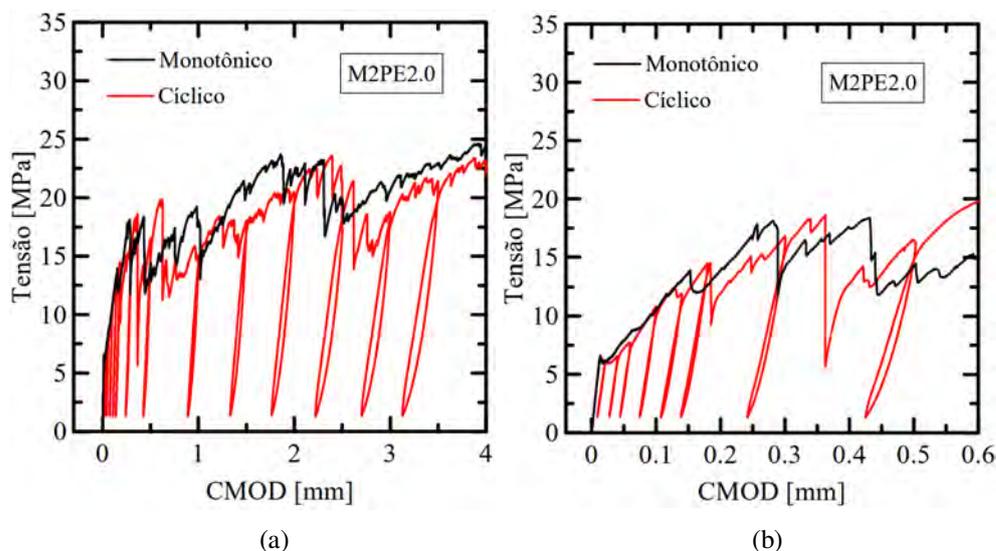


Figura 85 – Compósito M2PE2.0 submetido à flexão de três pontos cíclica: (a) resultados até CMOD=4.0mm e (b) até CMOD=0.6mm.

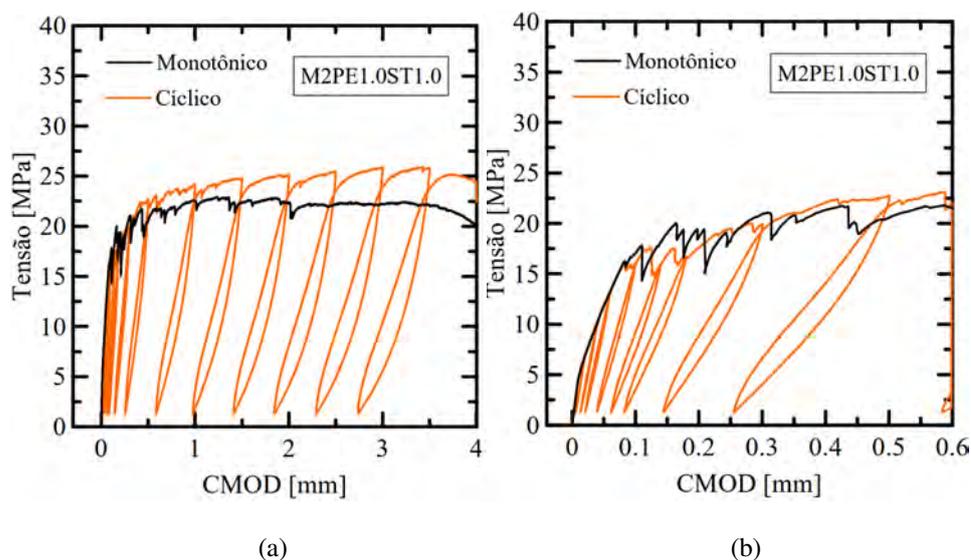


Figura 86 – Compósito M2PE1.0ST1.0 submetido à flexão de três pontos cíclica: (a) resultados até CMOD=4.0mm; (b) CMOD=0.6mm.

A Tabela 19 mostra de forma resumida alguns parâmetros obtidos através dos ensaios, onde P_u é a força máxima resistida pelas amostras, σ_u é a tensão aparente máxima calculada considerando íntegra a seção central do corpo de prova, E_1 é a rigidez do primeiro ciclo de carregamento e descarregamento e E_{14} é a rigidez do último ciclo. Ao final da tabela também é apresentada a redução da rigidez após os 14 ciclos de carregamento. A Tabela 20 apresenta informações referentes à energia dissipada nos ensaios, onde ΣT_i é a soma da energia dissipada após os 14 ciclos de carregamento e T_4 é a tenacidade obtida nos ensaios monotônicos até a abertura de fissuras CMOD=4,0mm, definida como área sobre o gráfico de força por CMOD.

Tabela 19 – Resultados dos ensaios de flexão com entalhe cíclico.

Parâmetro	M1PVA2.0	M1PVA1.0ST1.0	M2PE2.0	M2PE1.0ST1.0
P_u (kN)	2,07 (0,16)	2,09 (0,09)	3,92 (0,12)	4,75 (0,28)
σ_u (MPa)	12,94 (1,00)	13,06 (0,58)	24,48 (0,76)	29,71 (1,77)
E_1 (N/m)	42,49 (2,32)	46,80 (1,06)	65,13 (2,60)	71,52 (3,39)
E_{14} (N/m)	2,25 (0,08)	3,38 (0,24)	8,57 (0,57)	5,62 (0,47)
Redução (%)	94,7	92,8	86,8	92,1

Tabela 20 – Energia dissipada nos ensaios cíclicos.

Parâmetro	M1PVA2.0	M1PVA1.0ST1.0	M2PE2.0	M2PE1.0ST1.0
ΣT_i (J)	1,14 (0,12)	0,71 (0,18)	0,76 (0,01)	2,66 (0,07)
T_4 (J)	7,34 (0,92)	5,52 (0,14)	13,06 (2,81)	13,91 (0,79)
Dissipação (%)	15,6	12,9	5,8	19,1

Os resultados apresentados mostram que os corpos de prova submetidos aos ciclos de carregamento e descarregamento apresentaram comportamento mecânico semelhante aos corpos de prova submetidos ao carregamento monotônico, atingindo valores próximos de carga última e conseguindo manter a força resistida mesmo para elevados valores de abertura de fissuras, até 4,0mm. Isso mostra que, de modo geral, os compósitos SHCC possuem boa recuperação mecânica e boa durabilidade quando submetidos a carregamentos cíclicos. Nestes ensaios, foi mantida a tendência observada nos ensaios monotônicos, onde a substituição parcial das fibras poliméricas por fibras de aço levou a um aumento na tensão última e a uma redução na formação de múltiplas fissuras, identificáveis através dos pontos de queda de tensão nos gráficos. Para os compósitos M1PVA2.0 e M2PE2.0, a formação de novas fissuras é observada ao longo de todo o ensaio. Já para os

compósitos M1PVA1.0ST1.0 e M2PE1.0ST1.0, este fenômeno se concentra nos trechos iniciais dos gráficos, correspondentes a pequenas aberturas de fissuras, como pode ser visto na Figura 87 (a) e (b), que compara os materiais estudados.

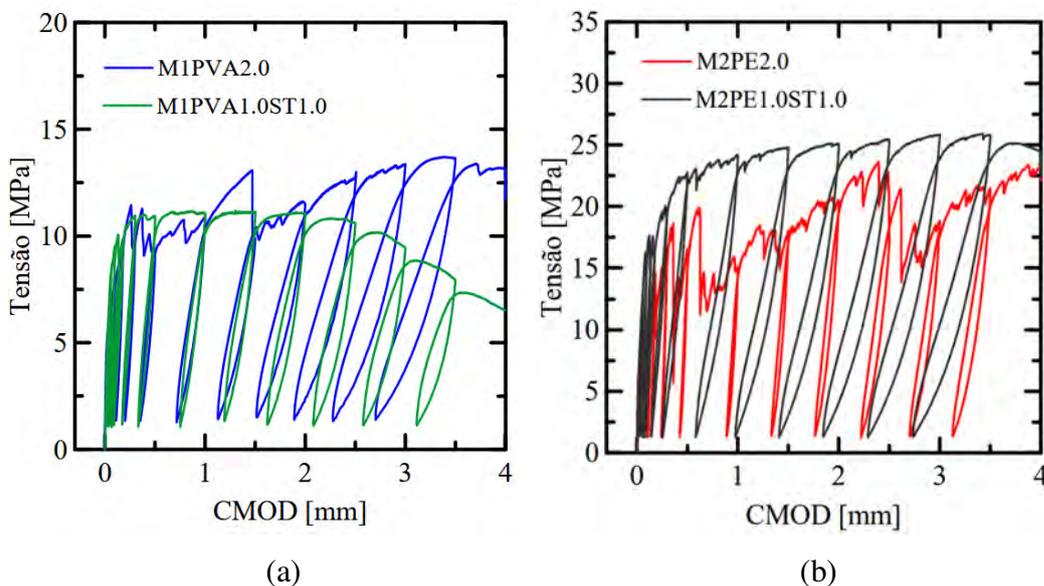


Figura 87 – Comparação entre os resultados obtidos nos ensaios de flexão cíclica: (a) compósitos M1PVA2.0 e M1PVA1.0ST1.0 e (b) compósitos M2PE2.0 e M2PE1.0ST1.0.

A Figura 88 (a) mostra a evolução da rigidez secante para cada compósito estudado em função do número de ciclos aplicados. A Figura 88 (b) mostra a evolução da rigidez normalizada, definida como a rigidez de cada ciclo dividida pela rigidez do primeiro ciclo E_1 .

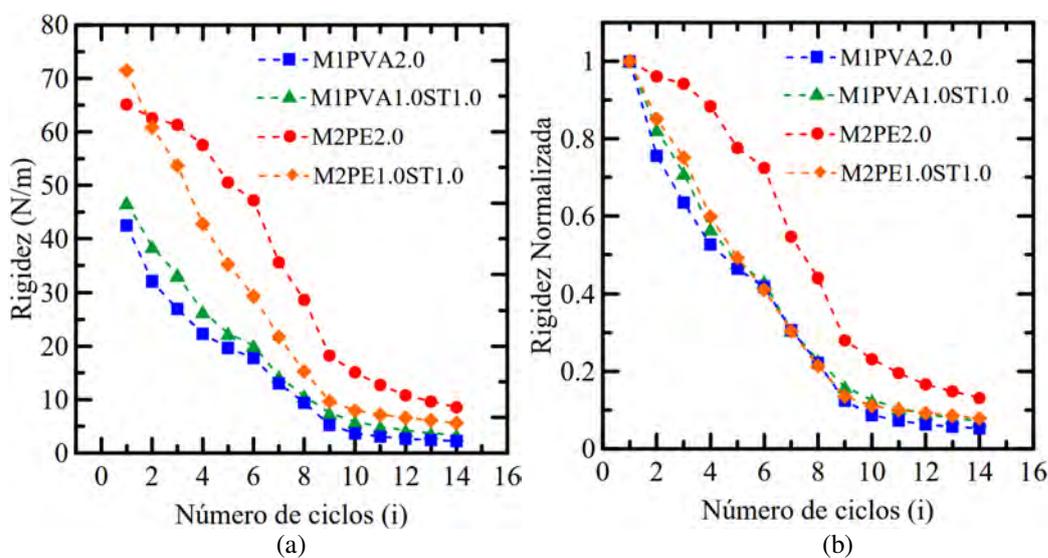


Figura 88 – Evolução da rigidez ao longo dos ciclos: (a) rigidez secante e (b) rigidez normalizada.

A partir dos gráficos, pode-se ver que os compósitos híbridos M1PVA1.0ST1.0 e M2PE1.0ST1.0 apresentaram maior rigidez E_1 , referente ao primeiro ciclo de carregamento se comparados aos compósitos M1PVA2.0 e M2PE2.0, respectivamente, o que mostra que as fibras de aço promovem um acréscimo de rigidez inicial devido ao seu maior módulo de elasticidade e maior área de seção transversal. Ao longo dos ciclos, todos os materiais apresentaram considerável queda na rigidez secante, chegando a uma queda de até 94,7% para os compósitos M1PVA2.0, 92,8% para os compósitos M1PVA1.0ST1.0, 86,8% para M2PE2.0 e 92,1% para M2PE1.0ST1.0, o que associado à propagação da fissura na região do entalhe e ao conseqüente aumento do dano nas amostras.

Pode-se observar que a redução da rigidez ao longo dos ciclos foi menos acentuada para o compósito M2PE2.0, mostrando uma eficácia das fibras de polietileno para controlar a abertura de fissuras na região do entalhe, o que também está associado à menor razão de aspecto destas fibras, fazendo que o número de fibras nesta região seja muito maior. A redução do número de fibras na região do entalhe também é provável explicação para a queda de rigidez acentuada observada para os compósitos M2PE1.0ST1.0 logo após o primeiro ciclo, ficando abaixo dos compósitos M2PE2.0 já no segundo ciclo, mostrando um efeito negativo da hibridização neste caso. A Figura 89 (a) mostra a evolução da energia dissipada a cada ciclo para os compósitos estudados, definida como a área limitada pelas curvas de carregamento e descarregamento. A Figura 89 (b) apresenta as curvas referentes à energia dissipada acumulada, definida como a soma da energia dissipada ao longo dos ciclos, dividida pela tenacidade total obtida no ensaio monotônico.

A partir dos resultados, observa-se que a energia dissipada pelos compósitos M1PVA2.0 foi maior que a energia dissipada pelos compósitos M2PE2.0, ambos produzidos com 2,0% de fibras poliméricas. Conforme mostrado por Muller et al. [149], este resultado está associado ao fato de que as fibras de PVA possuem maior adesão com a matriz e sofrem maior degradação ao longo dos ciclos devido ao fenômeno de desfibrilação, que acomete a superfície das fibras à medida que estas são arrancadas da matriz. Enquanto isso, as fibras de polietileno possuem baixa adesão com a matriz e sofrem pouco dano ao longo dos ciclos. Essa diferença é notória ao se analisar a perda acumulada de energia, que ultrapassa 15% para os compósitos produzidos com PVA e fica próxima de 5% para os compósitos produzidos com polietileno.

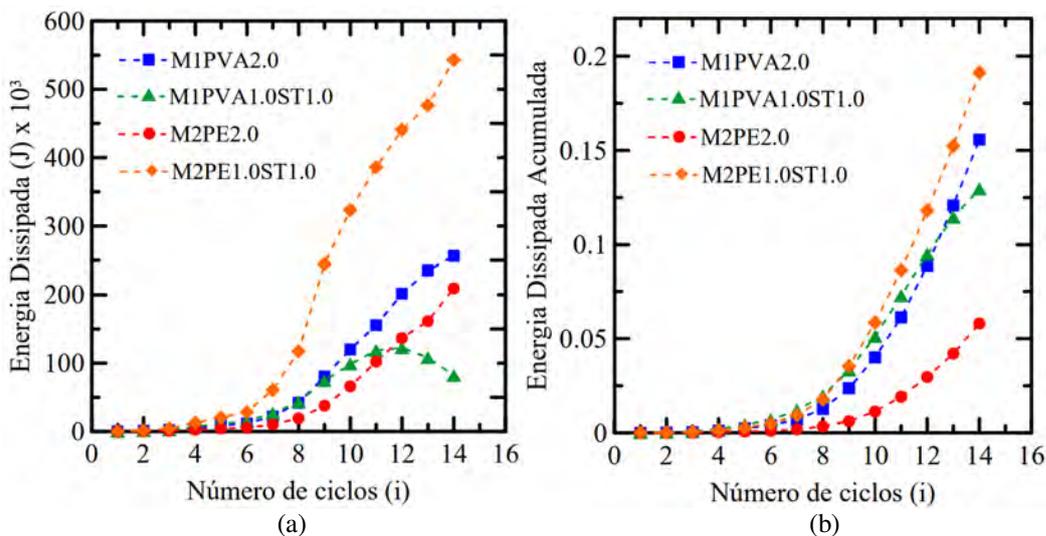


Figura 89 – Energia dissipada ao longo dos cíclicos: (a) energia dissipada; (b) energia acumulada.

Observa-se que os compósitos M1PVA1.0ST1.0 apresentaram queda na energia dissipada após o 11º ciclo de carregamento, o que está associado à localização da fissura e conseqüente queda de resistência destes materiais a partir deste nível de abertura de fissura. Observa-se, entretanto, que a dissipação de energia destes compósitos é relativamente maior que aquela observada para os compósitos M1PVA2.0 até o 12º ciclo. Este comportamento também foi observado para os compósitos M2PE1.0ST1.0 se comparados aos compósitos M2PE2.0, mostrando que a hibridização promove um aumento da energia dissipada ao longo dos ciclos. A Figura 90 mostra a energia dissipada até o 8º ciclo de carregamento, onde é possível ver que dissipação de energia é mais acentuada para os híbridos.

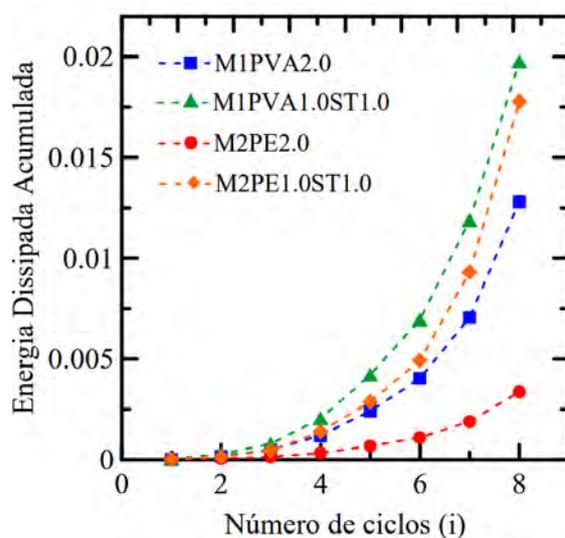


Figura 90 – Energia dissipada acumulada até o 8º ciclo (CMOD=0,5mm).

4.4. Efeito-Escala

4.4.1. Tração Direta

As Figuras 82, 83 e 84, a seguir, apresentam as curvas tensão-deformação obtidas para compósitos estudados, M1PE2.0, M1PVA2.0 e M2PE2.0, respectivamente, considerando duas geometrias de corpos de prova. As curvas identificadas pela sigla “PEQ”, como por exemplo “M1PE2.0_PEQ”, se referem à geometria pequena, com diâmetro $D=34\text{mm}$, enquanto as curvas identificadas pela sigla “GD”, se referem à geometria grande ($D=68\text{mm}$).

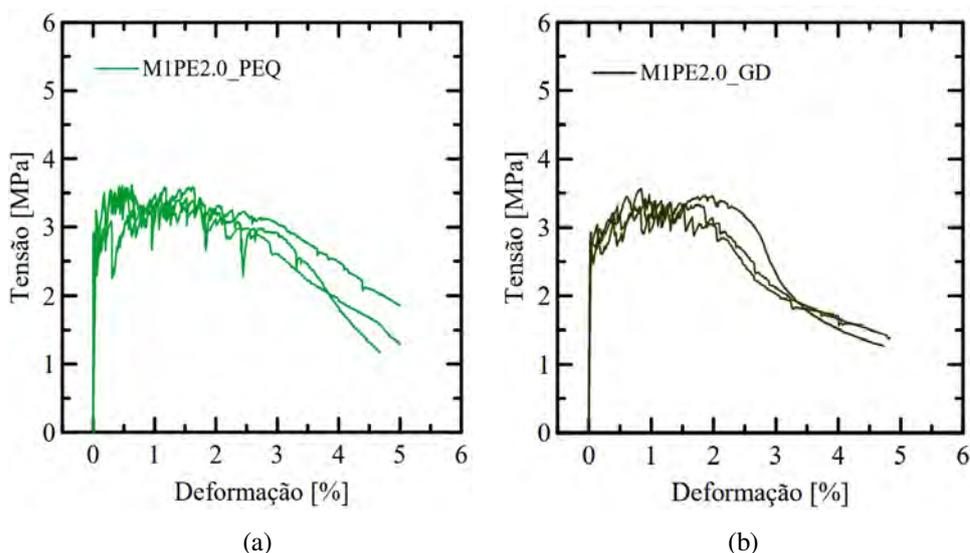


Figura 91 – Efeito-escala na tração direta: (a) M1PE2.0_PEQ e (b) M1PE2.0_GD.

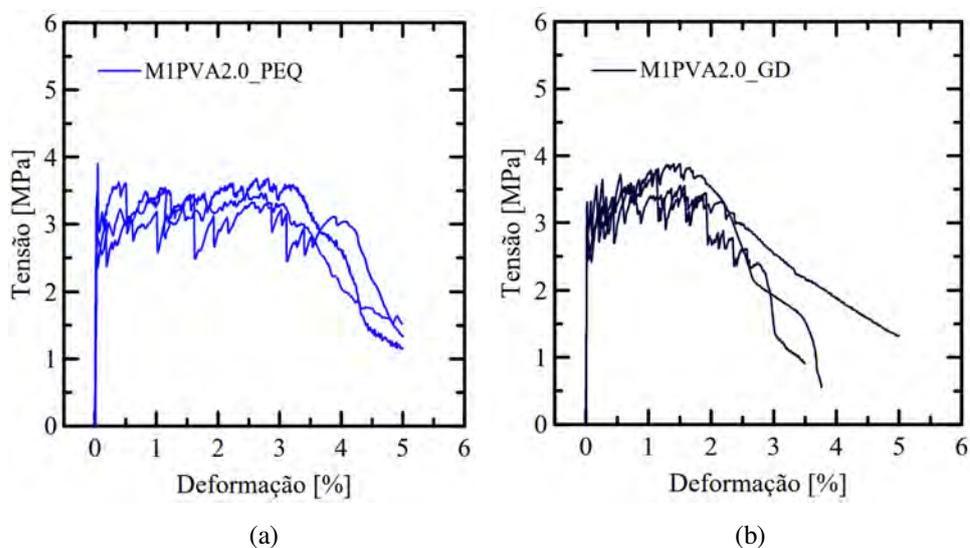


Figura 92 – Efeito-escala na tração direta: (a) M1PVA2.0_PEQ e (b) M1PVA2.0_GD.

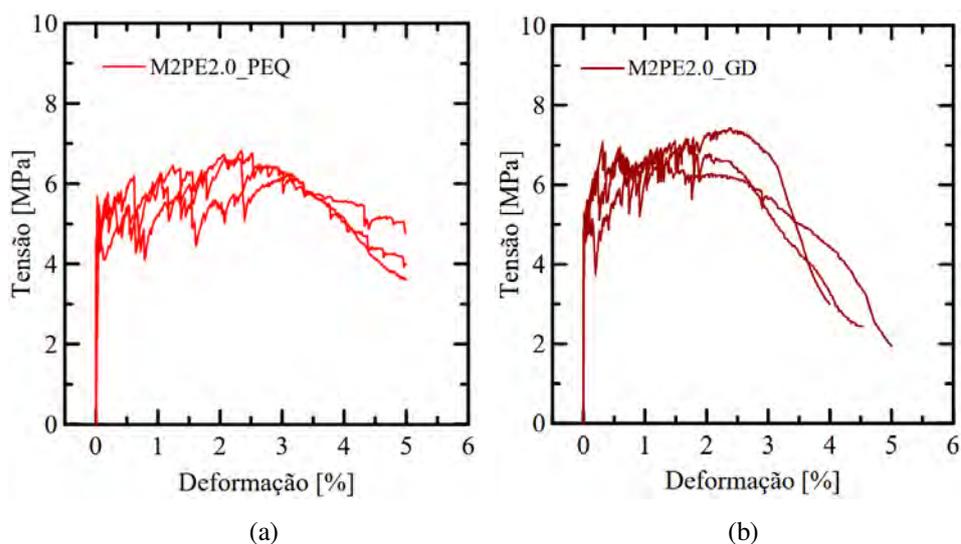


Figura 93 – Efeito-escala na tração direta: (a) M2PE2.0_PEQ e (b) M2PE2.0_GD.

A Tabela 21, a seguir, apresenta os valores médios de tensão de primeira fissura (σ_{pf}), tensão última (σ_u), deformação última (ϵ_u), tenacidade (T), calculada como a área abaixo da curva tensão-deformação, abertura de fissuras (δ_c) e espaçamento entre fissuras (x_c), obtidos para cada variação estudada. Os valores de desvio-padrão se encontram entre parêntesis.

Tabela 21 – Resultados dos ensaios de tração direta: estudo do efeito-escala.

Série	σ_{pf} (MPa)	σ_u (MPa)	ϵ_u (%)	T_{norm} (MPa)	δ_c (μm)	x_c (mm)
M1PE2.0-PEQ	2,98 (0,23)	3,43 (0,25)	2,73 (0,29)	0,080 (0,015)	38,45 (12,13)	1,75 (0,52)
M1PE2.0-GD	2,89 (0,07)	3,43 (0,12)	1,94 (0,08)	0,060 (0,004)	42,53 (13,21)	1,91 (0,43)
M1PVA2.0-PEQ	3,32 (0,13)	3,62 (0,24)	3,57 (0,37)	0,113 (0,005)	39,21 (10,36)	1,49 (0,60)
M1PVA2.0-GD	3,07 (0,20)	3,72 (0,19)	2,00 (0,19)	0,067 (0,004)	42,00 (15,55)	1,55 (0,57)
M2PE2.0-PEQ	5,18 (0,51)	6,54 (0,35)	3,11 (0,21)	0,180 (0,003)	39,43 (16,22)	1,30 (0,50)
M2PE2.0-GD	4,99 (0,28)	7,10 (0,20)	2,42 (0,18)	0,154 (0,018)	41,24 (11,21)	1,22 (0,30)

Os compósitos M1PVA2.0, produzidos com a matriz M1 e 2,0% de fibras de PVA apresentaram tensão de primeira fissura maior que os compósitos M1PE2.0, produzidos com a mesma matriz M1 e 2,0% de fibras de polietileno. Os resultados mostram que as fibras de polietileno promovem redução na tensão de primeira fissura. Além disso, é possível observar que as fibras de polietileno funcionam melhor quando são utilizadas em conjunto com a matriz de alta resistência M2, permitindo atingir maiores deformações.

Quanto ao efeito-escala, o aumento das amostras promoveu uma leve queda na tensão de primeira fissura, o que está de acordo com a teoria de efeito-escala de Weibull, que diz que o aumento nas dimensões aumenta a probabilidade de existência de microdefeitos que levam à formação da primeira fissura.

Os resultados também estão de acordo com a teoria de Bazant, que diz que a resistência é inversamente proporcional ao tamanho do corpo de prova. As tensões máximas foram pouco afetadas, sendo um pouco maiores para as amostras grandes, o que vai ao encontro dos resultados obtidos por Nguyen et al. [117] e Jun e Mechtcherine [50], que mostraram que o tamanho do corpo de prova possui pouca influência sobre os valores das tensões máximas nos ensaios de tração direta.

Os valores de espaçamento e abertura de fissuras também foram pouco afetados, mostrando que, de modo geral, os fenômenos micromecânicos que ocorrem na escala da fibra e na escala da interface fibra-matriz e que regem esses parâmetros são pouco afetados pelo aumento nas dimensões das amostras.

Dentre os parâmetros estudados, o mais afetado pela mudança no tamanho dos corpos de prova foi a deformação máxima (ϵ_u), que chegou a reduzir de 3,75% para 2,00% para os compósitos M1PVA2.0, representando uma redução de 44%. Conforme mostrado por Nguyen et al. [97, 112], esta redução também pode estar relacionada ao aumento do comprimento de medição (*gauge length*), que é o denominador no cálculo da deformação, uma vez que as deformações são resultado da soma das aberturas de múltiplas fissuras e o aumento do comprimento de medição não é acompanhado por aumento no número de fissuras na mesma proporção.

Conforme mostrado na Figura 94, que compara o padrão de fissuração das diferentes geometrias utilizadas, o aumento no comprimento de medição não é acompanhado por um aumento considerável no número de fissuras, que tendem a se concentrar na parte central do corpo de prova e próximas das regiões de

localização das fissuras nos corpos de prova grandes, promovendo redução nos valores de deformação calculados. A redução nos valores de deformação medidos também pode ser explicada pelas teorias de efeito escala de Weibull e Bazant, uma vez que o aumento nas dimensões do corpo de prova aumenta a probabilidade de falha e de localização da fissura, reduzindo a ductilidade.

A queda na deformação máxima foi mais acentuada para os compósitos produzidos com fibras de PVA. Este resultado pode estar associado a uma maior sensibilidade destes compósitos ao alinhamento das fibras, uma vez que o aumento no tamanho pode transformar uma distribuição aproximadamente unidimensional, com as fibras alinhadas na direção do carregamento, em uma distribuição tridimensional, sendo necessárias investigações adicionais para avaliar este efeito.

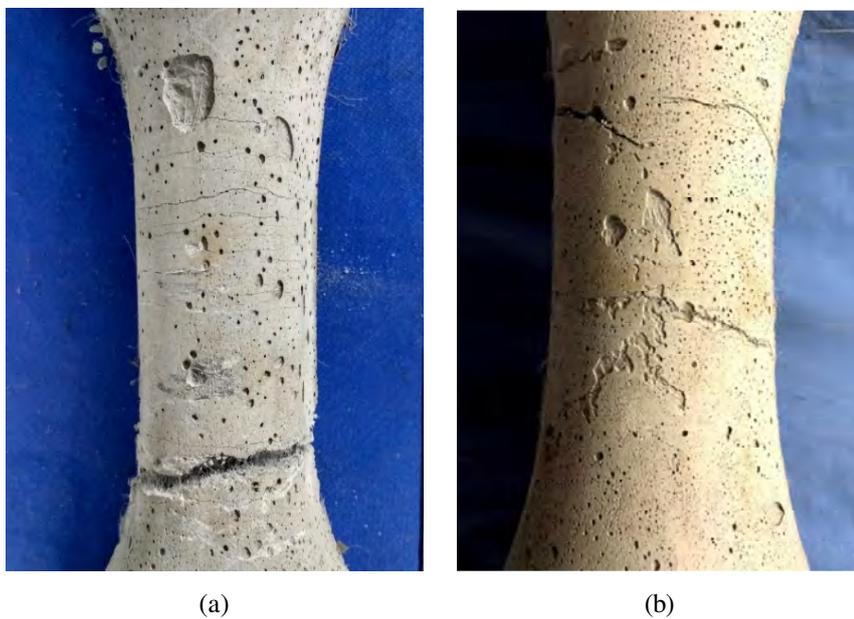


Figura 94 – Estudo do efeito-escala: Padrão de fissuração das diferentes geometrias utilizadas para o compósito M1PVA2.0. (a) M1PVA2.0_PEQ; (b) M1PVA2.0_GD.

A Figura 95 mostra as curvas de tensão-deformação das diferentes geometrias utilizadas para cada compósito em estudo. Para efeito de comparação, também foram plotados resultados referentes aos corpos de prova de seção retangular. Foi escolhida uma amostra representativa para representar cada geometria. No Anexo II são mostradas imagens dos corpos de prova correspondentes.

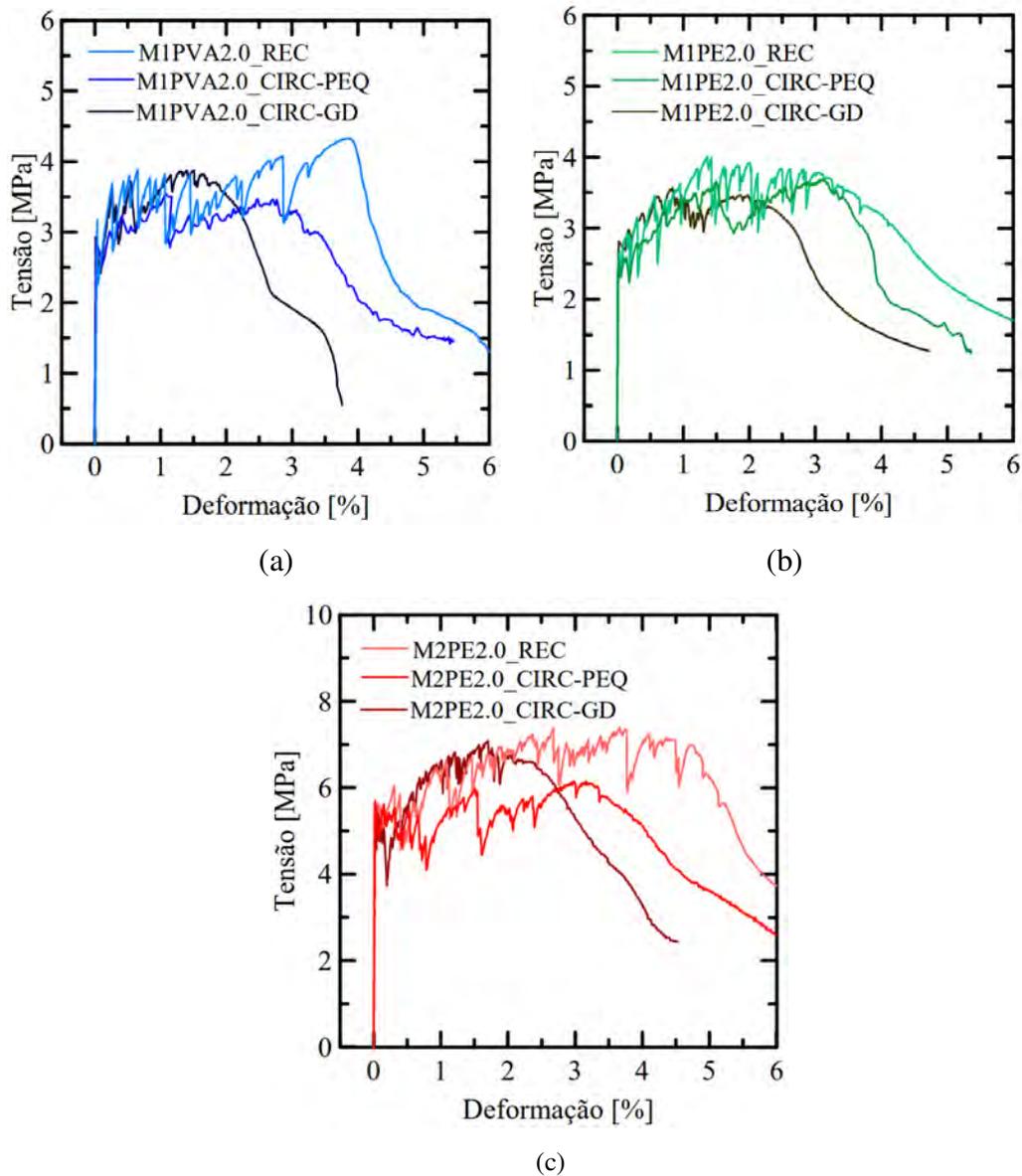


Figura 95 – Efeito da geometria do corpo de prova na resposta mecânica à tração: (a) M1PE2.0; (b) M1PVA2.0. (c) M2PE2.0.

Como observado nos gráficos, as tensões de primeira fissura foram pouco afetadas, sendo um pouco maiores para os corpos de prova de menor seção transversal. O parâmetro mais afetado foi, mais uma vez, a deformação máxima, cujos valores foram maiores para as amostras produzidas com a seção retangular e menores para as amostras de tamanho grande produzidas com seção circular.

Este resultado também pode estar associado a uma mudança na distribuição e alinhamento das fibras, que pode reduzir de forma considerável as deformações máximas. A mudança no alinhamento das fibras, por sua vez, pode estar associada à forma de moldagem, uma vez que os corpos de prova enquanto os corpos de prova

de seção circular são moldados na vertical, enquanto os corpos de prova de seção retangular são moldados na horizontal, deitados, o que facilita o alinhamento das fibras na direção longitudinal.

Os resultados obtidos permitem concluir que a resposta mecânica dos compósitos SHCC é extremamente dependente da geometria de corpo de prova utilizada, mostrando a importância de se estabelecer padrões de ensaio para permitir a comparação entre diferentes grupos de pesquisa e para que possam-se produzir normas e padrões de segurança que permitam a aplicação destes materiais em situações práticas.

4.4.2. Flexão de Quatro Pontos

A fim de confirmar os resultados obtidos nos ensaios de tração direta, foram realizados ensaios de flexão de quatro pontos em prismas, utilizando duas diferentes geometrias proporcionais entre si. As Figuras 94, 95 e 96 apresentam as curvas tensão-deflexão normalizada (deflexão dividida pelo vão livre) obtidas para compósitos estudados, M1PE2.0, M1PVA2.0 e M2PE2.0, respectivamente, considerando as diferentes geometrias. Os corpos de prova pequenos, de dimensões 40×40×150mm (base × altura × comprimento do vão) são denotados pela sigla “PEQ”, enquanto os corpos de prova grandes, de dimensões 75×75×282mm, são denotados pela sigla “GD”. No Anexo II são mostradas imagens dos corpos de prova correspondentes.

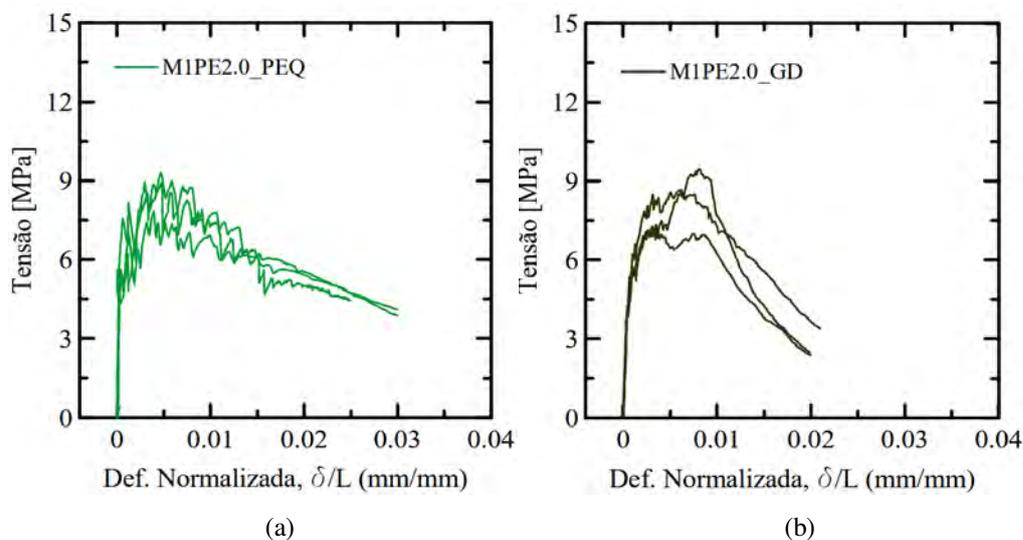


Figura 96 – Efeito-escala na flexão: (a) M1PE2.0-PEQ; (b) M1PE2.0-GD;

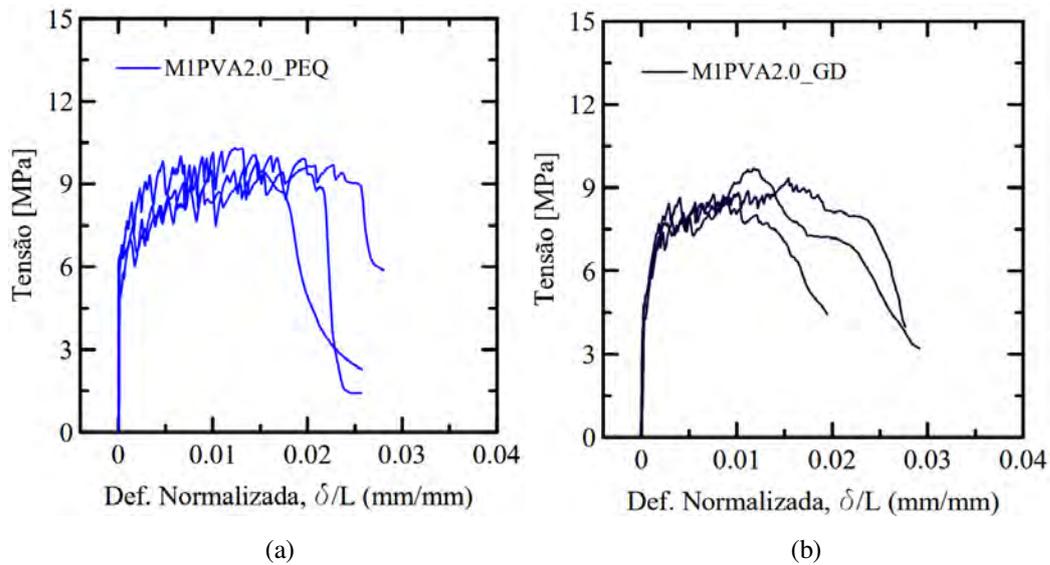


Figura 97 – Efeito-escala na flexão: (a) M1PVA2.0-PEQ; (b) M1PVA2.0-GD;

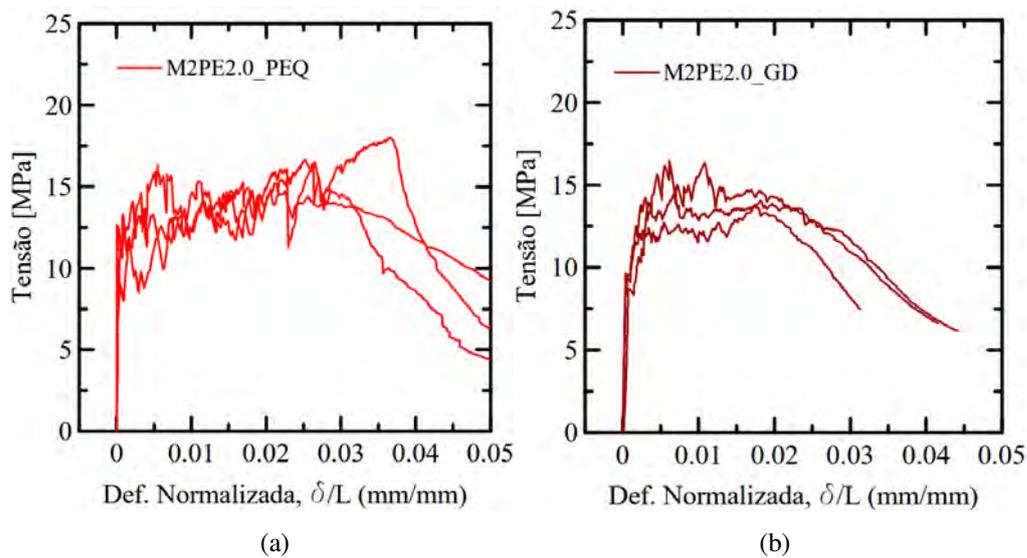


Figura 98 – Efeito-escala na flexão: (a) M2PE2.0-PEQ; (b) M2PE2.0-GD;

A Tabela 22, a seguir, apresenta os valores médios obtidos para a tensão de primeira fissura (σ_{pf}), tensão máxima (σ_u), correspondente à máxima tensão atingida pela curva tensão-deflexão. Também são apresentados os valores normalizados obtidos para as deflexões de primeira fissura (δ_{pf}) e flecha máxima (δ_u), divididos pelo vão L das amostras, a fim de permitir uma melhor comparação entre as diferentes geometrias. Por último, são fornecidos os valores de tenacidade (W), calculados como a área abaixo das curvas de tensão-deflexão normalizadas ($\sigma \times \delta/L$), em MPa.

Tabela 22 – Resultados dos ensaios de flexão: estudo do efeito-escala.

Série	δ_{pf}/L (%)	σ_{pf} (MPa)	δ_u (mm)	δ_u/L (%)	σ_u (MPa)	W_{norm} (MPa)
M1PE2.0_CIRC-PEQ	0,020 (0,006)	5,16 (0,57)	1,69 (0,25)	1,12 (0,16)	8,68 (0,76)	0,08 (0,02)
M1PE2.0_CIRC-GD	0,036 (0,004)	3,85 (0,14)	2,53 (0,08)	0,90 (0,03)	8,48 (1,08)	0,06 (0,01)
M1PVA2.0_CIRC-PEQ	0,016 (0,002)	5,39 (0,17)	3,55 (0,58)	2,36 (0,38)	10,01 (0,31)	0,20 (0,04)
M1PVA2.0_CIRC-GD	0,026 (0,004)	4,51 (0,27)	4,07 (1,03)	1,44 (0,37)	9,22 (0,53)	0,12 (0,03)
M2PE2.0_CIRC-PEQ	0,020 (0,005)	9,44 (0,63)	4,70 (0,78)	3,13 (0,52)	16,47 (1,65)	0,41 (0,13)
M2PE2.0_CIRC-GD	0,034 (0,003)	8,87 (0,69)	5,74 (0,53)	2,03 (0,19)	15,00 (1,30)	0,26 (0,02)

Como observado nos ensaios de tração direta, o aumento no tamanho dos corpos de prova promoveu redução na tensão de primeira fissura dos compósitos, em todos os casos, o que confirma a hipótese de que os compósitos SHCC estão sujeitos ao efeito-escala no que diz respeito à resistência e vai ao encontro dos resultados obtidos por Nguyen et al. [110], Yoo et al. [119] e Asano et al. [120]. Assim como na tração direta, a tensão última foi pouco afetada. Um parâmetro bastante afetado foi a deflexão última normalizada (δ_u/L), que foi inversamente proporcional ao tamanho dos corpos de prova para todos os compósitos estudados.

Este resultado mostra, mais uma vez, que a ductilidade destes materiais é reduzida à medida que as dimensões do elemento aumentam, o que pode fazer com que a resposta mecânica de elementos estruturais em escala real produzidos com estes materiais seja inferior àquela observada nos ensaios em pequena escala. Em valores percentuais, a redução da deflexão foi maior para o compósito M1PVA2.0, o que confirma a tendência observada nos ensaios de tração direta de que os materiais produzidos com fibras de PVA são mais sensíveis à mudança de tamanho no que diz respeito à ductilidade.

4.5. Ensaio Estruturais

Este item apresenta os resultados experimentais obtidos nos ensaios realizados em vigas de concreto armado. As vigas foram sujeitas a duas etapas de carregamento. Uma primeira etapa, onde foram carregadas até o escoamento da armadura de aço e uma segunda etapa, onde foram reparadas com uma camada de SHCC. No estudo, foram produzidas sete vigas no total, uma viga de referência, chamada de REF-BEAM, a qual foi ensaiada até a ruptura, e outras seis vigas, que foram sujeitas ao procedimento de reparo.

A Figura 99 mostra os resultados obtidos para a viga de referência e para a viga RB-M1PVA2.0, onde é possível ver as duas etapas de carregamento. Como pode-se observar, a aplicação da camada de reparo proporcionou considerável ganho de resistência à viga reparada. Neste caso, a ruptura da viga ocorreu por falha da camada de SHCC, seguida por esmagamento da face superior do concreto.

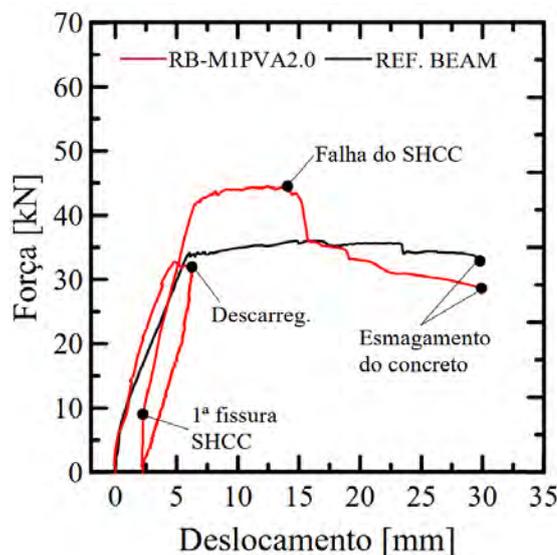


Figura 99 – Diagramas de força x deslocamento das vigas REF-BEAM e RB-M1PVA2.0.

A Figura 100 mostra os diagramas de força por deslocamento obtidos para as vigas ensaiadas, considerando as duas etapas de carregamento. O compósito M2PE2.0 foi utilizado no reparo de duas vigas, RB-M2PE2.0_1 e RB-M2PE2.0_2. Essas vigas se diferenciam pelo espaçamento dos estribos. A variação foi realizada para mostrar que o reparo pode levar a uma mudança no modo de ruptura da viga, caso ela não esteja devidamente reforçada para resistir aos esforços cortantes.

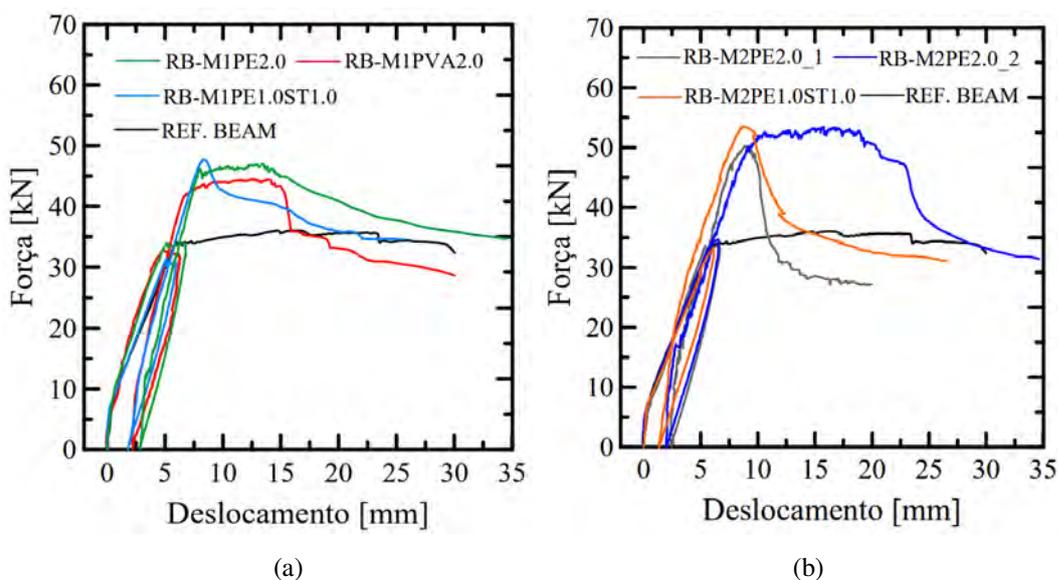


Figura 100 – Diagramas de força x deslocamento obtidos para as vigas: (a) RB-M1PVA2.0, RB-M1PE2.0, RB-M1PVA1.0ST1.0; (b) RB-M2PE2.0_1, RB-M2PE2.0_2, RB-M2PE1.0ST1.0;

A Tabela 23 mostra os resultados obtidos na primeira etapa de carregamento, onde P_{cr} e δ_{cr} são a força e a flecha correspondentes à fissuração do concreto, P_y e δ_y são a força e a flecha correspondentes ao início de escoamento do aço, P_d e δ_d são a força e flecha no instante em que o descarregamento se inicia e δ_r é a flecha residual após o descarregamento. Para a viga de referência, são apresentados os valores de força e flecha máximas P_u e δ_u , correspondentes à ruptura da viga.

Tabela 23 – Ensaio estruturais: primeira etapa de carregamento.

Viga	P_{cr} (kN)	δ_{cr} (mm)	P_y (kN)	δ_y (mm)	P_d (kN)	δ_d (mm)	δ_r (mm)	P_u (kN)	δ_u (mm)
REF. BEAM	6,44	0,37	33,77	6,08	-	-	-	33,88	29,28
RB-M1PVA2.0	6,48	0,36	32,71	4,83	32,11	6,20	2,24	-	-
RB-M1PE2.0	6,32	0,32	33,33	5,28	33,90	6,77	2,89	-	-
RB-M1PVA1.0ST1.0	6,23	0,17	31,29	5,12	30,75	5,96	1,84	-	-
RB-M2PE2.0_1	5,53	0,30	33,43	5,43	33,66	6,66	2,46	-	-
RB-M2PE2.0_2	6,95	0,29	34,35	6,00	34,47	6,57	2,03	-	-
RB-M2PE1.0ST1.0	7,00	0,32	33,16	6,12	33,16	6,12	1,36	-	-
Média	6,42	0,31	33,15	5,55	33,01	6,38	2,14	-	-
D.P.	0,49	0,07	0,96	0,52	1,36	0,33	0,53	-	-

A Tabela 24 mostra os resultados correspondentes à segunda etapa de carregamento, com as vigas já reparadas com a camada de SHCC. Nesta tabela, δ_r corresponde à flecha residual, a partir da qual o ensaio se inicia, P_{fc} e δ_{fc} são a força e flecha correspondes à formação da primeira fissura na camada de SHCC. P_y e δ_y são a força e flecha correspondentes ao início do patamar de escoamento, a partir da qual a carga fica aproximadamente constante e P_u e δ_u são a força e flecha máximas, correspondentes ao ponto de ruptura da camada de SHCC.

Também são apresentados os modos de ruptura de cada viga e a razão entre a carga de ruptura P_u e a carga de ruptura da viga de referência, chamada de P_{ref} , com objetivo de mostrar o ganho de resistência proporcionado pela camada de reparo.

Tabela 24 – Ensaio estruturais: segunda etapa de carregamento.

Viga	δ_r (mm)	P_{fc} (mm)	δ_{fc} (mm)	P_y (kN)	δ_y (mm)	P_u (kN)	δ_u (mm)	P_u/P_{ref}	Modo de ruptura
RB-M1PVA2.0	2,24	8,62	2,39	41,32	6,56	44,52	14,47	1,31	Flexão
RB-M1PE2.0	2,89	6,66	3,11	45,62	8,47	47,02	13,46	1,39	Flexão
RB-M1PVA1.0ST1.0	1,84	10,09	2,62	47,74	8,30	47,74	8,30	1,41	Flexão
RB-M2PE2.0_1	2,46	9,42	2,73	50,20	8,99	50,20	8,99	1,48	Cisalham.
RB-M2PE2.0_2	2,03	9,63	2,19	51,55	9,97	53,44	18,87	1,58	Flexão
RB-M2PE1.0ST1.0	1,36	10,23	2,08	53,56	8,68	53,56	8,68	1,58	Flexão

Na primeira etapa de carregamento, as vigas foram carregadas até uma flecha média de $6,38 \pm 0,33$ mm e descarregadas até a flecha residual média de $2,14 \pm 0,53$ mm. A viga de referência foi ensaiada até a ruptura, atingindo uma força máxima de 33,88 kN e uma flecha máxima de 29,28 mm, correspondentes a uma ruptura por flexão com escoamento da armadura de aço e esmagamento do concreto.

Na segunda etapa de carregamento, as vigas apresentaram um estágio inicial de maior rigidez proporcionado pela camada não-fissurada de SHCC até a formação da primeira fissura, a partir da qual a rigidez passou a ser governada principalmente pela armadura de aço. A presença da camada de reparo proporcionou acréscimo considerável nas cargas máximas das vigas se comparadas à viga de referência. Esse acréscimo chegou a 58% para a viga RB-M2PE2.0_2, a que obteve melhor comportamento entre todas as vigas reparadas. Este ganho de resistência, entretanto

poderia ter levado a uma ruptura brusca da viga, caso ela não esteja adequadamente reforçada para resistir aos esforços cortantes.

A Figura 101 compara as vigas RB-M2PE2.0_1 e RB-M2PE2.0_2, que receberam diferentes reforços transversais. Nesta figura, é possível ver que o ganho de resistência proporcionado pela camada de reparo levou à ruptura por cortante da viga RB-M2PE2.0_1. Mesmo após a ruptura, a viga RB-M2PE2.0_1 conseguiu manter relativa estabilidade, o que está associado à redundância nos caminhos de forças promovida pela camada de reparo. Já a viga RB-M2PE2.0_2, que recebeu um aumento no reforço transversal se comparada à viga de referência, conseguiu resistir adequadamente aos esforços cortantes, atingindo considerável flecha antes de se romper.

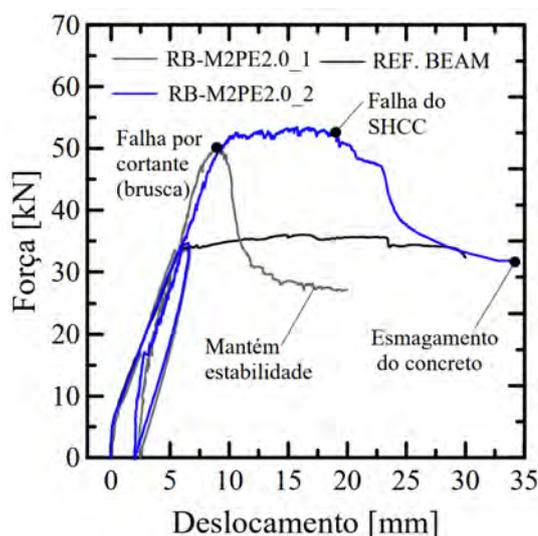


Figura 101 – Comparativo entre os diagramas de força por deslocamento obtidos para as vigas M2PE2.0_1 e M2PE2.0_2.

Como apresentado na Figura 102 (a), as vigas RB-M1PE2.0 e RB-M1PVA2.0 apresentaram comportamento semelhante, atingindo forças máximas e deflexões máximas próximas, o que mostra a viabilidade de se utilizar os compósitos M1PVA2.0 e M1PE2.0 para a realização de reparos estruturais. Na Figura 102 (b), pode-se ver uma comparação entre a viga RB-M2PE2.0_2 e a viga RB-M1PE2.0. É possível observar que a viga reparada com o SHCC de alta resistência M2PE2.0 atingiu comportamento mecânico muito superior à viga reparada com o compósito M1PE2.0, chegando a uma máxima de 53,44kN e uma flecha de 18,87mm. Os resultados mostraram a vantagem de se utilizar compósitos de alta resistência e mostram o benefício de se utilizar em conjunto com as fibras de polietileno

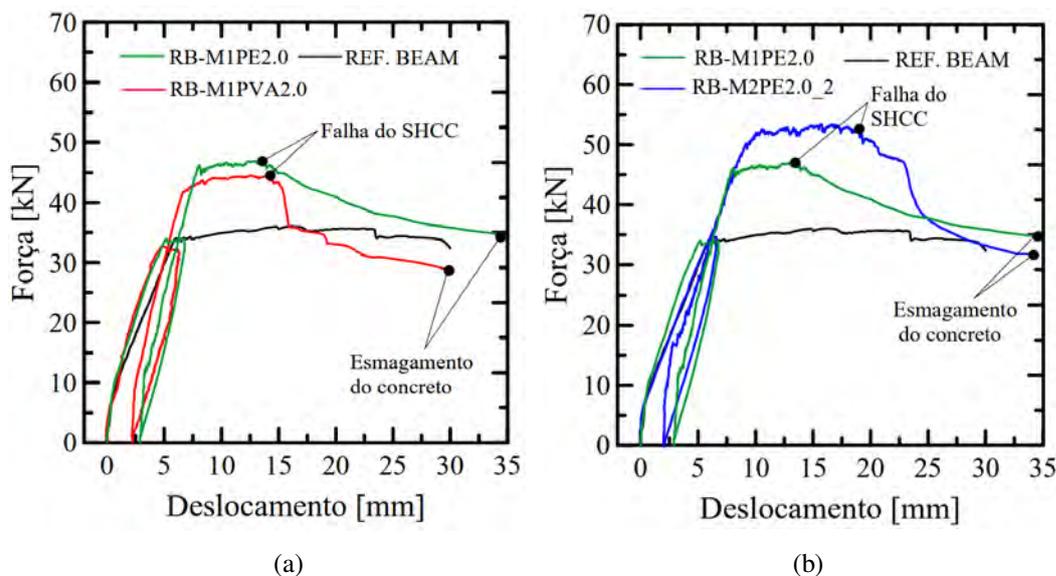


Figura 102 – Comparativo entre os diagramas de força por deslocamento obtidos para as vigas ensaiadas: (a) M1PVA2.0 e M1PE2.0 e (b) M1PE2.0 e M2PE2.0_2.

A Figura 103 (a) e (b) mostra um comparativo entre as vigas RB-M1PVA2.0 e RB-M2PE2.0_2 e as vigas RB-M1PVA1.0ST1.0 RB-M2PE1.0ST1.0, reparadas com compósitos híbridos. A partir das curvas apresentadas, pode-se ver que nos estágios iniciais de carregamento, as vigas reparadas com os compósitos híbridos apresentaram comportamento mecânico igual ou superior às vigas reparadas com os compósitos não-híbridos. O efeito positivo das fibras de aço também foi observado ao se comparar a força de primeira fissura e a força máxima das vigas.

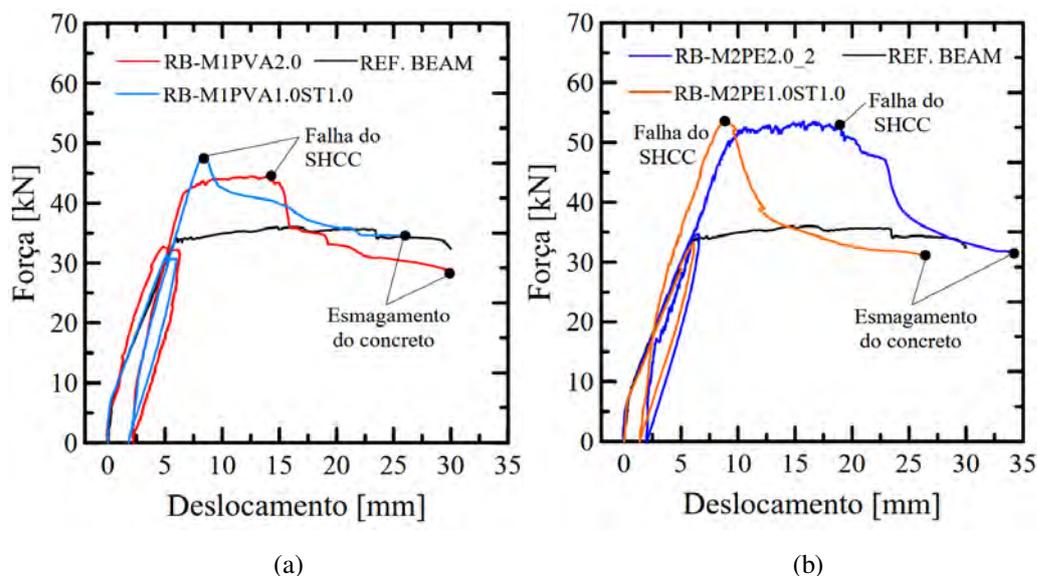


Figura 103 – Comparativo entre os diagramas de força-deslocamento obtidos para as vigas em questão: (a) M1PVA2.0 e M1PVA1.0ST1.0 e (b) M2PE2.0_2 M2PE1.0ST1.0.

Pode-se ver que a viga RB-M1PVA1.0ST1.0 apresentou um acréscimo de força máxima superior à viga RB-M1PVA2.0 (41% contra 31%, respectivamente), mostrando o benefício da utilização das fibras de aço para aumento da resistência. Ao se comparar as vigas RB-M2PE1.0ST1.0 e RB-M2PE2.0, entretanto, o acréscimo de carga última foi praticamente igual (58%). Esse resultado pode ser explicado pelo ganho de resistência da viga RB-M2PE2.0 mesmo após o início do escoamento, saltando de 51,55kN para 53,44kN. Enquanto isso, a viga RB-M2PE1.0ST1.0 foi caracterizada por uma ruptura menos dúctil da camada de reparo, com queda de resistência após atingir a carga última de 53,56kN.

O reparo com SHCC proporcionou às vigas RB-M1PVA2.0, RB-M1PE2.0 e RB-M2PE2.0 considerável ganho de resistência mesmo para altos valores de deflexões, mostrando a viabilidade de utilização destes materiais para a realização de reparos e reforços estruturais. Nas vigas RB-M1PVA1.0ST1.0 e RB-M2PE1.0ST1.0, a camada de reparo teve uma ruptura menos dúctil, gerando queda de resistência e retorno ao patamar de carga da viga de referência.

Como mostrado nos ensaios de flexão com entalhe, este comportamento pode estar associado a uma menor eficiência dos compósitos híbridos para resistir à propagação de fissuras localizadas. Isso mostra que o reparo com os compósitos híbridos não gera grandes benefícios em termos de estados limites últimos. Entretanto, o comportamento mecânico em baixas deformações igual ou superior aos compósitos não-híbridos, justifica a utilização desses materiais em estados limites de serviço.

4.5.1. Diagramas Momento-Curvatura

Os diagramas de momento-curvatura das vigas foram calculados considerando a teoria de vigas de Euler-Bernoulli, válida para vigas longas e esbelta. De acordo com a teoria, a seção transversal de uma viga sujeita a flexão pode ser considerada infinitamente rígida e permanece plana e normal à linha neutra durante a flexão [150]. Desse modo, a curvatura no meio do vão pode ser obtida utilizando as deformações medidas nas barras de aço e na face superior do concreto, através da Eq. 4.1, mostrada a seguir.

$$\Phi = \frac{\varepsilon_s + |\varepsilon_c|}{d} \quad (4.1)$$

Onde Φ é a curvatura, ε_s é a deformação média nas barras de aço, ε_c é a deformação na face superior do concreto e d é a altura útil da viga, definida como a distância do centroide das armaduras até a face superior. O procedimento adotado para o cálculo da curvatura é mostrado de forma esquemática na Figura 104.

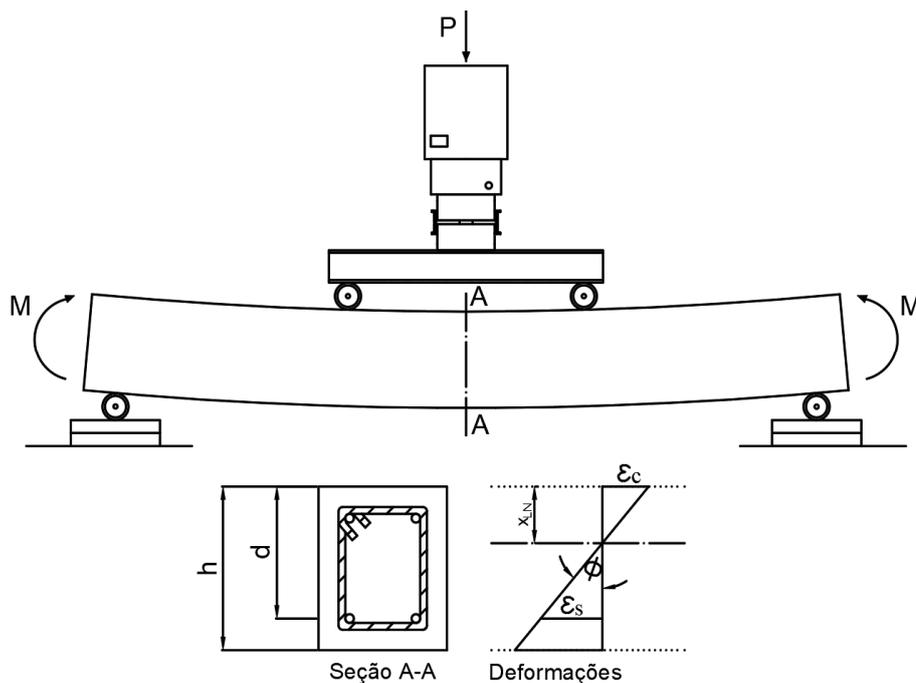


Figura 104 – Procedimento adotado para o cálculo dos diagramas de momento-curvatura.

A Figura 105 (a) e (b) mostra os diagramas de momento-curvatura das vigas RB-M1PVA2.0, RB-M1PE2.0 e RB-M1PVA1.0ST1.0, correspondentes à primeira e à segunda etapa de carregamento, respectivamente. A Figura 106 (a) e (b) mostra os diagramas referentes às vigas RB-M2PE2.0_1, RB-M2PE2.0_2 e RB-M2PE1.0ST1.0, correspondentes à primeira e à segunda etapa de carregamento, respectivamente. Para efeito de comparação, também são apresentados os diagramas obtidos para a viga de referência. Na primeira etapa de carregamento, as vigas apresentaram comportamento semelhante à viga de referência até o ponto de início do descarregamento. Todas as vigas apresentaram curvatura residual após o descarregamento, o que está associado às deformações residuais na armadura e no concreto. Desse modo, as curvaturas residuais obtidas na primeira etapa foram somadas às curvaturas calculadas na segunda etapa.

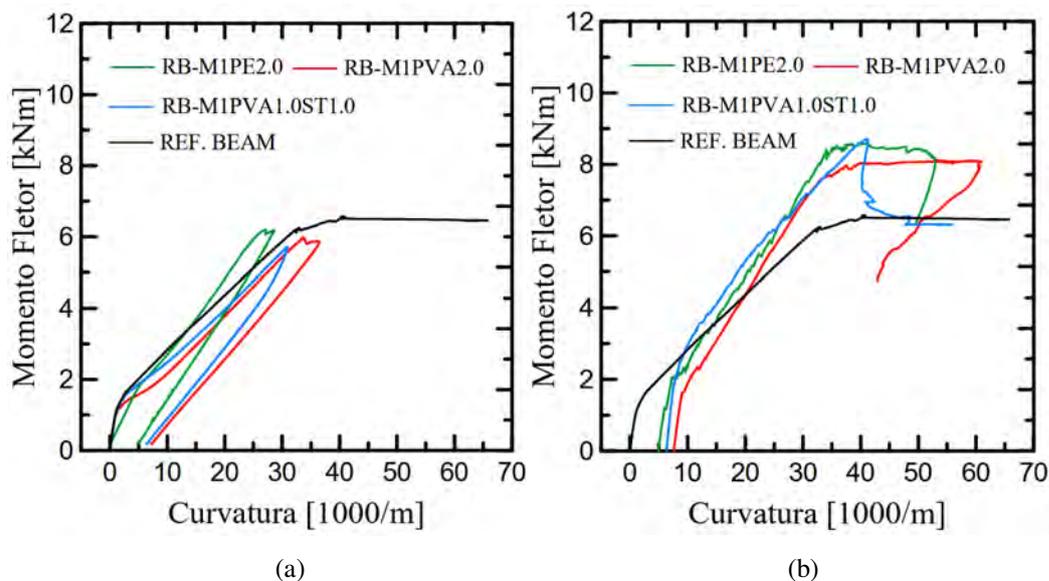


Figura 105 – Diagramas de momento x curvatura das vigas REF-BEAM, RB-M1PVA2.0, RB-M1PE2.0 e RB-M1PVA1.0ST1.0: (a) primeira etapa e (b) segunda etapa de carregamento.

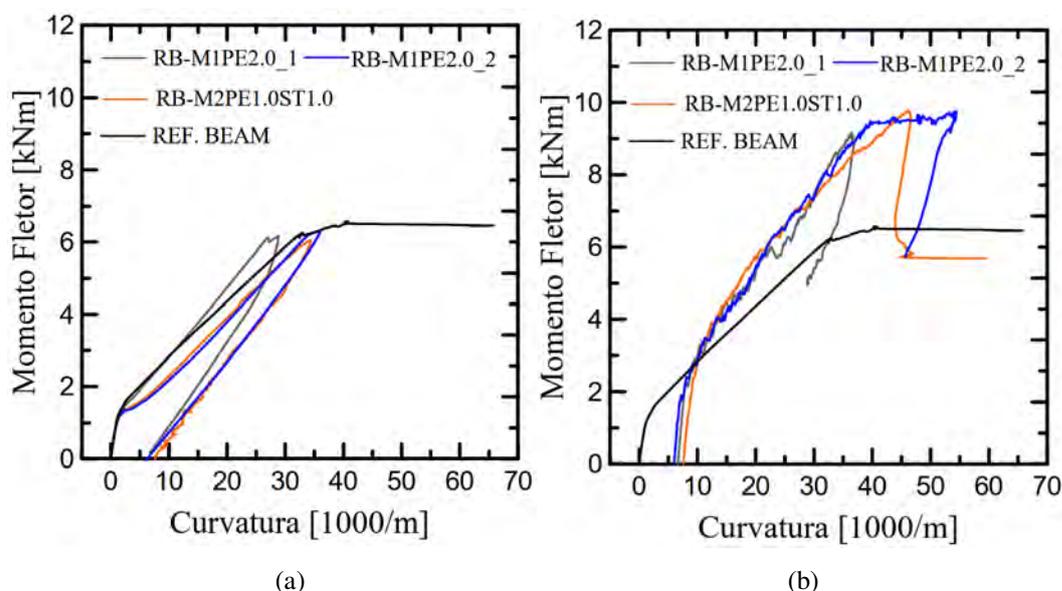


Figura 106 – Diagramas de momento x curvatura das vigas REF-BEAM, RB-M2PE2.0_1, RB-M2PE2.0_2, RB-M2PE1.0ST1.0: (a) primeira etapa e (b) segunda etapa de carregamento.

Na segunda etapa de carregamento, a presença das camadas de reparo proporcionou considerável ganho de resistência às vigas, permitindo que o momento fletor resistido por elas logo ultrapassasse o momento resistido pela viga de referência, mesmo em baixos valores de curvatura. Nos gráficos, é possível ver que as vigas RB-M1PVA1.0ST1.0 e RB-M2PE1.0ST1.0 apresentaram comportamento mecânico satisfatório e muito próximo das vigas reparadas com compósitos não-híbridos nos estágios iniciais de carregamento. Os gráficos também

permitem observar o comportamento de múltipla fissuração das camadas de reparo, que pode ser identificado pelos pontos de oscilação de carga (queda e aumento de carga). As Figuras 104 e 105 mostram a evolução das deformações nas armaduras de aço e na face superior do concreto, referentes à primeira e à segunda etapa de carregamento, respectivamente, para as vigas RB-M1PVA2.0, RB-M1PE2.0 e RB-M1PVA1.0ST1.0. Para efeito de comparação, também são mostradas as deformações medidas na viga de referência.

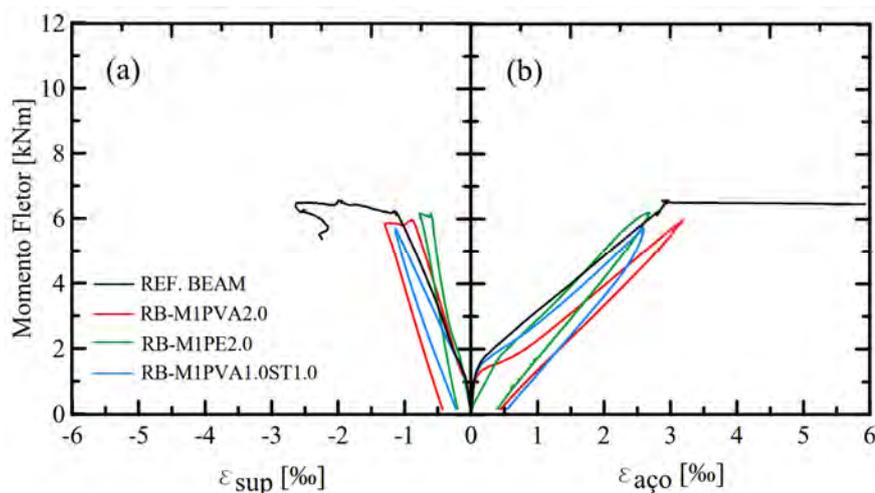


Figura 107 – Deformações medidas nas vigas REF-BEAM, RB-M1PVA2.0, RB-M1PE2.0 e RB-M1PVA1.0ST1.0 referentes à primeira etapa de carregamento: (a) deformação na face superior e (b) deformação na armadura de aço.

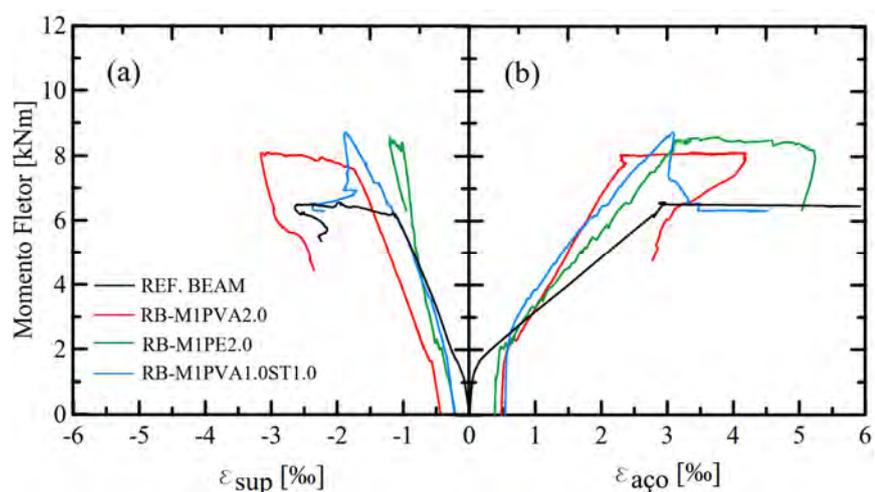


Figura 108 – Deformações medidas nas vigas REF-BEAM, RB-M1PVA2.0, RB-M1PE2.0 e RB-M1PVA1.0ST1.0 referentes à segunda etapa de carregamento: (a) Deformação na face superior e (b) Deformação na armadura de aço.

As Figuras 106 e 107 mostram as deformações nas armaduras de aço e na face superior do concreto referentes à primeira e à segunda etapa de carregamento, respectivamente, medidas nas vigas RB-M2PE2.0_1, RB-M2PE2.0_2 e RB-M2PE1.0ST1.0.

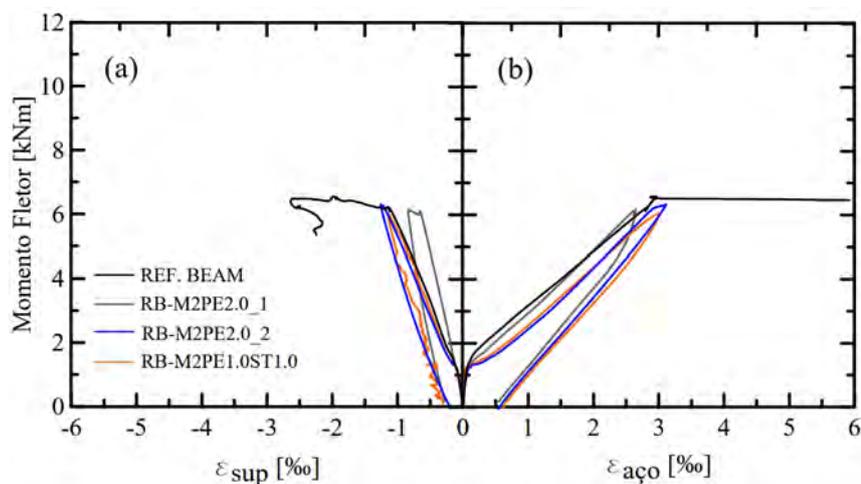


Figura 109 – Deformações medidas nas vigas REF-BEAM, RB-M2PE2.0_1, RB-M2PE2.0_2 e RB-M2PE1.0ST1.0 referentes à primeira etapa de carregamento: (a) Deformação na face superior e (b) Deformação na armadura de aço.

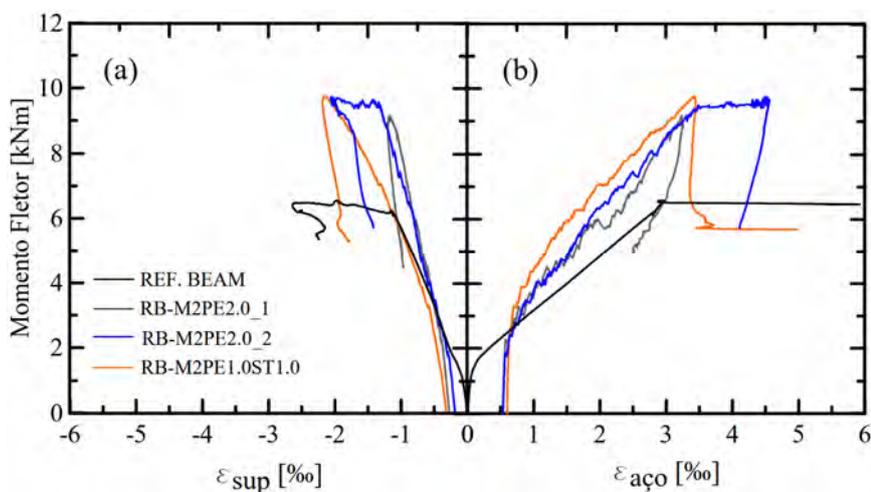


Figura 110 – Deformações medidas nas vigas REF-BEAM, RB-M2PE2.0_1, RB-M2PE2.0_2, RB-M2PE1.0ST1.0 na segunda etapa de carregamento: (a) Deformação na face superior e (b) Deformação na armadura de aço.

Outro benefício do reparo com SHCC foi a redução nas deformações da armadura, uma vez que parte das tensões na zona tracionada passaram a ser resistidas pela camada de reparo. Efeito semelhante foi observado para as deformações no concreto, onde houve aumento do momento resistido para um mesmo valor de deformação. Em baixos valores de deformações, os momentos

fletores resistidos pelas vigas RB-M1PVA1.0ST1.0 e RB-M2PE1.0ST1.0 foram maiores que aqueles resistidos pelas outras vigas, indicando uma maior eficiência dos compósitos híbridos para retardar a evolução das deformações na armadura.

A Figura 111 (a) e (b) mostra a evolução das deformações na armadura de aço na segunda etapa de carregamento em função do tempo, onde é possível ver que as deformações nas vigas reparadas crescem a uma taxa menor se comparadas à viga de referência.

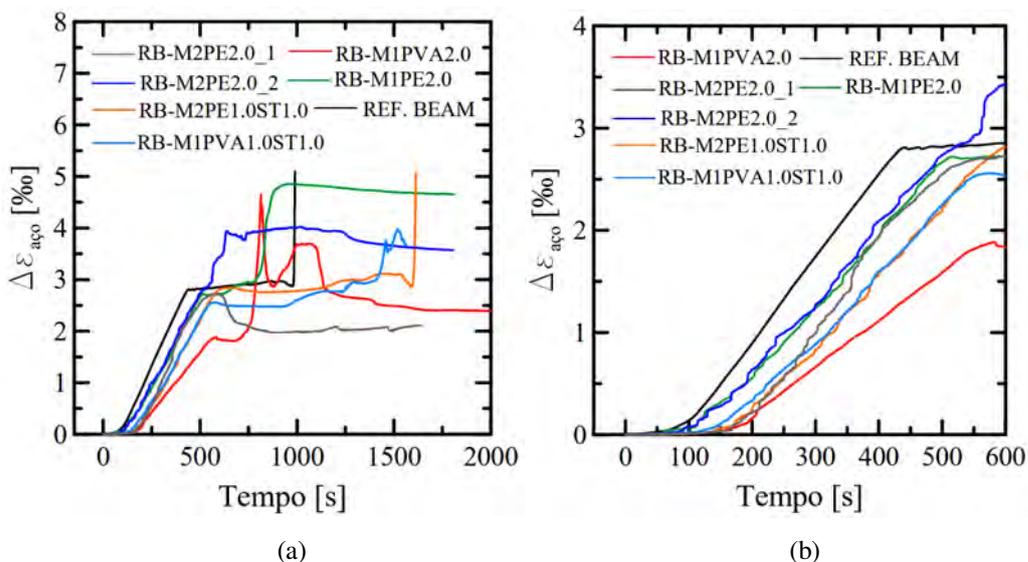


Figura 111 – Evolução das deformações na armadura de aço na segunda etapa de carregamento em função do tempo: (a) resultados até a ruptura da viga e (b) detalhe dos resultados até $t = 600$ s.

As deformações na armadura e no concreto foram utilizadas para determinar de forma indireta a deformação na camada de SHCC, utilizando a hipótese de seções planas. Como mostrado na Figura 112, a partir dos acréscimos de deformações na armadura $\Delta\varepsilon_s$ e no concreto $\Delta\varepsilon_c$ é possível determinar a posição da linha neutra e o acréscimo de curvatura $\Delta\phi$, o que permite estimar a deformação na face inferior da camada de SHCC, utilizando a Eq. 5.2.

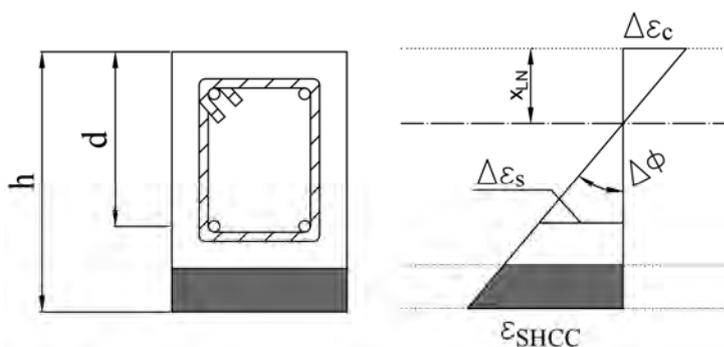


Figura 112 – Determinação da deformação no SHCC utilizando a hipótese de seções planas.

$$\varepsilon_{SHCC} = \frac{h}{d} (|\Delta\varepsilon_c| + \Delta\varepsilon_s) - |\Delta\varepsilon_c| \quad (4.2)$$

Onde ε_{SHCC} é a deformação na face inferior da camada de SHCC, h é a altura total da viga, d é a distância entre o centroide da armadura de aço e a face superior da viga, $\Delta\varepsilon_c$ é o acréscimo de deformação no concreto e $\Delta\varepsilon_s$ é o acréscimo de deformação na armadura de aço.

A Tabela 25 mostra as deformações máximas das camadas de SHCC obtidas a partir dos ensaios estruturais ($\varepsilon_{u,v}$). Para efeito de comparação, também são apresentadas as deformações máximas obtidas nos ensaios de tração direta ($\varepsilon_{u,td}$) e a razão entre as deformações.

Tabela 25 – Comparativo entre as deformações máximas dos compósitos SHCC obtidas nos ensaios estruturais e nos ensaios de tração direta.

Viga	$\varepsilon_{u,v}$ (%)	$\varepsilon_{u,td}$ (%)	$\varepsilon_{u,v} / \varepsilon_{u,td}$
RB-M1PVA2.0	0,68	4,26	0,16
RB-M1PE2.0	0,74	3,17	0,23
RB- M1PVA1.0ST1.0	0,46	1,79	0,26
RB-M2PE2.0_2	0,69	5,46	0,13
RB- M2PE1.0ST1.0	0,51	2,66	0,19

As deformações máximas obtidas a partir dos ensaios estruturais foram bem menores que aquelas medidas nos ensaios de tração direta, indicando uma localização prematura das fissuras na camada de reparo. Os resultados também mostram que as relações tensão-deformação dos ensaios de tração direta não podem ser aplicadas de forma direta para se projetar sistemas de sistemas de reparo utilizando SHCC, confirmando o que já havia sido relatado na literatura [20,134].

Esse comportamento está associado ao fato de que as deformações dos compósitos SHCC são resultado do processo de abertura de múltiplas fissuras. Em sistemas de reparo, essas fissuras tendem a se concentrar nas proximidades das fissuras pré-existentes das vigas, onde o material de reparo possui o efeito de retardar a abertura de fissuras, como mostrado nas Figura 113 (a) e (b). A localização do dano nesta região, entretanto, faz com que a ruptura na camada de reparo ocorra de forma prematura, fazendo com que as deformações medidas sejam bem menores que aquelas observadas nos ensaios de tração direta.

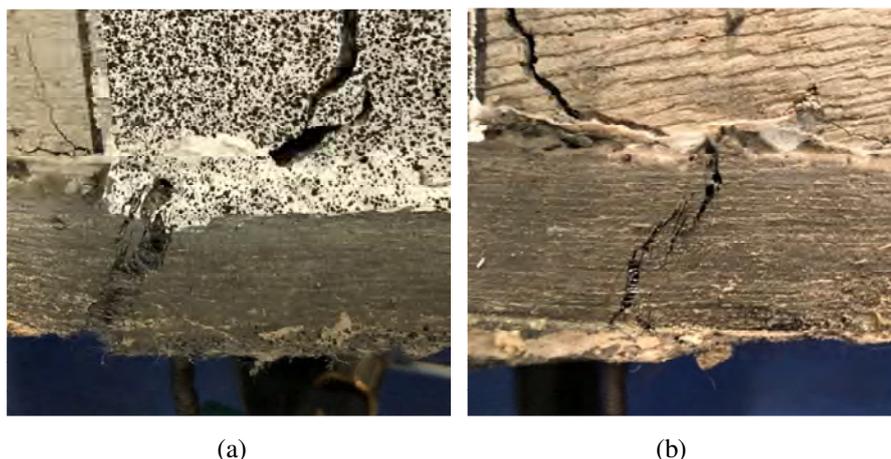


Figura 113 – Localização da fissura na camada de SHCC: (a) viga RB-M2PE2.0_2 e (b) viga RB-M2PE1.0ST1.0.

As deformações na armadura de aço e na face superior do concreto também foram utilizadas para obter a posição da linha neutra ao longo dos ensaios, utilizando a Eq. 4.3, mostrada a seguir, também baseada na hipótese das seções planas mostrada na Figura 112.

$$x_{LN} = d \cdot \frac{|\Delta\varepsilon_c|}{|\Delta\varepsilon_c| + \varepsilon_s} \quad (4.3)$$

Os resultados obtidos são mostrados na Figura 114, onde é possível ver a posição da linha neutra da viga de referência e das vigas reparadas em função do momento fletor. A partir das curvas, pode-se observar que a presença das camadas de reparo promove aumento da profundidade da linha neutra, uma vez que a camada de SHCC proporciona resistência adicional na zona tracionada das vigas. Esse comportamento também pode explicar a redução nas deformações medidas na armadura de aço ao longo do tempo, mostradas na Figura 111.

Além disso, pode-se observar que o aprofundamento da linha neutra é maior nas vigas reparadas com compósitos híbridos RB-M2PE1.0ST1.0 e RB-M1PVA1.0ST1.0, se comparadas às vigas RB-M2PE2.0_2 e RB-M1PVA2.0, respectivamente. Esse comportamento está associado a um maior acréscimo de resistência proporcionado pelos compósitos híbridos nos estágios iniciais de carregamento.

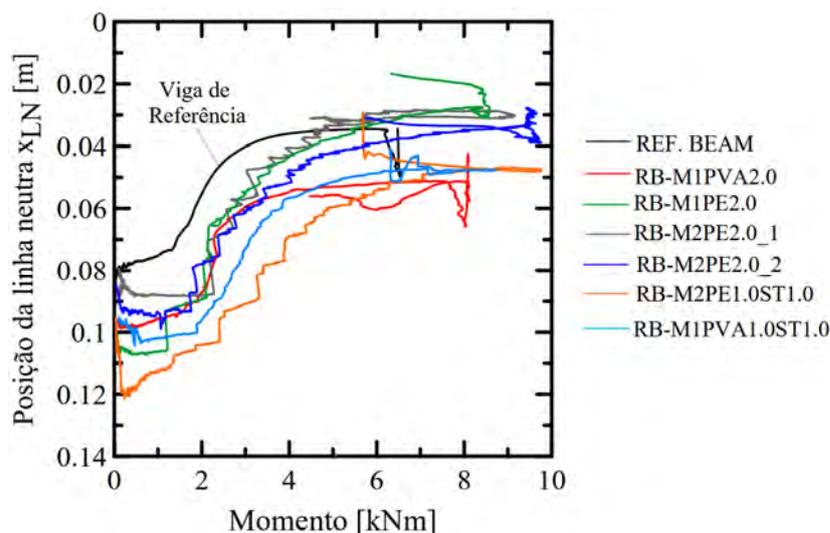


Figura 114 - Posição da linha neutra em função do momento fletor para a viga de referência e para as vigas reparadas com SHCC.

4.5.2. Abertura de Fissuras

A abertura de fissuras na região central das vigas foi acompanhada utilizando a técnica de correlação digital de imagens (DIC), como descrito no item 3.8 do procedimento experimental. À direita das vigas, são apresentados gráficos de deslocamentos horizontais na altura da armadura de aço em função da posição ao longo da linha de referência. Nestes gráficos, é possível calcular as aberturas de fissuras, as quais são identificáveis pelos saltos nos valores de deslocamentos, como mostrado na Figura 115, que corresponde à para a viga de referência.

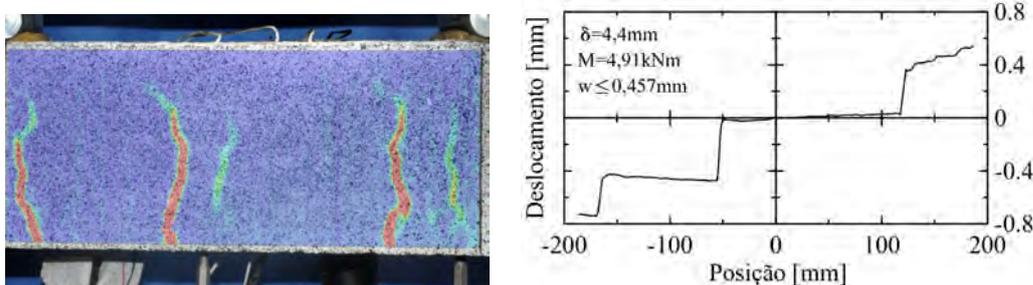


Figura 115 – Viga REF-BEAM na flecha correspondente a $L/250$.

A Figura 116 mostra as fissuras presentes nas vigas após o término da primeira etapa de carregamento e descarregamento. A Figura 117 mostra o crescimento das fissuras das vigas reparadas na flecha correspondente a $L/250$, considerada a flecha máxima em serviço pela NBR6118/2014 [151].

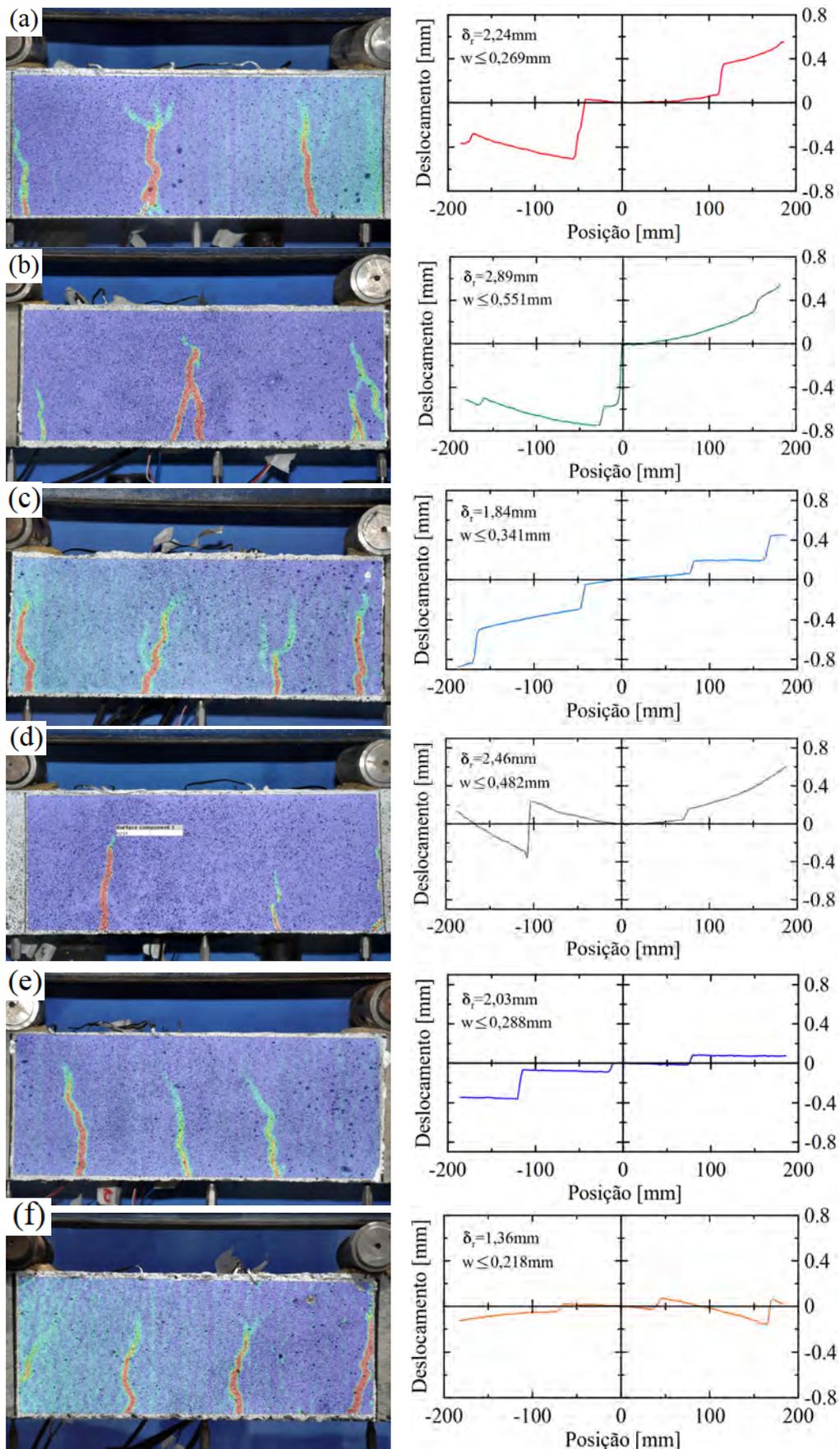


Figura 116 – Vigas após o descarregamento: (a) RB-M1PVA2.0, (b) RB-M1PE2.0, (c) RB-M1PVA1.0ST1.0, (d) RB-M2PE2.0_1, (e) RB-M2PE2.0_2 e (f) RB-M2PE1.0ST1.0.

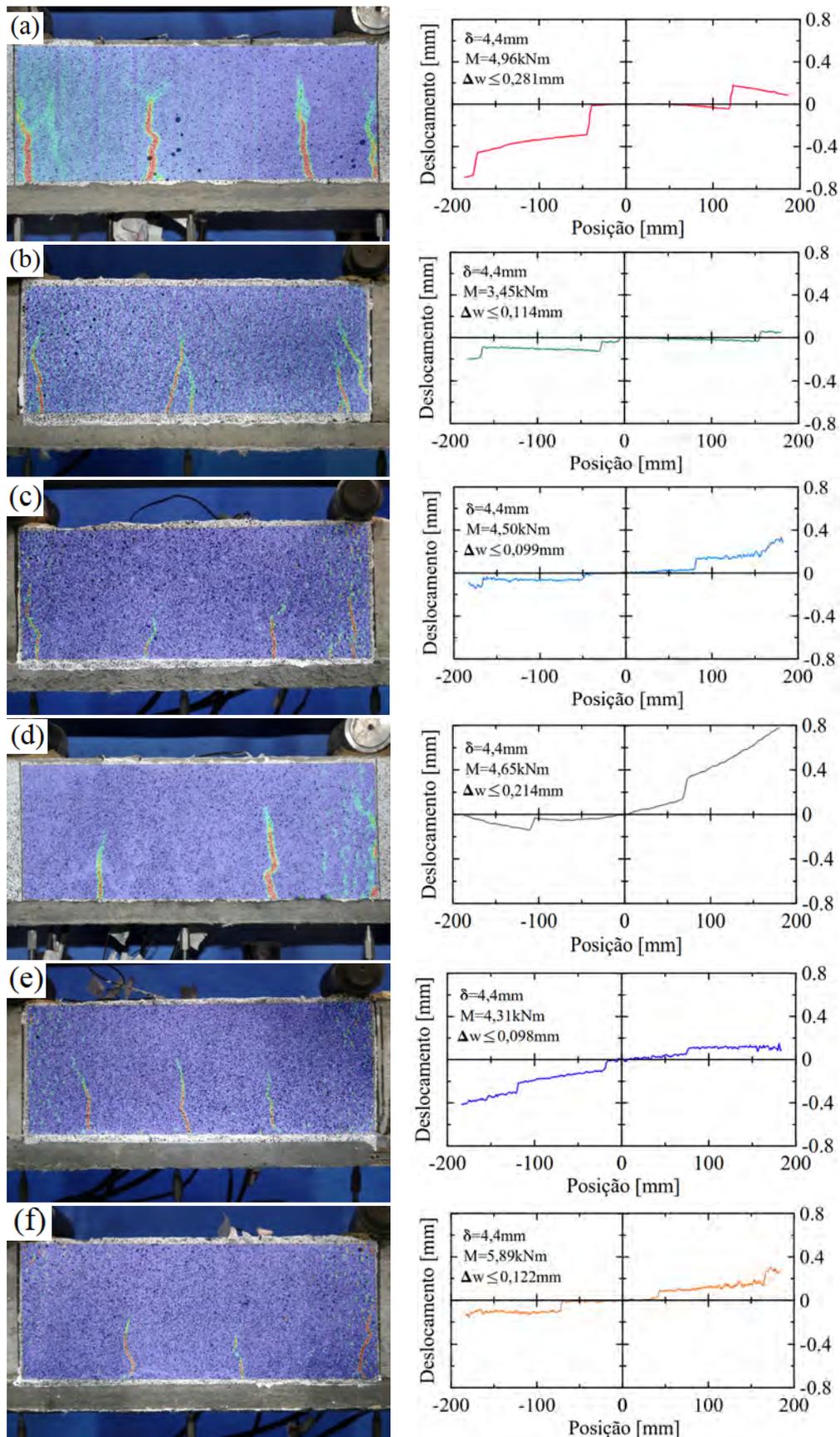


Figura 117 – Vigas reparadas em $\delta=L/250$: (a) RB-M1PVA2.0, (b) RB-M1PE2.0, (c) RB-M1PVA1.0ST1.0, (d) RB-M2PE2.0_1, (e) RB-M2PE2.0_2 e (f) RB-M2PE1.0ST1.0.

Conforme mostrado na Figura 116, todas as vigas ensaiadas desenvolveram fissuras de flexão ao longo da primeira etapa de carregamento. Após o descarregamento, as vigas apresentaram aberturas de fissuras e flechas residuais distintas. Na segunda etapa, após a realização do reparo estrutural, as mesmas fissuras desenvolvidas na primeira etapa continuaram crescendo, indicando uma localização do dano nestas regiões.

Como pode ser visto na Figura 117, as fissuras presentes nas vigas apresentaram baixo crescimento até a flecha $L/250$, o que mostra o efeito da camada de reparo para retardar o crescimento das fissuras pré-existentes. A Figura 118 (a) mostra o crescimento da abertura máxima de fissura (Δw_{max}) em função do tempo, para a primeira etapa de carregamento. A Figura 118 (b) mostra esse crescimento na segunda etapa de carregamento. Nos gráficos, as vigas RB-M1PVA1.0ST1.0 e RB-M2PE2.0_1 não foram representadas, uma vez que a ruptura na segunda etapa ocorreu fora da região do DIC, impossibilitando a correta medição das fissuras.

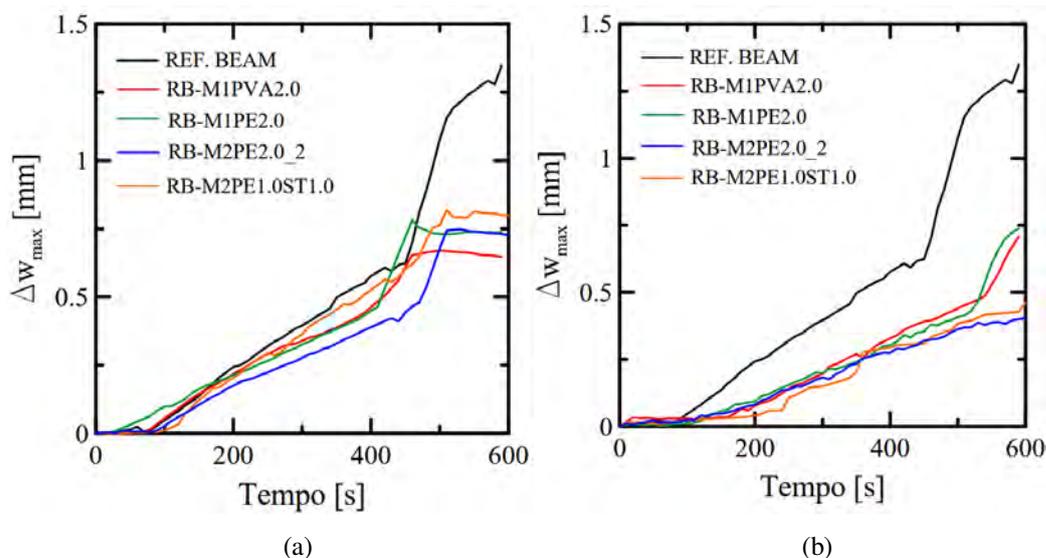


Figura 118 – Crescimento da abertura máxima de fissura até $t=600s$: (a) primeira etapa de carregamento e (b) segunda etapa de carregamento.

Os gráficos mostram que na primeira etapa de carregamento, a abertura de fissuras das vigas cresceu em ritmo aproximadamente igual ao da viga de referência. Já na segunda etapa, esse crescimento ocorreu de forma muito mais branda, mesmo com fissuras pré-existentes. Esse comportamento evidencia o efeito da camada de reparo para retardar a abertura de fissuras nas vigas.

A Figura 119 mostra o crescimento da abertura máxima das fissuras na segunda etapa de carregamento até a ruptura. A velocidade de crescimento das fissuras se aproximou novamente da viga de referência após as rupturas das camadas de reparo, representadas por mudanças bruscas na inclinação dos gráficos. Essa mudança ocorreu primeiro para a viga RB-M2PE1.0ST1.0, confirmando que a localização das fissuras ocorre de forma prematura nas vigas reparadas com compósitos híbridos. Dentre as vigas estudadas, a viga RB-M2PE2.0_2 foi a que apresentou melhor controle da abertura de fissuras, uma vez que o crescimento ficou abaixo das outras vigas mesmo nos estágios finais do ensaio. Desse modo, considerando o acréscimo de carga, a ductilidade e o controle de abertura de fissuras promovidos pela camada de reparo, conclui-se que de todos os materiais utilizados, o compósito M2PE2.0 foi aquele que apresentou melhor desempenho como material de reparo.

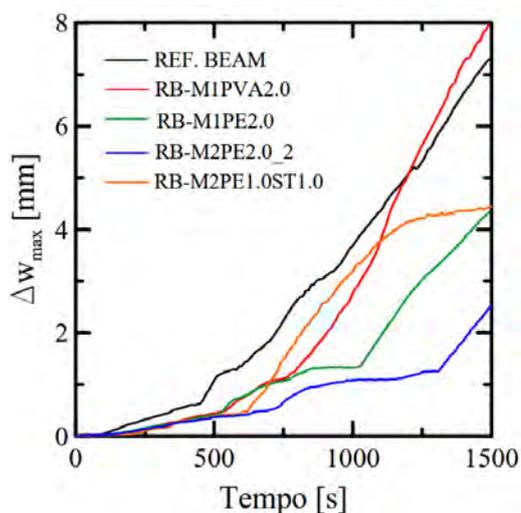


Figura 119 – Crescimento da abertura de fissura até a ruptura das vigas.

A Figura 120 (a) mostra os gráficos de momento fletor em função da abertura máxima de fissura referentes à primeira etapa de carregamento. Nos gráficos, pode-se observar que na primeira etapa de carregamento, as vigas ensaiadas tiveram comportamento semelhante à viga de referência até o ponto de início do descarregamento. Após esse ponto, as fissuras se fecharam de forma gradual até atingir valores residuais, ao final do descarregamento. A abertura residual foi de 0,288mm para a viga RB-M2PE2.0_2, 0,218mm para a viga RB-M2PE1.0ST1.0, 0,269mm para a viga RB-M1PVA2.0 e 0,551mm para a viga RB-M1PE2.0. A

Figura 120 (b) mostra os gráficos de momento fletor em função da variação da abertura máxima de fissuras, referentes à segunda etapa de carregamento.

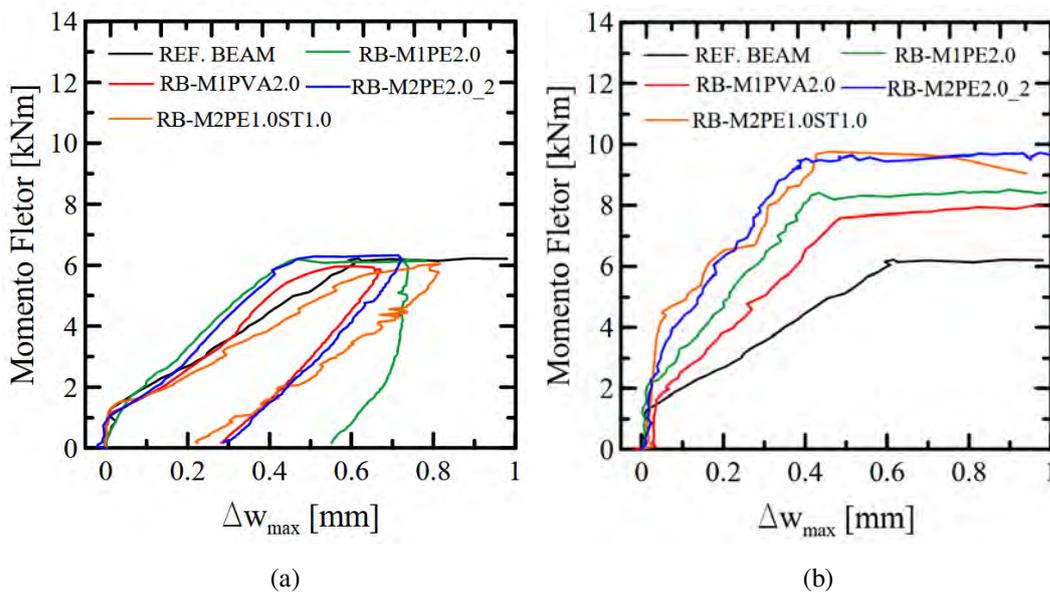


Figura 120 –Momento fletor em função do crescimento da abertura de fissuras até a variação de 1mm: (a) primeira etapa de carregamento e (b) segunda etapa de carregamento.

Pelos gráficos, pode-se ver que a camada de reparo reduziu a velocidade de crescimento das fissuras, fazendo com que as aberturas fossem menores para um mesmo valor de momento. As vigas RB-M2PE2.0_2 e RB-M2PE1.0ST1.0 tiveram comportamento semelhante no sentido de retardar o crescimento das fissuras. Além disso, essas vigas tiveram comportamento superior à viga RB-M1PE2.0, mostrando uma vantagem de se utilizar compósitos SHCC de alta resistência na realização de reparos.

A Figura 121 mostra as vigas ensaiadas após a ruptura. Todas as vigas reparadas romperam por flexão, com ruptura da camada de reparo seguida por esmagamento da face superior do concreto. A exceção foi a viga RB-M2PE2.0_1, que sofreu ruptura brusca por cisalhamento, atingindo uma carga última inferior à viga RB-M2PE2.0_2. Isso mostra que o reforço à flexão pode gerar uma mudança no modo de ruptura da viga, caso esta não possua armadura suficiente para resistir aos esforços cortantes. Dentre as vigas que romperam por flexão, a ruptura da camada de reparo ocorreu antes da ruptura da armadura de aço. Isso indica que os compósitos atingiram deformações menores que aquelas medidas nos ensaios de tração.

Como explicado anteriormente, a ruptura prematura da camada de reparo pode estar associada a dois fatores. O primeiro está relacionado à concentração das fissuras do SHCC nas proximidades das fissuras pré-existentes das vigas, que leva à ruptura precoce naquela região. Outro fator que pode afetar o comportamento mecânico da camada de reparo é o efeito-escala, que pode gerar redução da capacidade de deformação dos compósitos em uma aplicação de maior escala.

Os resultados atestaram a viabilidade de se utilizar de compósitos SHCC para a realização de reparos estruturais, os quais promovem melhorias não só em termos de resistência, mas também em relação à abertura de fissuras, o que pode contribuir para aumentar a durabilidade dos elementos estruturais.

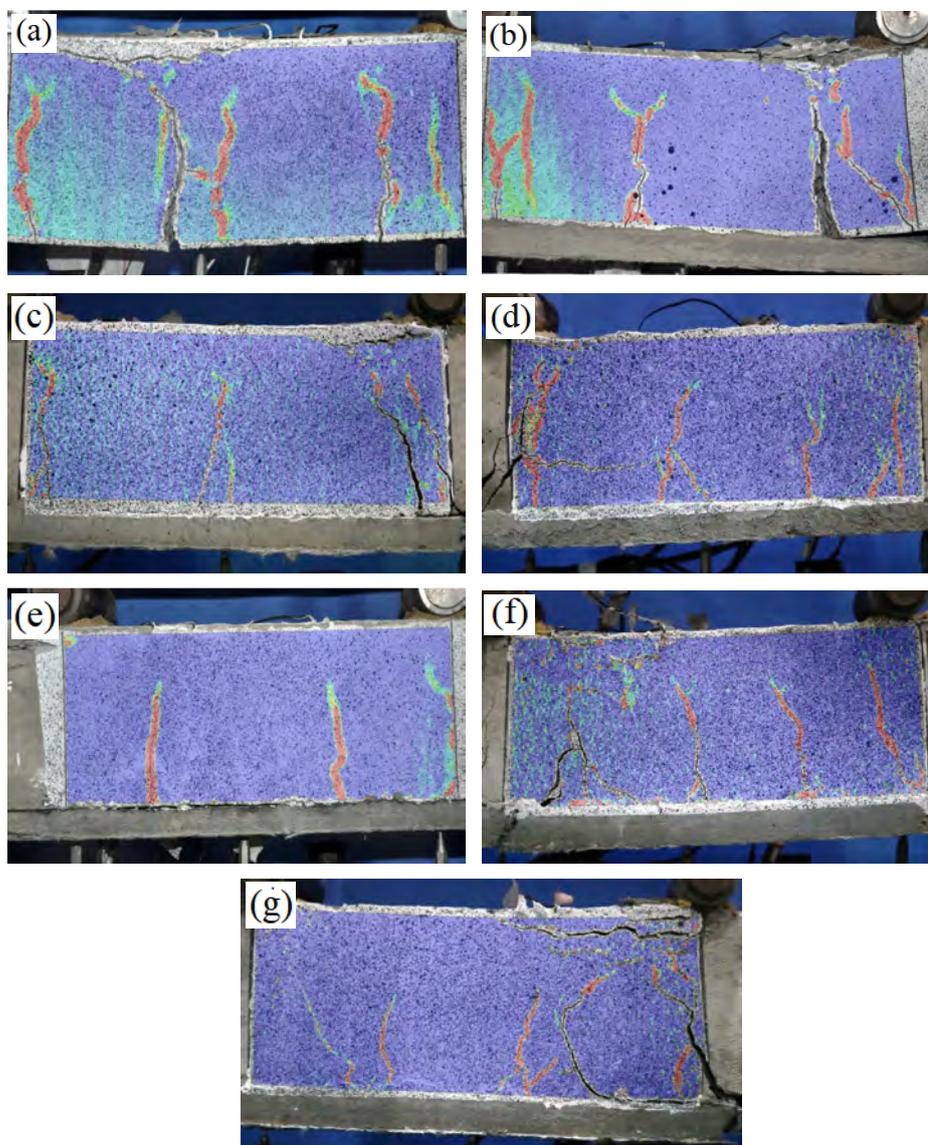


Figura 121 – Modo de ruptura das vigas. (a) REF-BEAM, (b) RB-M1PVA2.0, (c) RB-M1PE2.0, (d) RB-M1PVA1.0ST1.0, (e) RB-M2PE2.0_1, (f) RB-M2PE2.0_2 e (g) RB-M2PE1.0ST1.0.

5 Conclusões

No presente trabalho foi estudado o efeito da hibridização entre fibras de aço e fibras poliméricas de PVA e polietileno no comportamento mecânico de compósitos cimentícios do tipo SHCC utilizando duas diferentes matrizes, uma de resistência comum e outra de alta resistência. No estudo, foram realizados ensaios de tração direta, flexão de quatro pontos e flexão de três pontos com entalhe (monotônico e cíclico).

Outro aspecto importante estudado foi o efeito da geometria dos corpos de prova na resposta mecânica destes compósitos, um aspecto importante para avaliar a viabilidade de aplicação deste material em situações de grande escala. Por último, buscou-se apresentar uma aplicação prática deste tipo de material, estudando o efeito de sua aplicação na região tracionada de vigas previamente fissuradas, como material de reparo estrutural.

Os ensaios de tração direta e flexão de quatro pontos mostraram a viabilidade de se produzir compósitos SHCC com elevadas capacidades de deformação utilizando fibras de PVA e polietileno e mostraram ser possível produzir o SHCC de alta resistência utilizando as fibras de polietileno. Também foi possível concluir que as fibras de polietileno trabalham melhor quando são utilizadas em conjunto com a matriz de alta resistência M2.

Mediante os resultados dos ensaios mecânicos, foi possível concluir que a substituição das fibras de PVA e polietileno pelas fibras de aço em uma proporção de até 1% em volume é viável para a produção de SHCC e, de modo geral, possui o efeito de aumentar a tensão de primeira fissura e tensão máxima e reduzir a deformação máxima, mantendo o comportamento de múltipla fissuração. Além disso, mediante a realização de ensaios de espalhamento, pôde-se concluir que a hibridização possui efeito benéfico sobre a reologia, aumentando o índice de consistência dos compósitos. As análises de abertura e espaçamento de fissuras mostraram que a introdução das fibras de aço também possui influência sobre a

abertura de fissuras, promovendo redução da abertura no caso da matriz de alta resistência, o que pode ser benéfico para o aumento de durabilidade.

Os ensaios de flexão de três pontos com entalhe permitiram concluir que a hibridização possui efeito negativo sobre a resistência à propagação de fissuras localizadas. A utilização de reforços híbridos reduz o comportamento de múltipla fissuração na região de propagação da fissura e faz com que a fissura se localize mais rapidamente. Os ensaios mostraram que dentre os materiais estudados, aquele com melhor desempenho foi o compósito M2PE2.0, o qual apresentou ganho de resistência com múltipla fissuração mesmo para elevados valores de abertura de fissuras, mostrando a viabilidade de utilização deste material para promover a vedação de fissuras pré-existentes.

Os ensaios de tração direta e flexão de prismas para estudo do efeito-escala, mostraram que os compósitos SHCC estão sujeitos a efeito da escala. Os ensaios também mostraram que os principais parâmetros afetados foram a deformação e deflexão máximas, mostrando que a ductilidade destes materiais decresce em maiores escalas. A partir dos ensaios, foi possível concluir que os compósitos produzidos com fibras de PVA são mais sensíveis à variação de tamanho e geometria dos corpos de prova. Este resultado também pode estar associado a uma maior sensibilidade dos compósitos produzidos com fibras de PVA à forma de moldagem e ao alinhamento das fibras na direção do carregamento, sendo necessários estudos adicionais para verificar essa hipótese.

Os ensaios estruturais mostraram a viabilidade de aplicação de compósitos SHCC para a realização de reparos estruturais, os quais promoveram ganho de resistência e reduziram o crescimento das fissuras pré-existentes. Nestes ensaios, foi demonstrado que os compósitos reforçados por fibras híbridas possuem performance mecânica igual ou superior aos compósitos reforçados pelas fibras poliméricas isoladas em baixos valores de deflexão das vigas, correspondentes a estados-limites de serviço. Entretanto, os compósitos híbridos possuem comportamento insatisfatório em elevadas deflexões, uma vez que ruptura da camada de reparo ocorre de forma prematura. Por último, foi possível concluir que, dentre os materiais estudados, o compósito M2PE2.0, produzido com a matriz de alta resistência e 2% de fibras de polietileno, foi a melhor combinação para a realização do reparo estrutural, promovendo ganho de resistência de 58%, que foi mantido mesmo para elevadas deflexões.

5.1. Sugestões de Trabalhos Futuros

Para as futuras pesquisas da linha de compósitos cimentícios do tipo SHCC as sugestões são:

- Tentativa de produção de SHCC utilizando matrizes de resistência à tração superior à 10MPa, que se mostra um dos paradigmas atuais entre os estudiosos deste material.
- Avaliação do efeito da hibridização entre fibras de aço e fibras poliméricas na reologia dos compósitos utilizando ensaios reológicos mais sofisticados, como ensaios em reômetros, visando a aplicação destes materiais para impressão 3D.
- Avaliação do efeito-escala utilizando mais variações de tamanho que permitam ajustar as curvas do modelo de Bazant e calcular os parâmetros que regem o efeito-escala destes compósitos
- Estudo da durabilidade e fluência de compósitos SHCC utilizando reforços híbridos.
- Estudo da interface entre os compósitos SHCC e as vigas de concreto armado, estudando o fenômeno do descolamento da camada de reparo e o efeito de tratamentos na superfície da viga para melhorar a adesão.
- Aplicação de compósitos SHCC reforçados com fibras híbridas para a realização de reforços estruturais a cisalhamento, em vigas com reforço transversal insuficiente.
 - Aplicação de compósitos SHCC reforçados por fibras híbridas para reforço de estruturas sujeitas a carregamento dinâmico de impacto e impactos sucessivos.

6 Referências Bibliográficas

- [1] MOBASHER, B. **Mechanics of Fiber and Textile Reinforced Cement Composites**. Boca Raton, FL: CRC Press, 2012.
- [2] PETEK GURSEL, A. et al. Life-cycle inventory analysis of concrete production: A critical review. **Cement and Concrete Composites**, v. 51, p. 38–48, 2014.
- [3] BENTUR, A.; MINDESS, S. *Fibre Reinforced Cementitious Composites*. n. Taylor & Francis, 2007.
- [4] RADIK, M. J.; ERDOGMUS, E.; SCHAFER, T. Strengthening two-way reinforced concrete floor slabs using polypropylene fiber reinforcement. **Journal of Materials in Civil Engineering**, v. 23, n. 5, p. 562–571, 2011.
- [5] BANTHIA, N. et al. Properties of steel fiber reinforced shotcrete. **Canadian journal of civil engineering**, v. 21, n. 4, p. 564–575, 1994.
- [6] TAKAHASHI, T. et al. Study on the applicability of short fiber reinforced concrete to precast concrete slabs for slab track. **Quarterly Report of RTRI (Railway Technical Research Institute) (Japan)**, v. 49, n. 1, p. 40–46, 2008.
- [7] DAI, X. R.; ZHU, L.; PENG, J. H. Study on flexural toughness of steel fiber reinforced concrete in dam strengthening project. **Applied Mechanics and Materials**, v. 351–352, p. 1474–1479, 2013.
- [8] CUROSU, I. Influence of Fiber Type and Matrix Composition on the Tensile Behavior of Strain-Hardening Cement-Based Composites (Shcc) Under Impact Loading, 2017.
- [9] LI, V. C. On Engineered Cementitious Composites (ECC) A Review of the Material and Its Applications. **Journal of Advanced Concrete Technology**, v. 1, n. 3, p. 215–230, 2003.
- [10] NAAMAN, A. E. Tensile strain-hardening FRC composites: Historical evolution since the 1960. **Advances in Construction Materials 2007**, p. 181–202, 2007.
- [11] LEUNG, C. K. Y.; LI, V. C. New strength-based model for the debonding of

- discontinuous fibres in an elastic matrix. **Journal of Materials Science**, 1991.
- [12] GARCIA, S.; NAAMAN, A. E.; PERA, J. **Experimental investigation on the potential use of PVA**, 1997.
- [13] LI, V. Tensile strain-hardening behavior of PVA-ECC. n. March, 2001.
- [14] REDON, C. et al. Measuring and modifying interface properties of PVA fibers in ECC matrix. **Journal of Materials in Civil Engineering**, v. 13, n. 6, p. 399–406, 2001.
- [15] CUROSU, I. et al. Tensile behavior of high-strength strain-hardening cement-based composites (HS-SHCC) made with high-performance polyethylene, aramid and PBO fibers. **Cement and Concrete Research**, v. 98, n. December 2016, p. 71–81, 2017.
- [16] RANADE, R. et al. Composite properties of high-Strength, high-Ductility concrete. **ACI Materials Journal**, v. 110, n. 4, p. 413–422, 2013.
- [17] ZHOU, Y. et al. Mechanical properties of hybrid ultra-high performance engineered cementitious composites incorporating steel and polyethylene fibers. **Materials**, v. 11, n. 8, p. 15–20, 2018.
- [18] AHMED, S. F. U.; MAALEJ, M. Tensile strain hardening behaviour of hybrid steel-polyethylene fibre reinforced cementitious composites. **Construction and Building Materials**, v. 23, n. 1, p. 96–106, 2009.
- [19] ZHENBO, W. et al. Tensile performance of polyvinyl alcohol-steel hybrid fiber reinforced cementitious composite with impact of water to binder ratio. **Journal of Composite Materials**, v. 49, n. 18, p. 2169–2186, 2015.
- [20] HUSSEIN, M.; KUNIEDA, M.; NAKAMURA, H. Strength and ductility of RC beams strengthened with steel-reinforced strain hardening cementitious composites. **Cement and Concrete Composites**, v. 34, n. 9, p. 1061–1066, 2012.
- [21] MARTINOLA, G. et al. Strengthening and repair of RC beams with fiber reinforced concrete. **Cement and Concrete Composites**, v. 32, n. 9, p. 731–739, 2010.
- [22] KHALIL, A. E. H. et al. Behavior of RC beams strengthened with strain hardening cementitious composites, **Engineering Structures**, v. 140, p. 151–163, 2017.
- [23] ABNT. NBR 13276/2005. p. 8, 2005.
- [24] LI, V. C. Engineered cementitious composites (ECC) material, structural, and durability performance. n. June 2011, 2008.

- [25] NAAMAN, A. E.; REINHARDT, H. W. Proposed classification of HPFRC composites based on their tensile response. **Materials and Structures/Materiaux et Constructions**, v. 39, n. 289, p. 547–555, 2006.
- [26] ALI, M. A.; MAJUMDAR, A. J.; SINGH, B. Properties of glass fibre cement - the effect of fibre length and content. **Journal of Materials Science**, v. 10, n. 10, p. 1732–1740, 1975.
- [27] NAAMAN, A. E.; SHAH, S. P. **Fracture and Multiple Cracking of Cementitious Composites**. ASTM Special Technical Publication. **Anais...**1979
- [28] LANKARD, D. R. SLURRY INFILTRATED FIBER CCNCRETE (SIFCON): PROPERTIES AND APPLICATIONS David R. Lankard, Lankard Materials Laboratory, Inc., 400 Frank Road, Columbus, Ohio 43207. v. 42, 1985.
- [29] BAYASI, B. Z.; ZENG, J. Concrete (simcon). n. November, p. 194–199, 1997.
- [30] LI, V. C.; WU, H.-C. **Conditions for Pseudo Strain-Hardening in Fiber Reinforced Brittle Matrix Composites** **Applied Mechanics Reviews**, 1992.
- [31] LI, V. C. .; LEUNG, C. K. Y. **Steady-State and Multiple Cracking**, 1992.
- [32] LI, V. C. **From micromechanics to structural engineering-The design of cementitious composites for civil engineering applications**, 1993.
- [33] LI, V. C. Tailoring ECC for Special Attributes: A Review. **International Journal of Concrete Structures and Materials**, v. 6, n. 3, p. 135–144, 2012.
- [34] LI, V. C.; MISHRA, D. K.; WU, H. C. Matrix design for pseudo-strain-hardening fibre reinforced cementitious composites. **Materials and Structures**, v. 28, n. 10, p. 586–595, 1995.
- [35] LI, V. C. et al. Interface tailoring for strain-hardening polyvinyl alcohol-engineered cementitious composite (PVA-ECC). **ACI Materials Journal**, 2002.
- [36] WANG, S.; LI, V. C. High-early-strength engineered cementitious composites. **ACI Materials Journal**, 2006.
- [37] LI, M.; LI, V. C. High-early-strength engineered cementitious composites for fast, durable concrete repair-material properties. **ACI Materials Journal**, v. 108, n. 1, p. 3–12, 2011.
- [38] LIN, C. et al. Development of self-compacting strain-hardening cementitious composites by varying fly ash content. **Construction and Building Materials**, v. 149, p. 103–110, 2017.
- [39] WANG, S.; LI, V. C. **Materials design of lightweight PVA-ECC** **Proceedings of HPFRCC**, 2003.

- [40] ZHU. **Development of lightweight strain hardening cementitious composite for structural retrofit**, [s.d.].
- [41] LI, V. C.; KANDA, T.; LIN, Z. Influence of Fiber/Matrix Interface Properties on Complementary Energy and Composite Damage Tolerance. **Key Engineering Materials**, v. 145–149, p. 465–472, 1998.
- [42] JIANG, L.; SHAO, Y. Strain-Hardening Behavior of Fiber Reinforced Concrete. **Department of Civil Engineering and Applied Mechanics**, v. Master of, n. September, p. 148, 2003.
- [43] ZHANG, Z.; ZHANG, Q. Matrix tailoring of Engineered Cementitious Composites (ECC) with non-oil-coated, low tensile strength PVA fiber. **Construction and Building Materials**, v. 161, p. 420–431, 2018.
- [44] LIN, Z.; KANDA, T.; LI, V. C. On the interface property characterization and performance of fibre-reinforced cementitious composites. **Concrete Science and Engineering**, v. 1, n. September, p. 173–74, 1999.
- [45] YANG, E. H.; LI, V. C. Strain-hardening fiber cement optimization and component tailoring by means of a micromechanical model. **Construction and Building Materials**, v. 24, n. 2, p. 130–139, 2010.
- [46] FELEKOGLU, B. et al. Influence of matrix flowability, fiber mixing procedure, and curing conditions on the mechanical performance of HTPP-ECC. **Composites Part B: Engineering**, v. 60, p. 359–370, 2014.
- [47] YANG, E.; LI, V. C. A Micromechanical Model for Fiber Cement Optimization and Component Tailoring. **10th Int. Inorganic-Bonded Fiber Composites Conf. (IIBFCC)**, n. 4, p. 1–13, 2006.
- [48] YU, J.; CHEN, Y.; LEUNG, C. K. Y. Mechanical performance of Strain-Hardening Cementitious Composites (SHCC) with hybrid polyvinyl alcohol and steel fibers. **Composite Structures**, v. 226, 2019.
- [49] NAAMAN, A. E. Engineered Steel Fibers with Optimal Properties for Reinforcement of Cement Composites. **Journal of Advanced Concrete Technology**, v. 1, n. 3, p. 241–252, 2003.
- [50] JUN, P.; MECHTCHERINE, V. Deformation behaviour of cracked Strain-Hardening Cement-based Composites (SHCC) under sustained and repeated tensile loading. **Proceedings of the 8th Int. Conference on Creep, Shrinkage and Durability Mechanics of Concrete and Concrete Structures**, v. 1, p. 487–493, 2009.

- [51] OLIVEIRA, A. M. et al. Coupled temperature and moisture effects on the tensile behavior of strain hardening cementitious composites (SHCC) reinforced with PVA fibers. **Materials and Structures/Materiaux et Constructions**, v. 51, n. 3, p. 1–13, 2018.
- [52] MAGALHÃES, M. D. S.; TOLEDO FILHO, R. D.; REGO FAIRBAIRN, E. D. M. Influence of local raw materials on the mechanical behaviour and fracture process of PVA-SHCC. **Materials Research**, v. 17, n. 1, p. 146–156, 2014.
- [53] CUROSU, I. et al. Performance of various strain-hardening cement-based composites (SHCC) subject to uniaxial impact tensile loading. **Cement and Concrete Research**, v. 102, n. August, p. 16–28, 2017.
- [54] CUROSU, I. et al. Influence of fiber type on the tensile behavior of strain-hardening cement-based composites (SHCC) under impact loading. **RILEM Bookseries**, 2018.
- [55] ZUKOWSKI, B.; ANDRADE SILVA, F. DE; TOLEDO FILHO, R. D. Design of strain hardening cement-based composites with alkali treated natural curauá fiber. **Cement and Concrete Composites**, 2018.
- [56] SOLTAN, D. G. et al. Introducing a curauá fiber reinforced cement-based composite with strain-hardening behavior. **Industrial Crops and Products**, v. 103, p. 1–12, 2017.
- [57] MENDONÇA, Y. G. DOS S. Dosagem Micromecânica De Compósitos Cimentícios Reforçados Com Fibras De Juta. p. 99, 2018.
- [58] YANG, Y. et al. Autogenous healing of engineered cementitious composites under wet-dry cycles. **Cement and Concrete Research**, v. 39, n. 5, p. 382–390, 2009.
- [59] LI, V. C. Durability of mechanically loaded engineered cementitious composites under highly alkaline environments. v. 30, p. 72–81, 2008.
- [60] MAGALHÃES, M. D. S.; TOLEDO FILHO, R. D.; FAIRBAIRN, E. D. M. R. Thermal stability of PVA fiber strain hardening cement-based composites. **Construction and Building Materials**, v. 94, p. 437–447, 2015.
- [61] MAGALHÃES, M. S.; TOLEDO FILHO, R. D.; FAIRBAIRN, E. M. R. Durability under thermal loads of polyvinyl alcohol fibers. **Revista Materia**, v. 18, n. 4, p. 1587–1595, 2013.
- [62] BOSHOFF, W. P.; ZIJL, G. P. A. G. VAN. Time-dependent response of ECC: Characterisation of creep and rate dependence. **Cement and Concrete Research**,

v. 37, n. 5, p. 725–734, 2007.

[63] BOSHOFF, W. P. Cracking behavior of strain-hardening cement-based composites subjected to sustained tensile loading. **ACI Materials Journal**, v. 111, n. 5, p. 553–560, 2014.

[64] BOSHOFF, W. P.; ADENDORFF, C. J. Effect of sustained tensile loading on SHCC crack widths. **Cement and Concrete Composites**, v. 37, n. 1, p. 119–125, 2013.

[65] BOSHOFF, W. P.; MECHTCHERINE, V.; ZIJL, G. P. A. G. VAN. Characterising the time-dependant behaviour on the single fibre level of SHCC: Part 1: Mechanism of fibre pull-out creep. **Cement and Concrete Research**, v. 39, n. 9, p. 779–786, 2009.

[66] BANTHIA, N.; GUPTA, R. Hybrid fiber reinforced concrete (HyFRC): Fiber synergy in high strength matrices. **Materials and Structures/Materiaux et Constructions**, v. 37, n. 274, p. 707–716, 2004.

[67] MONTEIRO, V. M. A.; LIMA, L. R.; ANDRADE SILVA, F. DE. On the mechanical behavior of polypropylene, steel and hybrid fiber reinforced self-consolidating concrete. **Construction and Building Materials**, v. 188, p. 280–291, 2018.

[68] RAMBO, D. A. S.; SILVA, F. DE A.; TOLEDO FILHO, R. D. Mechanical behavior of hybrid steel-fiber self-consolidating concrete: Materials and structural aspects. **Materials and Design**, 2014.

[69] AHMED, S. F. U.; MAALEJ, M.; P. PARAMASIVAM. Strain-hardening Behaviour of Hybrid Fiber Reinforced Cement Composites. **Journal of Ferrocement**, v. 33, n. 3, p. 172–182, 2003.

[70] AL-GEMEEL, A. N.; ZHUGE, Y.; YOUSSEF, O. Use of hollow glass microspheres and hybrid fibres to improve the mechanical properties of engineered cementitious composite. **Construction and Building Materials**, v. 171, p. 858–870, 2018.

[71] SHANNAG, M. J.; BRINCKER, R.; HANSEN, W. Pullout behavior of steel fibers from cement-based composites. **Cement and Concrete Research**, v. 27, n. 6, p. 925–936, 1997.

[72] AHMED, S. F. U.; MAALEJ, M.; PARAMASIVAM, P. Flexural responses of hybrid steel-polyethylene fiber reinforced cement composites containing high volume fly ash. **Construction and Building Materials**, v. 21, n. 5, p. 1088–1097,

2007.

[73] LI, Q. H.; SUN, C. J.; XU, S. L. Thermal and mechanical properties of ultrahigh toughness cementitious composite with hybrid PVA and steel fibers at elevated temperatures. **Composites Part B: Engineering**, v. 176, n. June, p. 107201, 2019.

[74] DESHPANDE, A. A. et al. Development of a steel-PVA hybrid fiber SHCC. **RILEM Bookseries**, 2018.

[75] SOE, K. T.; ZHANG, Y. X.; ZHANG, L. C. Material properties of a new hybrid fibre-reinforced engineered cementitious composite. **Construction and Building Materials**, v. 43, p. 399–407, 2013.

[76] SOE, K. T.; ZHANG, Y. X.; ZHANG, L. C. Impact resistance of hybrid-fiber engineered cementitious composite panels. **Composite Structures**, v. 104, p. 320–330, 2013.

[77] YU, J. et al. Tensile performance of sustainable Strain-Hardening Cementitious Composites with hybrid PVA and recycled PET fibers. **Cement and Concrete Research**, v. 107, n. June 2017, p. 110–123, 2018.

[78] LU, C.; YU, J.; LEUNG, C. K. Y. Tensile performance and impact resistance of Strain Hardening Cementitious Composites (SHCC) with recycled fibers. **Construction and Building Materials**, v. 171, p. 566–576, 2018.

[79] PAKRAVAN, H. R.; JAMSHIDI, M. Tensile properties of strain-hardening cementitious composites containing polyvinyl-alcohol fibers hybridized with polypropylene fibers. **Journal of Central South University**, v. 25, n. 1, p. 51–59, 2018.

[80] ALI, M. A. E. M.; NEHDI, M. L. Innovative crack-healing hybrid fiber reinforced engineered cementitious composite. **Construction and Building Materials**, v. 150, p. 689–702, 2017.

[81] ZHOU, Y. et al. Mechanical properties of hybrid ultra-high performance engineered cementitious composites incorporating steel and polyethylene fibers. **Materials**, v. 11, n. 8, 2018.

[82] AVESTON, J.; COOPER, G. A.; KELLY, A. Single and Multiple Fracture. **Properties of Fiber Composites, Proceedings of Conference of the National Physical Laboratory**, n. IPC Science and Technology Press, 1971.

[83] AVESTON, J.; KELLY, A. Theory of multiple fracture of fibrous composites. **Journal of Materials Science**, v. 8, n. 3, p. 352–362, 1973.

- [84] MARSHALL, D. B.; COX, B. N.; EVANS, A. G. The mechanics of matrix cracking in brittle-matrix fiber composites. **Acta Metallurgica**, 1985.
- [85] D.B.MARSHALL; B.N.COX. A J-integral method for calculating steady-state matrix cracking stresses in composites. **Mechanics of Materials**, v. 7, p. 127–133, 1988.
- [86] RICE, J. R. A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks. **Journal of Applied Mechanics, Transactions ASME**, v. 35, n. 2, p. 379–388, 1964.
- [87] LI, V. C.; WANG, Y.; BACKER, S. A micromechanical model of tension-softening and bridging toughening of short random fiber reinforced brittle matrix composites. **Journal of the Mechanics and Physics of Solids**, v. 39, n. 5, p. 607–625, 1991.
- [88] LI, V. Post-Crack Scaling Relations for Fiber-Reinforced Cementitious Composites. v. 1561, n. March 2017, 1992.
- [89] LI, V. C.; MISHRA, D. K.; WU, H. C. Matrix design for pseudo-strain-hardening fibre reinforced cementitious composites. **Materials and Structures**, v. 28, n. 10, p. 586–595, 1995.
- [90] SASMAL, S.; AVINASH, G. Investigations on mechanical performance of cementitious composites micro-engineered with poly vinyl alcohol fibers. **Construction and Building Materials**, v. 128, p. 136–147, 2016.
- [91] PAUL, S.; ZIJL, G. VAN. Assessment of fracture toughness in strain hardening cement-based composite (SHCC) made from fine and coarse sand. **Research and Applications in Structural Engineering, Mechanics and Computation**, p. 619–624, 2013.
- [92] YANG, Y. et al. Effects of water/binder ratio on the properties of engineered cementitious composites. **Journal Wuhan University of Technology, Materials Science Edition**, v. 25, n. 2, p. 298–302, 2010.
- [93] LI, J.; YANG, E. H. Macroscopic and microstructural properties of engineered cementitious composites incorporating recycled concrete fines. **Cement and Concrete Composites**, v. 78, p. 33–42, 2017.
- [94] WANG, S.; LI., V. C. Engineered Cementitious Composites with High-Volume Fly Ash. **Programming Languages for Business Problem Solving**, n. March, p. 233–268, 2013.
- [95] JUN, P.; MECHTCHERINE, V. Behaviour of strain-hardening cement-based

composites (SHCC) under monotonic and cyclic tensile loading: Part 1 - Experimental investigations. **Cement and Concrete Composites**, v. 32, n. 10, p. 801–809, 2010.

[96] YU, K. et al. A strain-hardening cementitious composites with the tensile capacity up to 8%. **Construction and Building Materials**, v. 137, p. 410–419, 2017.

[97] OLIVEIRA, A. M. DE et al. Coupled temperature and moisture effects on the tensile behavior of strain hardening cementitious composites (SHCC) reinforced with PVA fibers. **Materials and Structures/Materiaux et Constructions**, v. 51, n. 3, 2018.

[98] YU, J.; CHEN, Y.; LEUNG, C. K. Y. Micromechanical modeling of crack-bridging relations of hybrid-fiber Strain-Hardening Cementitious Composites considering interaction between different fibers. **Construction and Building Materials**, v. 182, p. 629–636, 2018.

[99] YU, J. et al. Experimental determination of crack-bridging constitutive relations of hybrid-fiber Strain-Hardening Cementitious Composites using digital image processing. **Construction and Building Materials**, v. 173, p. 359–367, 2018.

[100] WILLE, K.; EL-TAWIL, S.; NAAMAN, A. E. **Properties of strain hardening ultra high performance fiber reinforced**, [s.d.].

[101] ZIJL, G. P. A. G. VAN et al. Comparative testing of crack formation in strain-hardening cement-based composites (SHCC). **Materials and Structures/Materiaux et Constructions**, v. 49, n. 4, p. 1175–1189, 2016.

[102] KANAKUBO, T. Tensile characteristics evaluation method for ductile fiber-reinforced cementitious composites. **Journal of Advanced Concrete Technology**, v. 4, n. 1, p. 3–17, 2006.

[103] NGUYEN, D. L. et al. Gauge Length Dependent Tensile and Flexural Behavior of Ultra-High-Performance Fiber Reinforced Concrete. n. 2004, 2013.

[104] YANG, E. H.; LI, V. C. Strain-rate effects on the tensile behavior of strain-hardening cementitious composites. **Construction and Building Materials**, v. 52, p. 96–104, 2014.

[105] MECHTCHERINE, V. et al. Behaviour of strain-hardening cement-based composites under high strain rates. **Journal of Advanced Concrete Technology**, v. 9, n. 1, p. 51–62, 2011.

- [106] MECHTCHERINE, V. et al. Effects of temperature and strain rate on the behavior of strain-hardening cement-based composites (SHCC) subjected to tensile loading. **Proceedings of the 8th International Conference on Fracture Mechanics of Concrete and Concrete Structures, FraMCoS 2013**, p. 1–8, 2013.
- [107] MECHTCHERINE, V. et al. Mechanical behaviour of strain hardening cement-based composites under impact loading. **Cement and Concrete Composites**, v. 33, n. 1, p. 1–11, 2011.
- [108] CUROSU, I.; MECHTCHERINE, V.; MILLON, O. Effect of fiber properties and matrix composition on the tensile behavior of strain-hardening cement-based composites (SHCCs) subject to impact loading. **Cement and Concrete Research**, v. 82, p. 23–35, 2016.
- [109] KAMADA, T.; LI, V. C. Effects of surface preparation on the fracture behavior of ECC/concrete repair system. **Cement and Concrete Composites**, v. 22, n. 6, p. 423–431, 2000.
- [110] NGUYEN, D. L. et al. Size effect on flexural behavior of ultra-high-performance hybrid fiber-reinforced concrete. **Composites Part B: Engineering**, v. 45, n. 1, p. 1104–1116, 2013.
- [111] QUINN, G. D. Weibull strength scaling for standardized rectangular flexure specimens. **Journal of the American Ceramic Society**, v. 86, n. 3, p. 508–510, 2003.
- [112] BAZANT, P. Z. Probabilistic modeling of quasibrittle fracture and size effect. **Structural safety and Reliability**, p. 1–23, 2001.
- [113] HOOVER, C. G.; BAŽANT, Z. P. Universal size-shape effect law based on comprehensive concrete fracture tests. **Journal of Engineering Mechanics**, v. 140, n. 3, p. 473–479, 2014.
- [114] BAZANT, Z. P.; PLANAS., J. **Fracture and size effect in concrete and other quasibrittle structures**. [s.l: s.n.].
- [115] BAŽANT, Z. P. Size effect in blunt fracture: Concrete, rock, metal. **Journal of Engineering Mechanics**, v. 110, n. 4, p. 518–535, 1984.
- [116] ROKUGO, K. et al. Direct tensile behavior and size effect of strain-hardening fiber-reinforced cement-based composites (SHCC). **Proceedings of the 6th International Conference on Fracture Mechanics of Concrete and Concrete Structures**, v. 3, n. 1, p. 1429–1434, 2007.
- [117] NGUYEN, D. L. et al. Size and geometry dependent tensile behavior of ultra-

high-performance fiber-reinforced concrete. **Composites Part B: Engineering**, v. 58, p. 279–292, 2014.

[118] LU, C.; LEUNG, C. K. Y. Theoretical evaluation of fiber orientation and its effects on mechanical properties in Engineered Cementitious Composites (ECC) with various thicknesses. **Cement and Concrete Research**, v. 95, p. 240–246, 2017.

[119] YOO, D. Y. et al. Size effect in ultra-high-performance concrete beams. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 157, p. 86–106, 2016.

[120] ASANO, K.; KANAKUBO, T. Study on size effect in bond splitting behavior of ECC. **RILEM Bookseries**, v. 2, n. September, p. 137–144, 2012.

[121] LEPECH, M.; LI, V. C. Preliminary Findings on Size Effect in ECC Structural Members in Flexure. **Brittle Matrix Composites 7**, p. 57–66, 2003.

[122] LARUSSON, L. H.; FISCHER, G. Bond slip and crack development in FRC and regular concrete specimens longitudinally reinforced with FRP or steel under tension loading. **Bond in Concrete 2012**, p. 847–854, 2012.

[123] FISCHER, G.; LI, V. C. Influence of matrix ductility on tension-stiffening behavior of steel reinforced engineered cementitious composites (ECC). **ACI Structural Journal**, 2002.

[124] LEPECH, M. D.; LI, V. C. Application of ECC for bridge deck link slabs. **Materials and Structures/Materiaux et Constructions**, v. 42, n. 9, p. 1185–1195, 2009.

[125] ZHANG, H.; KEOLEIAN, G. A.; LEPECH, M. D. An integrated life cycle assessment and life cycle analysis model for pavement overlay systems. **Life-Cycle Civil Engineering - Proceedings of the 1st International Symposium on Life-Cycle Civil Engineering, IALCCE '08**, n. June 2008, p. 907–912, 2008.

[126] KEOLEIAN, G. A. et al. Life cycle modeling of concrete bridge design: Comparison of engineered cementitious composite link slabs and conventional steel expansion joints. **Journal of Infrastructure Systems**, v. 11, n. 1, p. 51–60, 2005.

[127] KENDALL, A.; KEOLEIAN, G. A.; LEPECH, M. D. Materials design for sustainability through life cycle modeling of engineered cementitious composites. **Materials and Structures/Materiaux et Constructions**, v. 41, n. 6, p. 1117–1131, 2008.

[128] JIN, Q.; LI, V. C. Development of lightweight engineered cementitious composite for durability enhancement of tall concrete wind towers. **Cement and**

Concrete Composites, v. 96, n. November 2018, p. 87–94, 2019.

[129] KEWALRAMANI, M. A.; MOHAMED, O. A.; SYED, Z. I. Engineered Cementitious Composites for Modern Civil Engineering Structures in Hot Arid Coastal Climatic Conditions. **Procedia Engineering**, v. 180, p. 767–774, 2017.

[130] SCHRÖFL, C. et al. Transport of water through Strain-hardening Cement-based Composite (SHCC) applied on top of cracked reinforced concrete slabs with and without hydrophobization of cracks - Investigation by neutron radiography. **Construction and Building Materials**, v. 76, p. 70–86, 2015.

[131] LI, V. C.; MISHRA, D. K. Structural applications of engineered cementitious composites. **Indian Concrete Journal**, v. 70, n. 10, p. 561–567, 1996.

[132] ROKUGO, K.; KUNIEDA, M.; LIM, S. C. **Patching repair with ECC on cracked concrete surface**. ConMat'05. **Anais...2005**

[133] ZHANG, J.; LEUNG, C. K. Y.; CHEUNG, Y. N. Flexural performance of layered ECC-concrete composite beam. **Composites Science and Technology**, v. 66, n. 11–12, p. 1501–1512, 2006.

[134] KAMAL, A. et al. Evaluation of crack opening performance of a repair material with strain hardening behavior. **Cement and Concrete Composites**, v. 30, n. 10, p. 863–871, 2008.

[135] KHALIL, A. E. H. et al. Behavior of RC beams strengthened with strain hardening cementitious composites (SHCC) subjected to monotonic and repeated loads. **Engineering Structures**, v. 140, p. 151–163, 2017.

[136] KHAN, M. I.; ABBASS, W. Flexural behavior of high-strength concrete beams reinforced with a strain hardening cement-based composite layer. **Construction and Building Materials**, v. 125, p. 927–935, 2016.

[137] CHEN, Y.; YU, J.; LEUNG, C. K. Y. Use of high strength Strain-Hardening Cementitious Composites for flexural repair of concrete structures with significant steel corrosion. **Construction and Building Materials**, 2018.

[138] LIM, Y. M.; LIB, V. C. Durable Repair of Aged Infrastructures Using Trapping Mechanism of Engineered Cementitious Composites. v. 19, p. 373–385, 1997.

[139] ABNT. NBR 16697 - Cimento Portland - Requisitos. p. 12, 2018.

[140] GABRIEL, A.; SANTOS, V. Caracterização mecânica de compósito cimentício (como material de reparo) para aplicação em ambientes agressivos. p. 1–17, [s.d.].

- [141] OLIVEIRA, A. M. DE. Fluência a Altas Temperaturas, Aderência Fibra-Matriz E Comportamento Mecânico Sob Ações Higrotérmicas De Compósitos Cimentícios Reforçados Com Fibras De Pva. n. COPPE/UFRJ, p. 241, 2015.
- [142] CASTOLDI, R. DE S. Propriedades mecânicas e durabilidade de concretos reforçados com fibras de polipropileno e sisal. p. 1–147, 2018.
- [143] KLINK, T.; STEGMANN, F.; SLOWIK, V. Age dependence of cracking and deformability of a strain-hardening cement-based composite. **Construction and Building Materials**, v. 214, p. 641–647, 2019.
- [144] PAUL, S. C.; ZIJL, G. P. A. G. VAN. Mechanically induced cracking behaviour in fine and coarse sand strain hardening cement based composites (SHCC) at different load levels. **Journal of Advanced Concrete Technology**, v. 11, n. 11, p. 301–311, 2013.
- [145] LIMA, P. R. L. et al. De fl ection hardening of sustainable fi ber – cement composites. v. 4, p. 18–30, 2016.
- [146] GOM MBH. GOM Correlate Professional V8 SR1 Manual Basic – Inspection – 3D Testing. v. 49, n. 0, p. 1–127, 2015.
- [147] CARDOSO, D. C. T. et al. Influence of steel fibers on the flexural behavior of RC beams with low reinforcing ratios: Analytical and experimental investigation. **Composite Structures**, v. 222, p. 110926, 2019.
- [148] NF EN 14651+A1. Test method for metallic fibre concrete - Measureing the flexural tensile strength (limit of proportionality (LOP), residual). v. 3, p. 17, 2012.
- [149] MUELLER, S.; RANJBARIAN, M.; MECHTCHERINE, V. Fatigue behavior of strain-hardening cement-based composites—From the single fiber level to real-scale application. **Structural Concrete**, v. 20, n. 4, p. 1231–1242, 2019.
- [150] WILLIAMS, A. **Structural Analysis**, 2019.
- [151] ABNT. NBR 6118: Projeto de Estruturas de Concreto - Procedimento. **Rio de Janeiro**, p. 238, 2014.

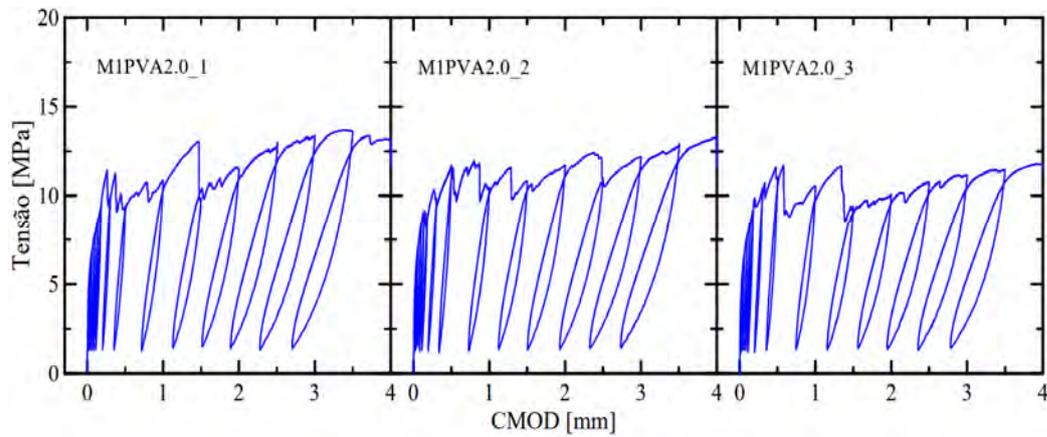
ANEXO I – Resultados dos ensaios de flexão com entalhe cíclicos

Figura 122 – Ensaio Cíclico: M1PVA2.0.

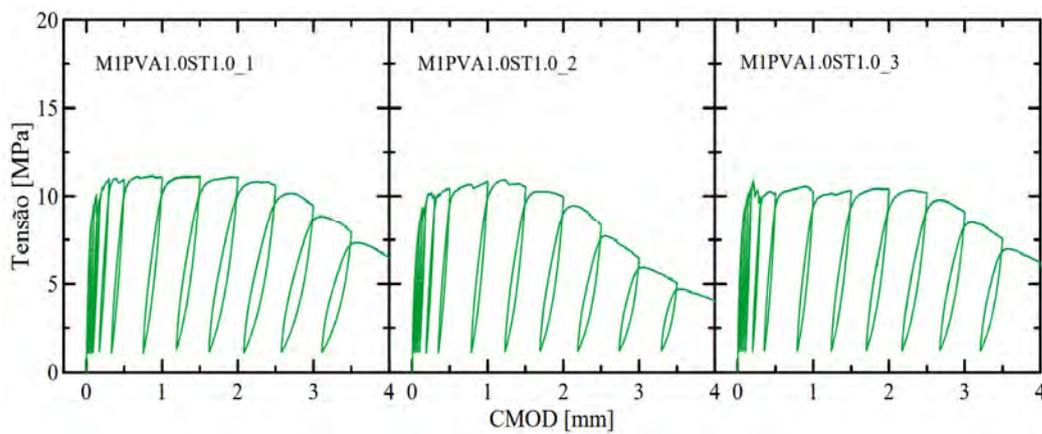


Figura 123 – Ensaio Cíclico: M1PVA1.0ST1.0.

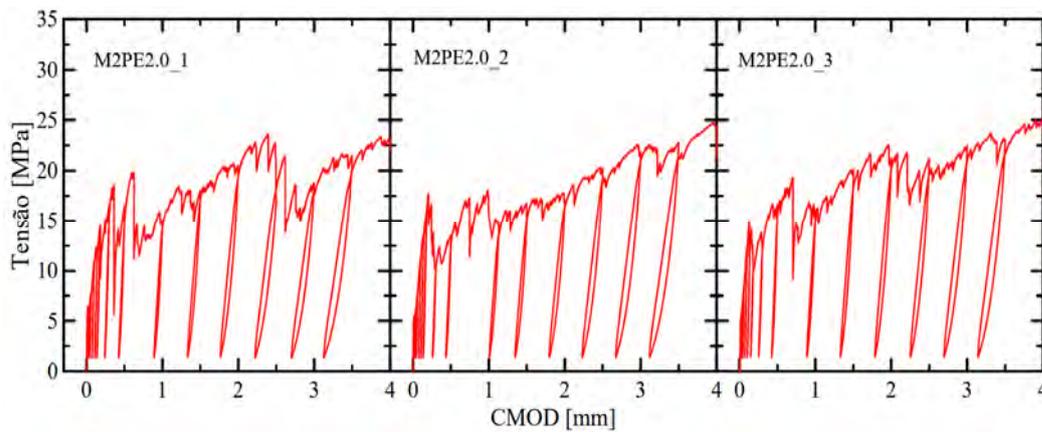


Figura 124 – Ensaio Cíclico: M2PE2.0.

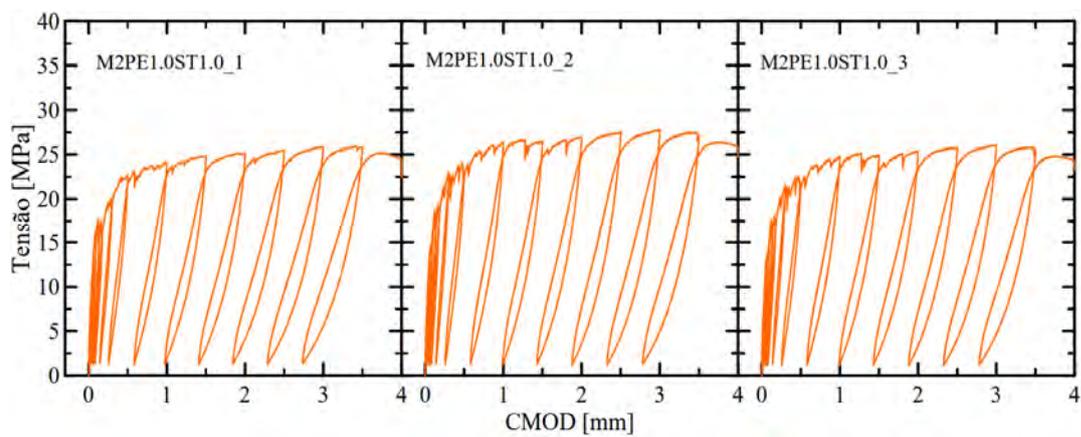


Figura 125 – Ensaio Cíclico: M2PE1.0ST1.0.

ANEXO II – Imagens dos Corpos de Prova Ensaaiados

Tração Direta

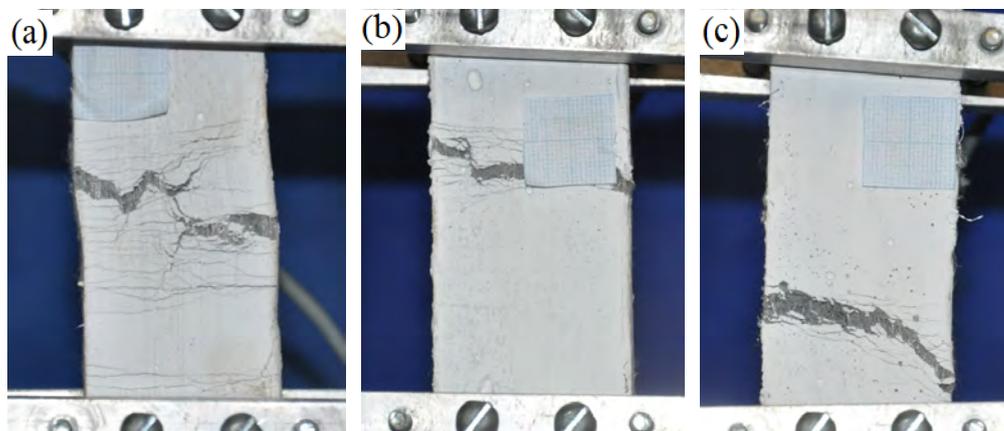


Figura 126 – Tração Direta (a) M1PE2.0; (b) M1PE1.5ST0.5. (c) M1PE1.0ST1.0.

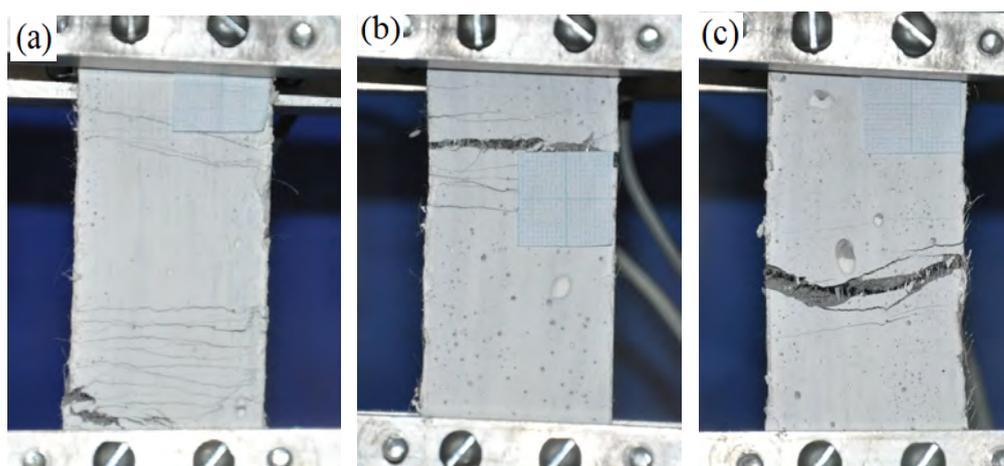


Figura 127 – Tração Direta (a) M1PVA2.0; (b) M1PVA1.5ST0.5. (c) M1PVA1.0ST1.0.

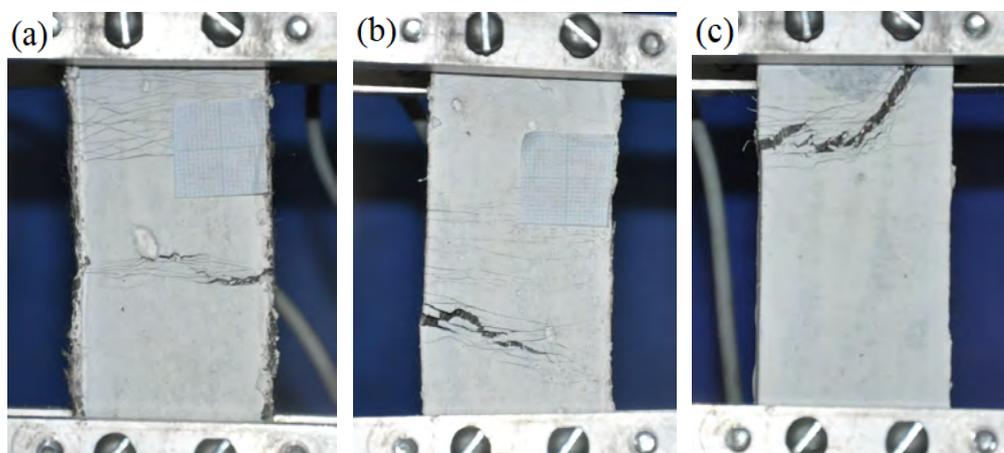


Figura 128 – Tração Direta (a) M2PE2.0; (b) M2PE1.5ST0.5. (c) M2PE1.0ST1.0.

Flexão de Quatro Pontos em Placas

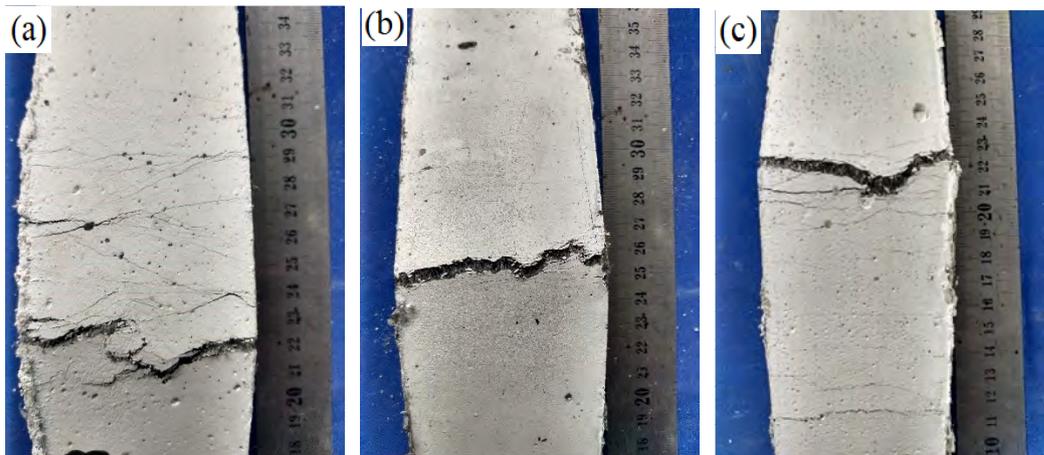


Figura 129 – Flexão de quatro pontos: (a) M1PE2.0, (b) M1PE1.5ST0.5 e (c) M1PE1.0ST1.0.

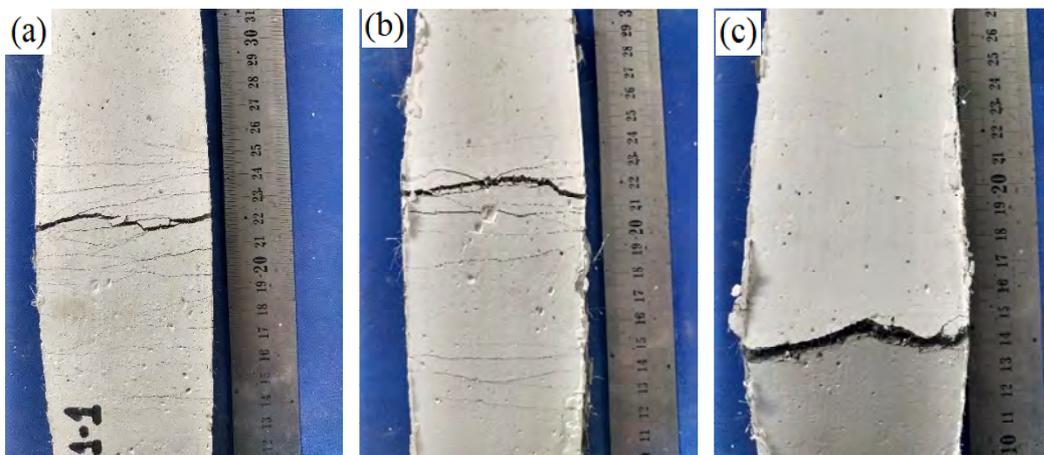


Figura 130 – Flexão de quatro pontos: (a) M1PVA2.0, (b) M1PVA1.5ST0.5 e (c) M1PVA.0ST1.0.

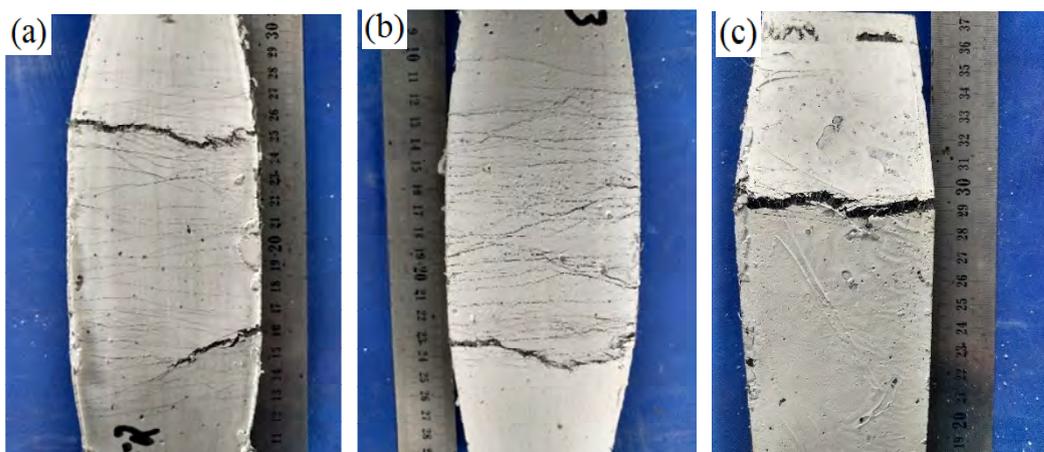


Figura 131 – Flexão de quatro pontos: (a) M2PE2.0, (b) M2PE1.5ST0.5 e (c) M2PE1.0ST1.0.

Efeito Escala na Tração

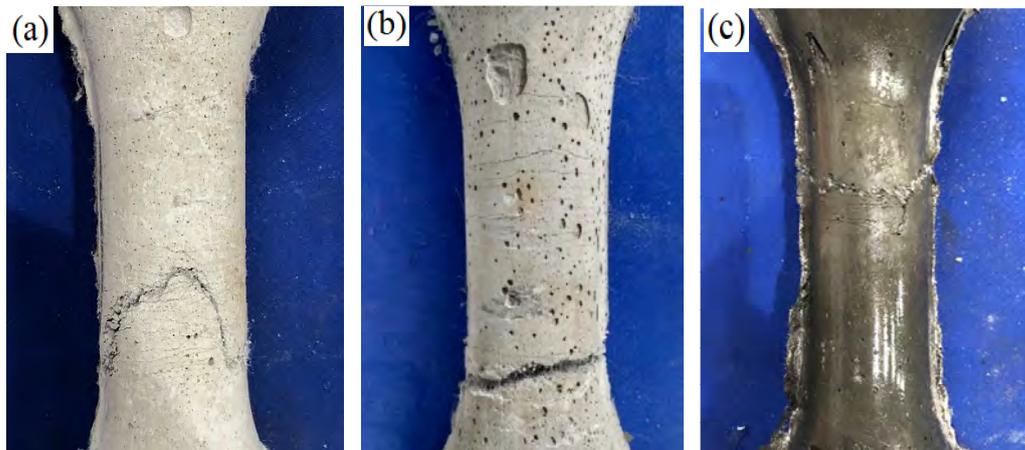


Figura 132 - Efeito-escala na tração direta: corpos de prova pequenos (D=34mm): (a) M1PE2.0, (b) M1PVA2.0 e (c) M2PE2.0.

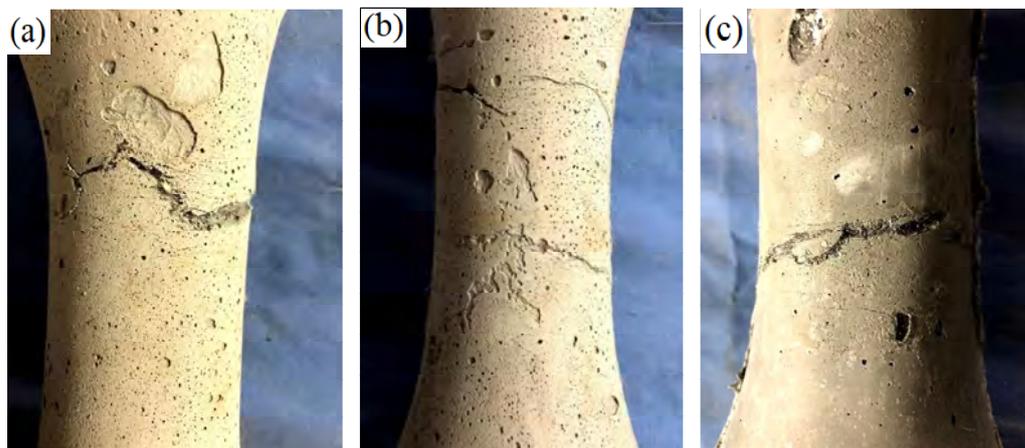


Figura 133 – Efeito-escala na tração direta : corpos de prova grandes (D=68mm): (a) M1PE2.0, (b) M1PVA2.0 e (c) M2PE2.0.

Efeito Escala na Flexão



Figura 134 - Efeito-escala na flexão: M1PE2.0 (a) corpo de prova pequeno e (b) grande.

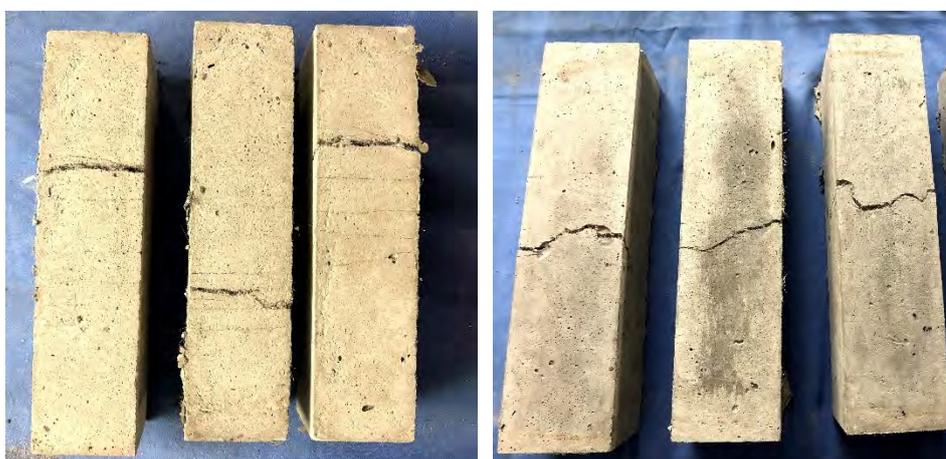


Figura 135 - Efeito-escala na flexão: M1PVA2.0 (a) corpo de prova pequeno e (b) grande.



Figura 136 - Efeito-escala na flexão: M2PE2.0 (a) corpo de prova pequeno e (b) grande.

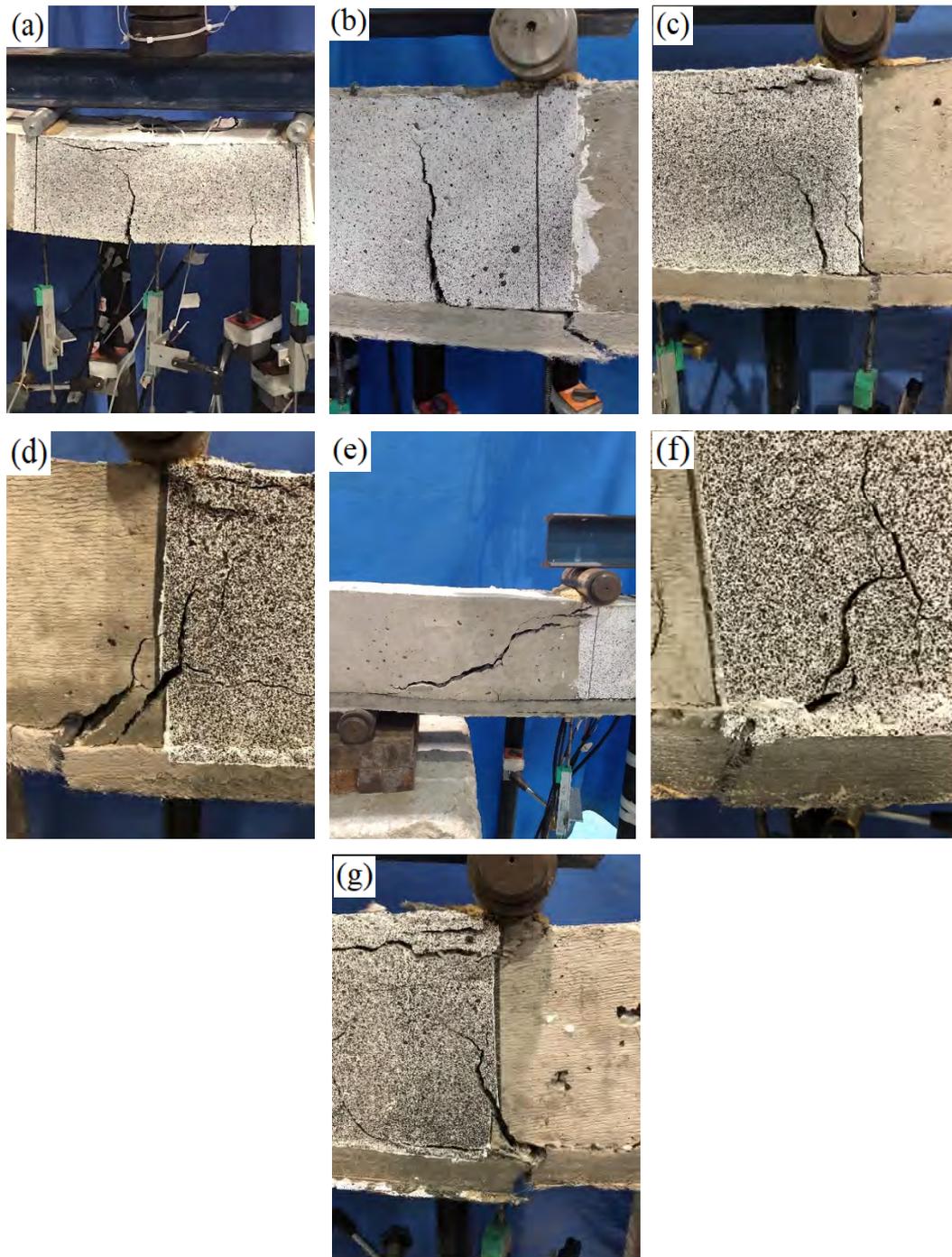
Ensaio Estruturais

Figura 137 – Ensaio estruturais: padrão de fissuração das vigas após os ensaios: (a) REF-BEAM. (b) RB-M1PVA2.0, (c) RB-M1PE2.0, (d) RB-M1PVA1.0ST1.0, (e) RB-M2PE2.0_1, (f) RB-M2PE2.0_2 e (g) RB-M2PE1.0ST1.0.