



FLUÊNCIA A ALTAS TEMPERATURAS, ADERÊNCIA FIBRA-MATRIZ E
COMPORTAMENTO MECÂNICO SOB AÇÕES HIGROTÉRMICAS DE
COMPÓSITOS CIMENTÍCIOS REFORÇADOS COM FIBRAS DE PVA

Andrielli Morais de Oliveira

Tese de Doutorado apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Civil, COPPE, da Universidade Federal do Rio de Janeiro, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Doutor em Engenharia Civil.

Orientadores: Romildo Dias Toledo Filho

Eduardo de Moraes Rego Fairbairn

Flávio de Andrade Silva

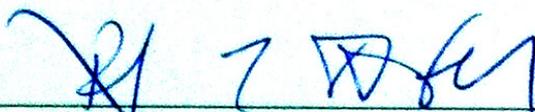
Rio de Janeiro
Novembro de 2015

FLUÊNCIA A ALTAS TEMPERATURAS, ADERÊNCIA FIBRA-MATRIZ E
COMPORTAMENTO MECÂNICO SOB AÇÕES HIGROTÉRMICAS DE
COMPÓSITOS CIMENTÍCIOS REFORÇADOS COM FIBRAS DE PVA

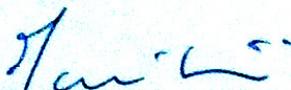
Andrielli Moraes de Oliveira

TESE SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DO INSTITUTO ALBERTO LUIZ
COIMBRA DE PÓS-GRADUAÇÃO E PESQUISA DE ENGENHARIA (COPPE) DA
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS
REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE DOUTOR EM
CIÊNCIAS EM ENGENHARIA CIVIL

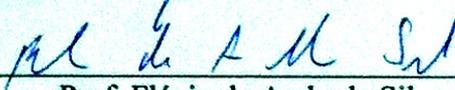
Examinada por:



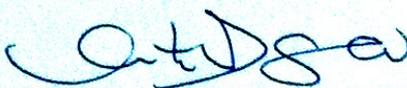
Prof. Romildo Dias Toledo Filho, D.Sc.



Prof. Eduardo de Moraes Rego Fairbairn, Dr. Ing.



Prof. Flávio de Andrade Silva, D.Sc.



Prof. Antônio Domingues de Figueiredo, D.Sc.



Prof. Conrado de Souza Rodrigues, D.Sc.



Prof.^a Michèle Schubert Pfeil, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

NOVEMBRO DE 2015

Oliveira, Andrielli Moraes

Fluência a Altas Temperaturas, Aderência Fibras-Matriz e Comportamento Mecânico Sob Ações Higrotérmicas de Compósitos Cimentícios Reforçados com Fibras de PVA. – Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2015.

XXII, 241 p.: il.; 29,7 cm.

Orientador: Romildo Dias Toledo Filho

Eduardo de Moraes Rego Fairbairn

Flávio de Andrade Silva

Tese (doutorado) – UFRJ/ COPPE/ Programa de Engenharia Civil, 2015.

Referências Bibliográficas: p. 215-241.

1. Compósitos cimentícios. 2. Fluência 3. Cargas térmicas. I. Toledo Filho, Romildo Dias *et al.* II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Civil. III. Título.

Comece fazendo o que é necessário,
depois o que é possível e, de repente
estará fazendo o impossível.

(São Francisco de Assis)

Dedico esse trabalho aos meus queridos pais:
Hugo de Moraes (*in memoriam*) e Fátima Maciel.

AGRADECIMENTOS

Ao Romildo Dias Toledo Filho, Flávio de Andrade Silva e Eduardo de Moraes Rego Fairbairn. Sou muito grata pela oportunidade, paciência, pelo conhecimento compartilhado, pelo incentivo constante, por todas as sugestões e soluções. Sinto-me honrada por ter sido orientada por vocês, pessoas as quais me inspiro, tenho admiração e respeito. Minha sincera gratidão!

Em especial ao Romildo, pelo exemplo de liderança e de empreender! Por resolver questões da minha pesquisa tão rapidamente, por seu acolhimento no grupo de pesquisas e pela confiança a mim depositada.

Ao Dudu por me ensinar foco, disciplina e simplicidade.

Ao Flávio, pela atenção, disponibilidade, clareza, sensibilidade e pelas palavras de incentivo e de ânimo.

Ao Professor Jô Dweck que atende seus alunos com muito carinho e atenção.

Tantas pessoas conheci ao longo do curso e tenho agradecimento especial por elas: Tina, Adriana, Iolanda, Natasha, Karyne, Shirley, Lourdes, Saulo, Fabrício, Vivian, Samantha, Otávio, Camila, Dimas, Aline, Luciane, Alex, Marco, Margareth, Janine, Yemcy, Oscar e tantos outros amigos e colegas do LabEst. Obrigada pela convivência, apoio, “encrencas” e risos que tivemos juntos e uns dos outros.

Difícil realizar um trabalho experimental sem a ajuda dos técnicos. Sou muito grata ao Flávio Costa, Hideckel, Adailton, Alessandro, Arnaldo, Clodoaldo, Márcio, Rodrigo, Rosângela, Sr. Júlio, Thales, Felipe, Flávio, Anísio, Rogério e Santiago. Em especial ao Renan, por ser tão dócil, responsável e dedicado, por sua preocupação até com a agenda e compatibilidade de meus ensaios. À Luzidelle, Sandra e Paulinho (*in memoriam*) pelo apoio na secretaria.

Ao Jô e sua equipe que manteve os ambientes propícios e limpos para nossa utilização.

Aos funcionários da secretaria do PEC Elizabeth Cornélio, Jairo Leite e Márcia Reis e ao Orlando Caldas do laboratório de informática pela prontidão em me ajudar.

A Deus que sempre está comigo!

Ao meu querido Pai (*in memoriam*) e mãe! Ao meu irmão e sua esposa! João Paulo e Tia Marta! Tia Dete. Essas pessoas estão sempre próximas de mim em pensamento e coração. A dona Violeta (minha Avó - *in memoriam*), exemplo de senhorinha que aos 84 anos se manteve otimista e feliz, mesmo diante das adversidades da vida. Aos meus tios e primos (são mais de 200 pessoas).

Ao Maciel por seu apoio, tranquilidade e paciência ao longo da elaboração da tese.

Agradeço à Gorett, Delaine, Regina e as demais amigas e amigos queridos.

A Universidade Federal do Pará, colegas de trabalho e alunos.

Ao CNPq pelo suporte financeiro para realização dessa pesquisa.

Nesse momento não é possível deixar de ressaltar a minha gratidão por todos aqueles que fizeram parte da minha rotina, seja de forma eventual ou frequente e que contribuíram de alguma forma para o meu crescimento pessoal e profissional.

Resumo da Tese apresentada à COPPE/UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Doutor em Ciências (D.Sc.)

FLUÊNCIA A ALTAS TEMPERATURAS, ADERÊNCIA FIBRA-MATRIZ E
COMPORTAMENTO MECÂNICO SOB AÇÕES HIGROTÉRMICAS DE
COMPÓSITOS CIMENTÍCIOS REFORÇADOS COM FIBRAS DE PVA

Andrielli Morais de Oliveira

Novembro/2015

Orientadores: Romildo Dias Toledo Filho

Eduardo de Moraes Rego Fairbairn

Flávio de Andrade Silva

Programa: Engenharia Civil

O objetivo deste trabalho é a avaliar a influência da temperatura (de 22°C a 100°C) e de níveis de umidade (de 0% a 95%) no comportamento à tração direta de fibras de PVA e na aderência fibra-matriz visando aplicações em compósitos do tipo *SHCC*. Adicionalmente avaliou-se o efeito da temperatura na fluência sob tração direta do compósito e também a influência da condição inicial da amostra (íntegra ou fissurada). Como resultado, com o aumento da temperatura, houve redução da resistência à tração de fibras de PVA, ao mesmo tempo redução da tensão adesional e tensão friccional, diminuição da resistência à tração e acréscimo na capacidade de deformação dos compósitos. Além disso, com a redução do nível de umidade relativa, a resistência à tração de fibra não se alterou para altas temperaturas e diminuiu para a temperatura de 22°C. Na interface fibra-matriz, ocorreu redução da força máxima com o aumento da temperatura e aumento da força máxima com a redução do nível de umidade interna do corpo de prova. Em adição, nos compósitos, o efeito de redução de umidade, sobretudo nas altas temperaturas, é bastante evidente com redução da capacidade de deformação e alteração no padrão de fissuração. Na fluência, o acréscimo da temperatura aumentou a fluência específica média de amostras inicialmente íntegras e de previamente fissuradas.

Abstract of Thesis presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Doctor of Science (D.Sc.)

CREEP IN HIGH TEMPERATURES, FIBER-MATRIX BOND AND MECHANICAL
BEHAVIOR UNDER HYGROTHERMAL ACTIONS OF CEMENTITIOUS
COMPOSITES REINFORCED WITH PVA FIBERS

Andrielli Morais de Oliveira

November/2015

Advisors: Romildo Dias Toledo Filho

Eduardo de Moraes Rego Fairbairn

Flávio de Andrade Silva

Department: Civil Engineering

The aim this work is evaluating the influence of temperature (from 22° to 100°C) and relative humidity levels (from 0% to 95%) in the direct tensile behavior of PVA fibers and the bond between fiber and matrix for applications in SHCC composites. Additionally it evaluated the effect of temperature on direct tensile creep of the composite and also the influence of the initial condition of the sample (not cracked and cracked up to 0.5%). As a result, with increasing temperature, there was a reduction of: (i) the tensile strength of PVA fibers; (ii) the chemical nominal bond stress; (iii) the frictional stress. On the other hand it was verified an increasing of the strain capacity of the composite. Besides that, the reduction of the internal relative humidity of the PVA fibers have not changed the tensile strength for high temperatures, but decreased at the temperature of 22°C. In the fiber-matrix interface, there was a reduction of the maximum force with an increase of temperature and it increases of maximum force with the decrease of internal relative humidity levels of specimens. For the composites, the reduction of moisture, particularly at high temperatures, corresponded to the reduction of the strain capacity and changes in the crack pattern. Increasing temperatures increased the specific creep of initially intact and cracked specimens.

SUMÁRIO

1. INTRODUÇÃO.....	1
2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	8
2.1 STRAIN HARDENING CEMENTITIOUS COMPOSITES – SHCC	8
2.2 INFLUÊNCIA DA TEMPERATURA NO COMPORTAMENTO MECÂNICO DE SHCC.....	14
2.3 INFLUÊNCIA DA UMIDADE NO COMPORTAMENTO MECÂNICO DE SHCC	24
2.4 INFLUÊNCIA DA TEMPERATURA E DA UMIDADE NAS PROPRIEDADES TÉRMICAS E FÍSICAS DO SHCC.....	25
2.5 INTERFACE FIBRA/MATRIZ DE SHCC	28
2.6 INFLUÊNCIA DA TEMPERATURA E DA UMIDADE NA INTERFACE FIBRA/MATRIZ DE SHCC	37
2.7 FIBRAS DE PVA E SEU COMPORTAMENTO MECÂNICO À TRAÇÃO... ..	38
2.8 INFLUÊNCIA DA TEMPERATURA E DA UMIDADE EM FIBRAS DE PVA	40
2.9 DEFORMAÇÃO DEPENDENTE DO TEMPO NO SHCC	43
2.9.1 Deformação sob carga constante: fluência	43
3. DESENVOLVIMENTO DO COMPÓSITO SHCC E CARACTERIZAÇÃO MECÂNICA EM TEMPERATURA AMBIENTE (22°C)	53
3.1 INTRODUÇÃO	53
3.2 PROGRAMA EXPERIMENTAL: MATERIAS E MÉTODOS.....	54
3.2.1 Materiais utilizados e sua caracterização.....	54
3.2.2 Dosagem e produção do compósito	59
3.2.3 Moldagem e cura de corpos de prova de compósito.....	63
3.2.4 Arranjo experimental dos ensaios mecânicos	64
3.2.4.1 Tração	64
3.2.4.2 Compressão.....	67
3.2.4.4 Flexão	69
3.3 RESULTADOS E DISCUSSÃO.....	71
3.3.1 Tração	71
3.3.2 Compressão.....	76
3.3.3 Flexão	77

3.4 CONCLUSÃO	81
4. ESTUDO DO EFEITO DA ALTA TEMPERATURA E DE NÍVEIS DE UMIDADE NAS PROPRIEDADES DE TRAÇÃO DA FIBRA DE PVA	82
4.1 INTRODUÇÃO	82
4.2 PROGRAMA EXPERIMENTAL: MATERIAIS E MÉTODOS	82
4.2.1 Análise microestrutural das Fibras de PVA.....	83
4.2.2 Configuração experimental do teste de tração em fibra de PVA.....	84
4.2.3 Análises térmicas da fibra de PVA	88
4.3 RESULTADOS E DISCUSSÃO.....	89
4.3.1 Análise microestrutural das fibras de PVA.....	89
4.3.2 Efeito da temperatura <i>in situ</i> na tração de fibra de PVA	90
4.3.3 Influência da umidade relativa do ar na temperatura <i>in situ</i> em testes de tração de fibra PVA.....	96
4.3.4 Análises térmicas da fibra de PVA	99
4.4 CONCLUSÕES	103
5. ESTUDO DA INFLUÊNCIA DA TEMPERATURA E UMIDADE NA INTERFACE FIBRA-MATRIZ DO SHCC.....	105
5.1 INTRODUÇÃO	105
5.2 PROGRAMA EXPERIMENTAL: MATERIAIS E MÉTODOS	105
5.2.1 Testes de arrancamento (pullout) de fibra: produção dos corpos de prova e configuração experimental.....	106
5.3 RESULTADOS E DISCUSSÃO.....	113
5.3.1 Influência da temperatura <i>in situ</i> no arrancamento de fibra.....	113
5.3.2 Efeito combinado do nível de umidade interna dos corpos de prova de matriz de SHCC e da temperatura de exposição <i>in situ</i> no arrancamento de fibra	117
5.4 CONCLUSÕES	121
6. ESTUDO DO EFEITO DA TEMPERATURA E DA UMIDADE NO COMPORTAMENTO MECÂNICO À TRAÇÃO DE SHCC	122
6.1 INTRODUÇÃO	122
6.2 PROGRAMA EXPERIMENTAL: MATERIAIS E MÉTODOS	123
6.2.1 Materiais utilizados e processamento do compósito.....	124
6.2.2 Preparação das amostras para os testes	125
6.2.3 Procedimento de Testes	126
6.2.3.1 Testes de tração em SHCC.....	126
6.3 APRESENTAÇÃO E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS	130

6.3.1	Influência da temperatura	130
6.3.1.1	Resultados de TG/DTG de matriz e de compósito <i>SHCC</i>	138
6.3.1.2	Resultados de TG/DTG de compósito <i>SHCC</i>	140
6.3.1.3	Efeito da umidade interna no padrão de fissuração dos corpos de prova de <i>SHCC</i> na temperatura de 22°C	141
6.3.2	Efeito combinado da temperatura e da umidade no comportamento do <i>SHCC</i>	144
6.3.4	Influência da idade no comportamento à tração do <i>SHCC</i>	158
6.3.4.1	Influência da idade de 28, 56 e 365 dias no padrão de fissuração do <i>SHCC</i>	158
6.5	CONCLUSÕES	160
7.	ESTUDO DE FLUÊNCIA À TRAÇÃO SOB AÇÃO DE CARGAS TÉRMICAS DE <i>SHCC</i> REFORÇADO COM FIBRAS DE PVA	162
7.1	INTRODUÇÃO	162
7.2	PROGRAMA EXPERIMENTAL: MATERIAIS E MÉTODOS	162
7.2.1	Caracterização mecânica sob alta temperatura do <i>SHCC</i>	169
7.2.2	Configuração experimental de testes de fluência na temperatura de 22°C	171
7.2.3	Configuração experimental de testes de fluência em altas temperaturas	175
7.3	APRESENTAÇÃO E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS	177
7.3.1	Influência da temperatura no comportamento mecânico à tração do <i>SHCC</i>	177
7.3.2	Fluência no <i>SHCC</i>	180
7.4	CONCLUSÕES	210
8.	CONCLUSÕES GERAIS.....	212
	SUGESTÃO PARA FUTURAS PESQUISAS	214
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	215

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 - Barragem Mítaka (Japão) (a) visão geral (b) reparo sendo efetuado com uso de SHCC projetado (KOJIMA <i>et al.</i> , 2004).	3
Figura 1.2 – Canal de irrigação em Shiga/Japão (a) antes do Japão e (b) após o reparo com SHCC (ROKUGO, KUNIEDA e MIYAZATO, 2006).	3
Figura 1.3 – Aplicações de SHCC (a) tabuleiro da ponte Mihara, em Hokkaido/Japão e (b) (c) reparo do tabuleiro de uma ponte em Michigan/Estados Unidos (LEPECHI e LI, 2006).	4
Figura 2.1 - Curvas tensão <i>versus</i> deformação/deslocamento de compósitos cimentícios reforçados com fibras com comportamentos típicos de <i>hardening</i> e <i>softening</i> à (a) tração direta e à (b) tração na flexão (NAAMAN e REINHARDT, 2006).	9
Figura 2.2 – Resultado típico de arrancamento de fibra.	29
Figura 2.3 –Estrutura química da fibra de PVA	38
Figura 2.4 – Deformação dependente do tempo em concreto submetido à carga constante (DINIZ <i>et al.</i> , 2011).	44
Figura 2.5 – Curva de fluência do concreto (MEHTA e MONTEIRO, 2008).	45
Figura 3.1 - Fibra PVA (REC 15) utilizada com 12 mm de comprimento e 0,040 mm de diâmetro.	54
Figura 3.2 - Equipamento utilizado para determinação da composição química.	55
Figura 3.3 - Equipamentos utilizados (a) para determinação da massa específica por picnometria à gás hélio dos materiais e (b) para determinação da área superficial de grãos de cimento e de cinza volante.	56
Figura 3.4 - (a) Equipamento para determinação da distribuição granulométrica por meio de granulometria à laser (via analisador de partículas) utilizado e (b) curvas granulométricas do cimento CP II F-32 e cinza volante.	57
Figura 3.5 - Curva granulométrica da areia quartzosa natural de rio utilizada com diâmetro máximo de grãos de 212 μm	58
Figura 3.6 - Difratômetro de raios-X utilizado.	58
Figura 3.7 - Difratograma por raios – X (a) cimento Portland CP II F-32 e (b) cinza volante.	59
Figura 3.8 - Misturador utilizado para a produção da matriz e do compósito SHCC.	60
Figura 3.9 – Processo de mistura do compósito: (a) mistura dos componentes secos, (b) adição de fibras, (c) parada no processo de mistura após adição de fibras e (d) compósito.	62
Figura 3.10 - Ensaio de espalhamento do compósito.	63
Figura 3.11- (a) Forma para corpos de prova a serem testados à tração (em formato de haltere) e flexão (em placa) e (b) moldagem de corpo de prova em formato de haltere para ser testados à tração.	64

Figura 3.12- Teste de tração em matriz e compósito de <i>SHCC</i> reforçado com fibras de PVA (a) equipamento de ensaio (b) configuração do ensaio.	65
Figura 3.13 - Corpos de prova para o ensaio à tração.	65
Figura 3.14 - Representação das linhas na parte central dos corpos de prova testados a tração para efeito de cálculo de quantidade/abertura e espaçamento de fissuras.	66
Figura 3.15 – Testes de resistência à compressão (a) máquina de ensaio e (b) configuração do ensaio de compressão.	67
Figura 3.16 – Faceamento dos corpos de prova (a) preparação da amostra (b) equipamento (c) execução do faceamento e (d) corpo de prova já faceamento.	69
Figura 3.17 - Configuração do ensaio de flexão em quatro pontos e arranjo experimental para análise do patamar de fissuração na flexão.	70
Figura 3.18 - Curvas tensão <i>versus</i> deformação sob cargas de tração do <i>SHCC</i>	71
Figura 3.19 – Fissuração típica da seção central de corpos de prova de compósito após teste de tração (a) a (e) correspondem respectivamente aos cinco corpo de prova testados.	73
Figura 3.20 - Densidade de fissuração <i>versus</i> deformação (%) de compósito <i>SHCC</i> estudado submetido a esforços de tração.	75
Figura 3.21 – Padrão de fissuração em relação a curva tensão <i>versus</i> deformação (a) abertura média e máxima de fissuras e (b) abertura média e espaçamento de fissura do <i>SHCC</i> estudado submetido ao esforço de tração.	75
Figura 3.22 – Curvas tensão <i>versus</i> deformação sob cargas de compressão <i>SHCC</i> estudado.	76
Figura 3.23 – Modo de ruptura típico dos corpos de prova de dimensão 50 mm de diâmetro e 100 mm de comprimento do compósito.	77
Figura 3.24 – Curvas tensão <i>versus</i> deformação sob cargas de flexão do <i>SHCC</i> estudado.	78
Figura 3.25 – Padrão de fissuração típico de compósitos <i>SHCC</i> reforçado com fibras PVA submetido a testes de flexão.	78
Figura 3.25 – Apresentação da fissuração com o deslocamento no meio do vão do <i>SHCC</i> testado para diferentes níveis de deslocamento durante os ensaios de flexão (a) 1 mm (b) 3 mm (c) 7 mm (d) 9 mm (e) 13 mm (f) 17 mm e (g) 21 mm.	80
Figura 4.1 – Fluxograma do estudo de influência da temperatura <i>in situ</i> e da umidade combinada na comportamento mecânico à tração de fibra de PVA utilizada em compósitos <i>SHCC</i>	82
Figura 4.2 - Equipamento de utilizado para caracterização microestrutural: microscópio de bancada eletrônico de varredura.	83
Figura 4.3 – Contorno ImageJ para determinação da área das seções transversais das fibras de PVA a 22°C e após 100°C.	84
Figura 4.4 – Corpo de prova para o ensaio de tração de fibra (a) dimensões da amostra, (b) e (c) montagem do corpo de prova.	85

Figura 4.5 – Primeira configuração experimental de ensaio de tração de fibra (a) equipamento utilizado Trytron 250 (b) detalhe posicionamento do corpo de prova (c) detalhe da fibra rompida após o ensaio.	86
Figura 4.6 – Segunda configuração experimental de ensaio de tração de fibra (a) Prensa acoplada a câmara climática (b) vista geral do ensaio (c) detalhe posicionamento do corpo de prova e garras metálicas.	87
Figura 4.7 – (a) Equipamento utilizado para análise térmica, (b) detalhe do cadinho (c) detalhe balança do equipamento.	88
Figura 4.8 - Micrografias da superfície das fibras de PVA após exposição as temperaturas de (a) 22°C, (b) 100°C, (c) 250°C, (d) 22°C e (e) 250°C durante 15 minutos.	90
Figura 4.9 – Resposta tensão <i>versus</i> deformação à tração de fibra de PVA testada na temperaturas de 22°C em dois equipamentos diferentes (Tytron e Shimadzu): curvas representativas.	91
Figura 4.11 - Resposta tensão <i>versus</i> deformação à tração de fibra de PVA testada com temperaturas <i>in situ</i> de 22°C, 60°C e 100°C: curvas representativas.	94
Figura 4.11 - Comportamento à tração de fibra PVA testada nos níveis de umidade interna de 22%, 50% e 95%: curvas representativas tensão <i>versus</i> deformação nas temperaturas de (a) 22°C, (c) 60°C e (e) 90°C.	96
Figura 4.12 - Comportamento à tração de fibra PVA testada nas temperaturas de 22°C, 60°C e 90°C nas umidades de (a) 20%, (c) 50% e (e) 95%: curvas representativas tensão <i>versus</i> deformação.	98
Figura 4.13 – Resultado de TG/DTG/DTA de fibra PVA em equipamento com câmara acoplada.	100
Figura 4.14 – Imagens de análise de TG/DTG e DTA de fibra PVA nas temperaturas de (a) 37°C (b) 150°C (c) 230°C (d) 250°C (e) 300°C (f) 360°C (g) 400°C (h) 430°C (i) 460°C (j) 500°C e (k) 800°C.	100
Figura 4.15 – Influência da taxa de aquecimento 5°C/min e de 10°C/min na TG/DTG da fibra de PVA sem exposição alta temperatura.	102
Figura 4.16 – Influência do tipo de gás de arraste no forno durante a TG/DTG da fibra de PVA sem exposição a alta temperatura.	103
Figura 5.1 – Fluxograma do estudo de influência da temperatura <i>in situ</i> na interface fibra/matriz por meio de ensaios de pullout (arrancamento de fibra).	105
Figura 5.2 – Cãnula utilizada (a) (b) detalhe e dimensões (c) (d) posicionamento e fixação no molde de PVC.	106
Figura 5.3 – Molde de PVC utilizado para a produção dos corpos de prova de arrancamento de fibra (a) partes corpo, base e tampa, (b) lateral molde montado (c) vista superior molde montado (d) molde com cânulas.	107
Figura 5.4 – (a) Misturador utilizado para a produção dos corpos de prova de arrancamento (b) foto da mistura durante o processo de homogeneização (c) foto da mistura logo após a homogeneização.	108

Figura 5.5 – Moldagem de corpos de prova de arrancamento de fibra (<i>pullout</i>): (a) (b) modelo de cartuchos utilizados para colocação de matriz de <i>SHCC</i> , (c) aplicador, (d) molde sendo preenchido e (e) molde preenchido faltando dar “acabamento” na face superior.	109
Figura 5.6- Corpo de prova de arrancamento com fibra PVA após a desmoldagem. ...	109
Figura 5.7 – Curva de desorção/absorção de água para corpos de prova de matriz de <i>SHCC</i> : perda de umidade interna do corpo de prova em estufa a temperatura de 50°C e ganho de massa de água por imersão dos corpos de prova.	111
Figura 5.8 – Configuração experimental de ensaio de arrancamento de fibra com controle de temperatura e umidade <i>in situ</i> (a) (c) amostras de <i>SHCC</i> (d) (f) equipamento de ensaio com câmara climática acoplada (e) equipamento de ensaio com câmara acoplada com porta aberta (f) vista geral da configuração experimental do ensaio (g) detalhe fixação do corpo de prova e fibra sendo arrancada do corpo de prova durante o ensaio.	113
Figura 5.9 – Efeito da temperatura no arrancamento de fibra sob temperaturas <i>in situ</i> de 22°C, 60°C e 100°C: curvas representativas de força <i>versus</i> deslocamento.	114
Figura 5.10 – Representação do modo de arrancamento típico de fibra para os ensaios realizados na temperatura de 22°C.	116
Figura 5.11 – Fotografias das fibras de PVA arrancadas da matriz para as temperaturas de (a) 22°C e (c) 100°C.	116
Figura 5.11 – Efeito da umidade interna em amostras de arrancamento de fibra nas temperaturas <i>in situ</i> de (a) 22°C, (b) 60°C e (c) 90°C: curvas representativas força <i>versus</i> deslocamento.	117
Figura 5.12 – Efeito da temperatura <i>in situ</i> na condição de umidade interna de amostras de arrancamento de fibra: curvas representativas força <i>versus</i> deslocamento (a) 95%, (b) 50%, (c) 20% e (d) 0%.	120
Figura 6.1 – Fluxograma do estudo de influência da temperatura <i>in situ</i> no comportamento à tração do <i>SHCC</i>	123
Figura 6.2 – Fluxograma do estudo da influência da umidade interna das amostras no comportamento à tração do <i>SHCC</i>	124
Figura 6.3 – Curvas de desorção/ absorção de água para corpos de prova de <i>SHCC</i> (a) determinação da umidade interna dos corpos de prova após o processo de cura e (b) perda de umidade interna do <i>SHCC</i> em estufa a temperatura de 50°C e ganho de massa de água por imersão dos corpos de prova.	126
Figura 6.4 - Configuração experimental: (a) equipamento de ensaio e câmara climática (b) configuração do teste apresentando o corpo de prova e instrumentação e (c) detalhe da instrumentação utilizada.	127
Figura 6.5 - Configuração experimental para o estudo da influência da umidade no padrão de fissuração dos corpos de prova na temperatura de 22°C (a) (b) Detalhe câmara para registro fotográfico (c) detalhe corpo de prova pronto para início dos testes.	129
Figura 6.6 - Equipamento de utilizado para caracterização microestrutural (a) microscópio de eletrônico de varredura de bancada (b) colocação e ajuste de altura de	

amostra fraturada de <i>SHCC</i> em porta amostra, (c) colocação de amostra em microscópio, (d) vista lateral de amostra dentro do equipamento, (e) vista superior da amostra em equipamento e (f) detalhe fixação da amostra com fita de carbono dupla face.....	130
Figura 6.7 - Resposta tensão <i>versus</i> deformação à tração do <i>SHCC</i> testado com temperaturas <i>in situ</i> de 22°C, 60°C e 100°C: (a) curvas representativas e (b) padrão de fissuração representativo de corpos de prova testado nas diferentes temperaturas.....	131
Figura 6.8 – Efeito da temperatura nas propriedades mecânicas do <i>SHCC</i> (a) resistência à tração e tensão de primeira fissura e (b) capacidade de deformação e tenacidade nas temperaturas de 22°C, 60°C e 100°C.....	132
Figura 6.9 - Imagens por MEV de amostras fraturadas de testes à tração nas temperaturas de (a) 22°C e (b) 60°C e (c) 100°C.....	136
Figura 6.10 - Detalhe de fibra PVA de imagens por MEV de amostras fraturadas de testes à tração na temperatura de (a) 22°C, (b) 60°C e (c) 100°C.....	137
Figura 6.11 - Imagens por MEV de amostras fraturadas de testes à tração nas temperaturas de (a) 22°C e (b) 60°C e (c) 100°C.....	137
Figura 6.12 – Curvas de TG / DTG da matriz de cimento do <i>SHCC</i> em relação à massa inicial da amostra.....	139
Figura 6.13 – Análises térmicas de amostra de <i>SHCC</i> na idade de 56 dias analisando a influência da isoterma na taxa de (a) 5°C/min e de (b) 10°C/min.....	140
Figura 6.14 – Padrão de fissuras das amostras a 22°C: (a) densidade de fissuras,(b) distância entre as fissuras,(c) abertura (espessura) de fissuras e (d) abertura máxima de fissura <i>versus</i> deformação.	143
Figura 6.15 - Comportamento à tração do <i>SHCC</i> testado nos níveis de umidade interna de 0%, 22%, 50% e 95%: curvas tensão <i>versus</i> deformação representativas nas temperaturas de (a) 22°C, (c) 60°C e (e) 90°C e padrão de fissuração dos corpos de prova (b) 22°C, (d) 60°C e (f) 90°C.....	144
Figura 6.16 - Imagens por MEV de amostras fraturadas de testes à tração na temperatura de 22°C superfície de fibra (a) 95% (b) 0% e ruptura de fibra (c) 95% e (d) 0%.	148
Figura 6.17 - Imagens por MEV de amostras fraturadas de testes à tração na temperatura de 90°C superfície de fibra (a) 95% (b) 50% (c) 0% e ruptura de fibra (d) 95% (e) 50% e (f) 0%.	149
Figura 6.18 – Resultados de resistência à compressão: (a) curvas representativas de testes de resistência à compressão após período de cura na idade de 28 dias de matriz e compósito e (b) matriz na idade de 56 dias nos níveis de umidade de 95% e 0% (c) fratura típica de corpos de prova de matriz na idade de 28 dias e (d) fratura típica de matriz na umidade de 95% (esquerda) e 0% (direita).	150
Figura 6.19 – Efeito acoplado da alta temperatura <i>in situ</i> nos níveis de umidade interna interna dos corpos de prova de <i>SHCC</i> : curvas representativas das temperaturas de 22 °C, 60 °C e 90°C (a) 95% (c) 50% (e) 20% e (g) 0% e padrão de fissuração representativo de corpos de prova.....	152

Figura 6.20 - Imagens por MEV de amostras fraturadas de testes à tração na umidade de 95%: superfície fraturada de fibra (a) temperatura de 22°C (b) 90°C e interface fibra/matriz (c) 22°C e (d) 90°C.	154
Figura 6.21 - Imagens por MEV de amostras fraturadas de testes à tração na umidade de 50%: visão lateral (a) temperatura de 22°C (b) 90oC, superfície de fibra (c) 22°C (d) 90°C e interface fibra/matriz (e) 22°C e (f) 90°C.	155
Figura 6.22 - Imagens por MEV de amostras fraturadas de testes à tração na umidade de 0%: visão lateral (a) temperatura de 22°C (b) 90oC, superfície de fibra (c) 22°C (d) 90°C e interface fibra/matriz (e) 22°C e (f) 90°C. colocar barra de escala.....	156
Figura 6.23 - Resposta tensão versus deformação de <i>SHCC</i> testado com idade de 28, 56 e 365 dias de idade na temperatura de 22°C: (a) curvas representativas e padrão de fissuração representativo dos corpos de prova (b) 28 dias, (c) 56 dias e (d) 365 dias.	158
Figura 6.24 – Padrão de fissuras das amostras a 22°C: (a) densidade de fissuras (b) distância entre as fissuras (c) espaçamento de fissuras e (d) abertura (espessura) máxima de fissuras <i>versus</i> deformação.	160
Figura 7.1 – Programa experimental utilizado no estudo das deformações diferidas no <i>SHCC</i>	165
Figura 7.2- Fluxograma do estudo de fluência.	166
Figura 7.3– (a) molde em formato de haltere (b) moldes preenchidos com <i>SHCC</i> (JUN, 2010).	168
Figura 7.4– Geometria e dimensões de corpos de prova de <i>SHCC</i> do estudo de fluência (JUN, 2010).	168
Figura 7.5 – Equipamento para teste de tração (a) vista frontal da prensa Shimadzu com forno aberto acoplado (b) vista lateral da prensa Shimadzu e forno fechado.....	169
Figura 7.6 – (a) Arranjo experimental do corpo de prova na prensa (sem forno) (b) arranjo experimental do corpo de prova no interior do forno.....	170
Figura 7.7 - Detalhe dos LVDT's posicionados nas laterais do corpo de prova (a) sem forno (b) com forno.	170
Figura 7.8- Arranjo experimental dos testes de fluência na temperatura de 22°C (a) câmera fotográfica acoplada ao ensaio (b) detalhe posicionamento da câmera e do corpo de prova (c) vista lateral e (d) vista frontal dos testes.	173
Figura 7.9 – Detalhe do arranjo experimental utilizado no ensaio a temperatura de 22°C.	174
Figura 7.10 – Equipamentos <i>Datalogger</i> Agilent e fonte utilizados para aquisição de dados dos LVDT's.....	174
Figura 7.11 - Arranjo experimental do teste de fluência nas temperaturas de 60°C e 100°C (a) vista frontal dos pórticos e dos fornos (b) detalhe do forno.....	176
Figura 7.12 – Ensaio de fluência sob alta temperatura (a) configuração dentro do forno (b) detalhe dos LVDT's para medição da deformação diferida ao longo do tempo. ...	176

Figura 7.13 - Resposta tensão versus deformação à tração do estudo de fluência de corpos de prova de SHCC testados nas temperaturas de 22°C, 60°C e 100°C: (a) curvas representativas e (b) padrão de fissuração representativo de corpos de prova testado nas diferentes temperaturas.....	177
Figura 7.14 - Imagens por MEV de amostras fraturadas de testes à tração na temperatura de (a) 22°C e (b) 100°C.....	179
Figura 7.15–Detalhe de fibra PVA de imagens por MEV de amostras fraturadas de testes à tração na temperatura de (a) 22°C e (b) 100°C.	179
Figura 7.16 – Curva representativa tensão <i>versus</i> deformação da prévia fissuração das amostras até a capacidade de deformação de 0,5% e posterior aplicação de carga imposta aos compósitos no nível de 60% ou 80% da tensão de primeira fissura.	181
Figura 7.17 – Deformação (%) <i>versus</i> tempo de corpos de prova de SHCC inicialmente íntegros (não previamente fissurados) testados à temperatura de 22°C e com nível de tensão imposta de (a) 60% e (b) 80% da tensão de primeira fissura.	182
Figura 7.18 – Fluência específica (%/MPa) <i>versus</i> tempo de corpos de prova de SHCC inicialmente íntegros (não previamente fissurados) testados à temperatura de 22°C e com nível de tensão imposta de (a) 60% e (b) 80% da tensão de primeira fissura.	183
Figura 7.19 – Padrão de fissuração representativas de amostras de SHCC obtidas de teste de fluência aos 70 dias (fim do teste) na temperatura de 22°C de amostras inicialmente íntegras (não previamente fissuradas) no nível de carga imposta de (a) (b) 60% e (c) (d) 80% da tensão de primeira fissura.....	183
Figura 7.20 – Padrão de fissuração representativo de amostras de SHCC testada na condição não previamente fissurada sob cargas constantes de tração (a) a (f) 60% da tensão de primeira fissura (2,20 MPa).....	187
Figura 7.21 – Padrão de fissuração representativo de amostras de SHCC testada na condição não previamente fissurada sob cargas constantes de tração (a) a (g) 80% da tensão de primeira fissura (2,94 MPa).....	188
Figura 7.22 – Densidade de fissuração obtida do ensaio de fluência a temperatura de 22°C após 70 dias sob cargas (a) densidade de fissuras por metro <i>versus</i> deformação (b) densidade de fissuras por metro <i>versus</i> tempo (dias).	189
Figura 7.23 – Espaçamento de fissuras em milímetros (mm) obtidas dos ensaios de fluência sob cargas mantidas durante 70 dias à temperatura de 22°C em dois níveis de cargas 80% e 60% da tensão de primeira fissura de amostras não fissuradas (a) espaçamento de fissura (mm) <i>versus</i> deformação (%) (b) espaçamento de fissura (mm) <i>versus</i> tempo (dias).....	190
Figura 7.24 – Abertura de fissuras obtidas dos ensaios de fluência sob cargas mantidas durante 70 dias à temperatura de 22°C em dois níveis de cargas 80% e 60% da tensão de primeira fissura de amostras não previamente fissuradas (a) média (µm) <i>versus</i> deformação (%) (b) máxima (µm) <i>versus</i> deformação (%).....	190
Figura 7.25 – Deformação (%) <i>versus</i> tempo na temperatura de 22°C de corpos de prova de SHCC nos níveis de tensão de 60% e 80% da tensão de primeira fissura em amostras previamente fissuradas.	191

Figura 7.26 – Fluência específica de corpos de prova de <i>SHCC</i> na condição previamente fissurada nos níveis de tensão de 60% e 80% da tensão de primeira fissura <i>versus</i> tempo.	192
Figura 7.27 – Padrão de fissuração representativas de amostras de <i>SHCC</i> obtidas de teste de fluência antes do início do carregamento e aos fim dos testes aos 70 dias na temperatura de 22°C de amostras previamente fissuradas no nível de carga imposta de (a) antes e (b) 70 dias sob cargas da amostra 1 com nível de carga de 60%, (c) antes e (d) 70 dias sob cargas da amostra 2 com nível de carga de 60%, (e) antes e (f) 70 dias sob cargas da amostra 1 do nível de carga de 80%,(g) antes e (h) 70 dias sob cargas da amostra 2 do nível de carga de 80%.	195
Figura 7.28 – Padrão de fissuração representativo de amostras de <i>SHCC</i> testada na condição previamente fissurada sob cargas constantes de tração (a) a (f) 60% da tensão de primeira fissura (2,20 MPa).	196
Figura 7.29 – Padrão de fissuração representativo de amostras de <i>SHCC</i> testada na condição previamente fissurada sob cargas constantes de tração (a) a (h) 80% da tensão de primeira fissura (2,94 MPa).	198
Figura 7.30 – Padrão de fissuração de corpos de prova previamente fissurados de <i>SHCC</i> obtidos dos ensaios de fluência na temperatura de 22°C em dois níveis de cargas 80% e 60% da tensão de primeira fissura (a) densidade de fissuras (mm) <i>versus</i> deformação (%) (b)) densidade de fissuras (mm) <i>versus</i> tempo (dias) (c) espaçamento de fissura (mm) <i>versus</i> deformação (%) (d) espaçamento de fissura (mm) <i>versus</i> tempo (dias) (e) abertura de fissuras (µm) <i>versus</i> deformação (%) e (f) máxima abertura de fissuras (µm) <i>versus</i> deformação (%).	200
Figura 7.31 – Resultados de fluência à tração de <i>SHCC</i> inicialmente íntegras em termos de deformação (%) <i>versus</i> tempo (dias) a temperatura de (a) 22°C e (b) 100°C.	204
Figura 7.32 – Resultados de fluência à tração de <i>SHCC</i> inicialmente íntegras em termos de fluência específica (%/MPa) <i>versus</i> tempo (dias) a temperatura de (a) 22°C e (b) 100°C.	204
Figura 7.33 – Padrão de fissuração representativo de amostras de <i>SHCC</i> testada na condição não previamente fissurada sob cargas constantes de tração (a) 22°C e (b) 100°C.	205
Figura 7.34 – Resultados de Fluência à tração de <i>SHCC</i> inicialmente previamente fissuradas em termos de deformação (%) <i>versus</i> tempo (dias) nas temperaturas de (a) 22°C (b) 60°C e (c) 100°C.	206
Figura 7.35 – Resultados de Fluência à tração de <i>SHCC</i> previamente fissuradas em termos de fluência específica (%/MPa) <i>versus</i> tempo (dias) a temperatura de (a) 22°C (b) 60°C e (c) 100°C.	207
Figura 7.36 – Padrão de fissuração representativo de amostras de <i>SHCC</i> após prévia fissuração e antes de imposição de cargas contantes na temperatura de 22°C (esquerda) e após o fim dos testes (direita) (a) amostra 1 (b) amostra 2.	209
Figura 7.37 – Padrão de fissuração representativo de amostras de <i>SHCC</i> após prévia fissuração e antes de imposição de cargas contantes na temperatura de 60°C (esquerda) e após o fim dos testes (direita) (a) amostra 1 (b) amostra 2 (c) amostra 3.	209

Figura 7.38 – Padrão de fissuração representativo de amostras de *SHCC* (a) amostra 1 após prévia fissuração (esquerda) e antes de imposição de cargas contantes na temperatura de 100°C (direita) (b) amostra 2 (c) amostra 3..... 210

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Resumo de propriedades mecânicas de compósitos cimentícios <i>SHCC</i> obtidas da literatura.	13
Tabela 2.2 – Resumo do tipo de reforço fibroso do <i>SHCC</i> , o tipo de ensaio mecânico realizado e as temperaturas de exposição obtidas da literatura.	23
Tabela 2.3 – Resumo de algumas propriedades da interface fibra/matriz.....	31
Tabela 3.1 - Composição química, em termos de óxidos, realizada por energiadispersiva de raios – X do cimento Portland CP II F-32 e da cinza volante.	55
Tabela 3.2– Massa específica e área específica dos materiais utilizados.....	56
Tabela 3.3 – Resistência à compressão do cimento Portland.....	59
Tabela 3.4 - Composição (kg/m^3) da matriz e do compósito <i>SHCC</i> reforçado com fibras de PVA.	60
Tabela 3.5 - Propriedades no estado fresco do compósito produzido e da literatura.	62
Tabela 3.6– Resultados experimentais de ensaios de tração direta para o compósito do estudo.....	72
Tabela 3.7 – Resultados do padrão de fissuração dos corpos de prova de <i>SHCC</i>	74
Tabela 3.9 – Resultados experimentais dos ensaios de compressão do compósito.....	76
Tabela 3.10 – Resultados experimentais de ensaios de flexão do compósito <i>SHCC</i>	79
Tabela 4.1 – Resultados médios do diâmetro das fibras de PVA: efeito da exposição à alta temperatura (22°C e 100°C) (desvio padrão entre parênteses).	89
Tabela 4.2 – Resultados médios de tração de fibra PVA na temperatura de 22°C testada em dois diferentes equipamentos (desvio padrão apresentado entre parênteses).....	91
Tabela 4.3 – Resultados médios do efeito da exposição dos corpos de prova a temperatura <i>in situ</i> de 22°C, 60°C e 100°C no comportamento a tração de fibras de PVA (desvio padrão entre parênteses).....	94
Tabela 4.4 – Resultados médios do efeito do nível de umidade relativa do ar (20%, 50% e 95%) no comportamento à tração de fibras de PVA em temperaturas de 22°C, 60°C e 90°C (o desvio padrão entre parênteses).....	97
Tabela 5.1 – Resultados médios do efeito da temperatura <i>in situ</i> no teste de arrancamento de fibra (desvio padrão apresentado entre parênteses).	114
Tabela 5.2 – Influência da temperatura nos resultados de incidência de arrancamento e/ou ruptura de fibras de PVA durante os testes de arrancamento de fibras.	115
Tabela 5.3 – Resultados médios dos ensaios arrancamento de fibra realizados sob diferentes temperaturas e umidades relativas (desvio padrão apresentado entre parênteses).	118
Tabela 5.4 – Influência da temperatura nos resultados de incidência de arrancamento e/ou ruptura de fibras de PVA durante os testes de arrancamento de fibras.	118

Tabela 6.1 - Resultados médios obtidos dos ensaios de tração realizados nas temperaturas <i>in situ</i> de 22°C, 60°C e 100°C (desvio padrão entre parênteses).....	131
Tabela 6.2 - Resultados médios de tenacidade na tração do efeito da exposição dos corpos de prova de SHCC a temperatura <i>in situ</i> (desvio padrão entre parênteses).	135
Tabela 6.3 – Estimativa da densidade, da distância, da espessura e da espessura máxima de fissuras.	142
Tabela 6.4 - Resultados médios do efeito combinado da temperatura e do nível de umidade interna do SHCC no comportamento mecânico a 22°C, 60°C e 90°C (o desvio padrão é dado entre parenteses).....	145
Tabela 6.5 - Resultados médios de tenacidade na tração do efeito da umidade interna dos corpos de prova de SHCC a temperatura <i>in situ</i> de 22°C, 60°C e 90°C (desvio padrão entre parênteses).	147
Tabela 6.6 - Resultados médios de resistência à compressão da matriz e do compósito na idade de 28 dias e da matriz na idade de 56 dias nas condições de umidade de 0% e 95% (desvio padrão entre parênteses).	151
Tabela 6.7 - Resultados médios do efeito da idade no comportamento à tração de corpos de prova de SHCC na temperatura de 22°C (desvio padrão entre parênteses).....	158
Tabela 7.1 - Composição (kg/m ³) do SHCC utilizado no estudo de fluência.	167
Tabela 7.2 - Resultados médios do efeito da exposição dos corpos de prova de SHCC a temperatura <i>in situ</i> no comportamento a tração do SHCC (desvio padrão entre parênteses) do estudo de fluência.	178
Tabela 7.3 – Valores individuais de tensão de primeira fissura de corpos de prova fissurados até 0,50% da capacidade de deformação.....	181
Tabela 7.4 – Densidade de fissuras contadas a partir de amostras representativas de SHCC em condição não previamente fissurada em dois níveis de cargas impostas considerando 80 mm de <i>gauge lenght</i> e por metro em relação a deformação (%) lida durante durante os 70 dias sob cargas de fluência à tração.	189
Tabela 7.5 – Densidade de fissuras contadas a partir de amostras representativas de SHCC em condição prévia de fissuração nos dois níveis de cargas estudados considerando 80 mm de <i>gauge lenght</i> e por metro em relação à deformação (%) durante 70 dias sob cargas de fluência à tração.....	199
Tabela 7.6 - Resultados médios de tensão de tensão de primeira fissura e deformação (%) correspondente para os corpos de prova previamente fissurados para os testes de fluência do SHCC (desvio padrão entre parênteses).	203

1. INTRODUÇÃO

Existem diversas classes de compósitos cimentícios reforçados com fibras, no entanto, uma é objeto principal do presente estudo: os *Strain Hardening Cementitious Composites - SHCC*. Esses compósitos *strain hardening* quando submetidos a esforços de tração exibem comportamento de acréscimo ou estabilização (manutenção) da carga após a formação de primeira fissura enquanto a deformação também aumenta. Esse comportamento também é acompanhado pela formação de múltiplas fissuras de pequena abertura (inferior a 100 μm) que não comprometem a durabilidade sob o ponto de vista de mecanismos de transporte de agentes agressivos. O *SHCC* foi desenvolvido no ano de 1992 por LI e colaboradores (LI e WU, 1992, LI e LEUNG, 1992) e também é conhecido por *Engineered Cementitious Composites - ECC*. Contudo, a partir do ano de 2003, a nomenclatura dos compósitos foi padronizada e o *ECC* passou a ser designado como *SHCC* (NAAMAN e REINHARDT, 2006).

Com volumes de fibras de 2% a 3%, esses compósitos do tipo *SHCC* atingem em média até 5,5% de capacidade de deformação, resistência à tração máxima de 6,5 MPa e resistência à compressão de até 95 MPa (JUN, 2010, ROSSI, 2000, VAN ZIJL, WITTMAN, 2011, NAAMAN, 2011a, NAAMAN, 2011b, SIERRA BELTRAN *et al.*, 2014, NEMATOLLAHI *et al.*, 2014, ŞAHMARAN *et al.*, 2014).

As fibras normalmente utilizadas são de PVA (álcool polivinílico), polietileno, polipropileno (GARCEZ, 2009, MAGALHÃES, *et al.*, 2015) e vegetais (SIERRA BELTRAN, 2011, SIERRA BELTRAN e SCHLANGEN, 2011, SHANG *et al.*, 2014). Na superfície das fibras de PVA é empregado um revestimento (*coating*) com objetivo de reduzir a sua hidrofiliçidade, alterar os parâmetros de interface fibra/matriz, evitar que as fibras desenvolvam uma aderência química muito forte com o cimento e permitir uma alta capacidade de deformação no compósito quando submetido à tração. O adequado ajuste entre a matriz cimentícia e as fibras dispersas faz com que o compósito apresente um comportamento extremamente dúctil na tração direta com capacidade de deformação de 300 a 500 vezes a deformação de um concreto sem reforço, o que pode prolongar a durabilidade, o desempenho e a vida útil em serviço de estruturas e reparos executados com esse material.

Um aspecto interessante é que os materiais em suas aplicações de campo combinam cargas mecânicas e ambientais durante sua vida útil e o seu ciclo de vida. Daí o interesse em investigar o comportamento mecânico do *SHCC* acoplado ao efeito de cargas ambientais de temperatura e de umidade relativa, o qual não foi ainda estudado. Esses fatores ambientais podem mudar o comportamento e as propriedades de materiais, além de reduzir a durabilidade, o desempenho e a vida em serviço de estruturas com materiais cimentícios compósitos, especialmente *SHCC*.

Ressalta-se que os custos com manutenção e reparos em estruturas de concreto com problemas de fissuração e durabilidade são elevados. Do mesmo modo, a incidência de reparos em estruturas por manutenção corretiva são frequentes. Assim, o *SHCC* pode tornar-se uma opção interessante por prolongar a vida útil dessas estruturas, sobretudo em estruturas expostas a temperaturas moderadas devido a climas quentes ou regimes específicos de operação de serviço, como por exemplo, usinas nucleares, usinas hidrelétricas, barragens, dutos para transporte de gases e líquidos e pistas de aeroportos, dentre outras. Como consequência, os custos econômicos, sociais e ambientais de manutenção, reparo e substituição de materiais e componentes estruturais são reduzidos e a eficiência do material acrescida com um maior ciclo de vida.

Nos últimos anos, os compósitos do tipo *SHCC* foram aplicados em vários locais com influência de cargas mecânicas estáticas permanentes (fluência) associadas a cargas ambientais sob influência de temperatura, umidade e agentes agressivos. A exemplo disso em 2003 na cidade de Hiroshima (Japão) foi efetuado reparo em superfície de concreto severamente danificada por fragmentações, fissuras e infiltrações na barragem de Mitaka. Uma camada de 30 mm de espessura de *SHCC* projetado foi aplicada como recuperação sobre uma superfície de 500 m². A Figura 1.1 exibe a barragem e o reparo sendo executado (KOJIMA *et al.*, 2004).

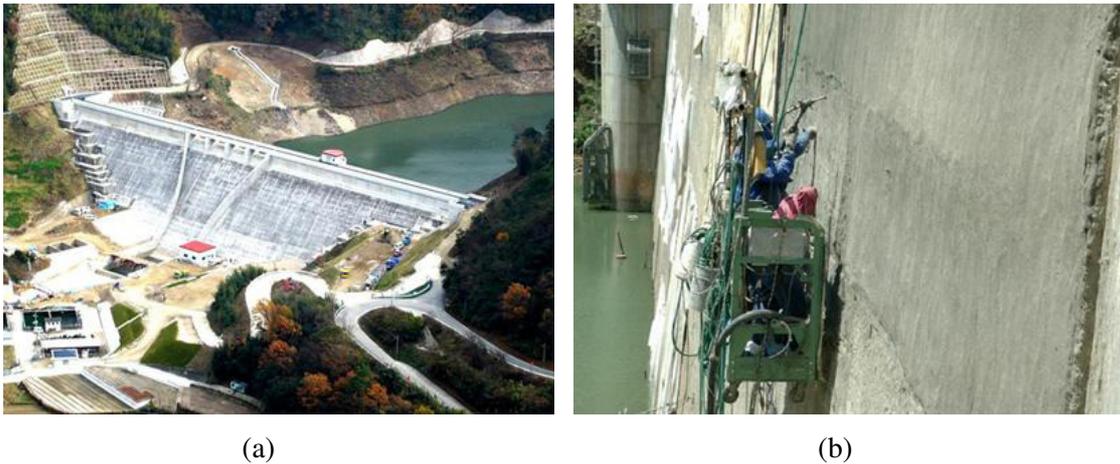


Figura 1.1 - Barragem Mitaka (Japão) (a) visão geral (b) reparo sendo efetuado com uso de *SHCC* projetado (KOJIMA *et al.*, 2004).

Em construções residenciais, o *SHCC* foi utilizado no Edifício *Glorio Roppongi* em Tóquio (Japão). Essa edificação de 95 m de altura foi construída com vigas de ligação de *SHCC* para o sistema de amortecimento anti-sismo devido a sua alta capacidade de absorver energia e de se deformar sob cisalhamento, reduzindo assim os danos por terremoto. Com a mesma finalidade, o edifício *Nabeaure Yokohama Tower* utilizou *SHCC* em seus 41 andares (ECC APPLICATIONS, 2015).

No que se refere a ataques químicos e problemas de abrasão, canais de irrigação de concreto em Shiga (Japão) apresentando deterioração, problemas de exposição de agregados e fissuras foram reparados com *SHCC* projetado (ROKUGO, KUNIEDA e MIYAZATO, 2006). A Figura 1.2 exibe o canal antes e após o reparo.



Figura 1.2 – Canal de irrigação em Shiga/Japão (a) antes do Japão e (b) após o reparo com *SHCC* (ROKUGO, KUNIEDA e MIYAZATO, 2006).

O *SHCC* também foi utilizado na construção de um tabuleiro (*deck*) de ponte estaiada (Figura 1.3a) com 1000 m de comprimento, vão de 340 m, área do deck 20.000 m² e 38 mm de espessura de *SHCC*, em Hokkaido (Japão) , conforme mostra a Figura 1.3 (a).

Em Michigan (Estados Unidos), um outro tabuleiro de ponte foi reparado com *SHCC* tendo 30 m³ de *SHCC* aplicado e 225 mm de espessura de reparo. Após 5 anos de exposição com ciclos de gelo/degelo, as fissuras no *SHCC* apresentaram abertura máxima de 0,05 mm e nenhuma abrasão. Para os reparos em concreto as fissuras apresentaram 2 mm de abertura em dois anos e, em 3 anos, o concreto foi severamente deteriorado e teve que ser substituído (Figuras 1.3b e 1.3c) (LEPECHI e LI, 2006).



(a)



(b)



(c)

Figura 1.3 – Aplicações de *SHCC* (a) tabuleiro da ponte Mihara, em Hokkaido/Japão e (b) (c) reparo do tabuleiro de uma ponte em Michigan/Estados Unidos (LEPECHI e LI, 2006).

Vários pesquisadores estudaram as propriedades físicas e de durabilidade como permeabilidade e absorção de água (LEPECH, LI, 2009; ŞAHMARAN, LI, 2009; ZHANG *et al.*, 2010, WITTMANN *et al.*, 2011, WAGNER, SLOWIK, 2011), de corrosão (KOJIMA *et al.*, 2014, VAN ZIJL, *et al.*, 2014), efeitos de *self-healing* (YUA *et al.*, 2010), comportamento sob ação de gelo/degelo (YUN *et al.*, 2011; ŞAHMARAN *et al.*,2012) e as propriedades mecânicas (LEPECH, LI, 2009, MECHTCHERINE, LIEBOLDT, 2007, JUN, 2010, YU e LEUNG, 2014), as quais são conhecidas no meio técnico científico.

Propriedades dependentes do tempo - fluência à tração e à flexão em temperatura ambiente (BOSHOFF, 2007, BOSHOFF *et al.* 2009a, BOSHOFF *et al.* 2009b, JUN, 2010, BOSHOFF e ADENDORFF, 2013), retração por secagem (SIERRA-BELTRAN *et al.*, 2014, YANG *et al.*, 2007, HUANG *et al.*, 2013, ŞAHMARAN *et al.*, 2015), propriedades mecânicas residuais (após exposição a altas temperaturas) (MECHTCHERINE *et al.*, 2012, WU *et al.*, 2014, MAGALHÃES *et al.*, 2015) e propriedades térmicas do *SHCC* (MAGALHÃES, 2010) também vêm sendo estudadas.

Ao mesmo tempo, compósitos *SHCC* com funções específicas como auto limpante (ZHAO e YANG, 2014), decorativo (IBROVIĆ *et al.*, 2014), pigmentado (YANG *et al.*, 2014) e/ou com materiais especiais como cinzas de biomassa (SIERRA BELTRAN *et al.*, 2014) e com agregados artificiais (WU *et al.*, 2014) estão sendo pesquisados.

Há a lacuna do conhecimento sobre a ação combinada de cargas mecânicas de longa duração (fluência) e altas temperaturas nesses compósitos. Também poucos estudos avaliaram a influência da umidade interna desses materiais fibrosos combinado ao efeito de altas temperaturas nas propriedades mecânicas e de adesão fibra/matriz. O diferenciado desempenho mecânico do *SHCC* e as lacunas do conhecimento apresentadas motivaram a realização dessa pesquisa.

Desta forma, teve-se como objetivo geral avaliar o desempenho mecânico à tração de compósito do tipo *SHCC* reforçado com fibras de PVA sob alta temperatura (100°C, 60°C e 22°C) combinado à ação de graus de umidade/saturação interna (95%, 60%, 22% e 0%). Adicionalmente, o comportamento à tração da fibra de PVA e a interface fibra-matriz foram estudados nas mesmas condições dos compósitos *SHCC*.

Foi objetivo também avaliar a influência de altas temperaturas (100°C, 60°C e 22°C) na deformação por fluência à tração de compósitos *SHCC* em condição inicialmente íntegra (não fissurada) e na condição previamente fissurada ao nível de 0,5% de deformação. A temperatura de 22°C também foi avaliado o efeito do nível de deformação imposta às amostras (80% ou 60% da tensão de primeira fissura).

O presente trabalho está estruturado da seguinte forma:

O capítulo 2 de revisão da literatura apresenta o conceito, o comportamento mecânico do *SHCC*, as propriedades da fibra de PVA, a interface fibra/matriz e compósito *SHCC* sob efeito da temperatura e da umidade. Os efeitos da temperatura, da umidade e as deformações diferidas no tempo do *SHCC* também são apresentados.

O capítulo 3 exhibe a caracterização dos materiais empregados, a produção do compósito *SHCC* e a caracterização mecânica à temperatura de 22°C. Além disso, as configurações experimentais de testes realizados e os resultados de caracterização mecânica à tração, à compressão e à flexão obtida são exibidos.

O capítulo 4 expõe o estudo da influência da temperatura e da umidade relativa do ar nas propriedades mecânicas à tração da fibra de PVA utilizada no compósito. Resultados de análise térmica da fibra também são discutidos.

O capítulo 5 apresenta o estudo da influência da umidade e da temperatura no arrancamento de fibra de PVA da matriz cimentícia de *SHCC*. Os resultados de ensaios nas temperaturas de 22°, 60° e 100°C e o efeito da umidade de 0%, 20%, 50% e 95% são exibidos.

O capítulo 6 apresenta o estudo da influência da umidade e da temperatura no compósito *SHCC*. Os resultados dos testes de tração nas mesmas temperaturas dos testes de arrancamento são expostos, assim como o padrão de fissuração dos corpos de prova.

O capítulo 7 aborda o estudo de fluência à tração no *SHCC*. O programa experimental desse estudo é apresentado: os materiais utilizados e a dosagem do compósito, as configurações experimentais de testes realizados para caracterização do compósito à tração e sob cargas constantes em altas temperaturas. Os resultados de ensaios à tração nas temperaturas de 22°, 60° e 100°C são exibidos. Os resultados da pesquisa, em termos de deformações diferidas com o tempo nas temperaturas de 22°C, 60°C e de 100°C em compósitos não fissurados e previamente fissurados até o nível de 0,5% de deformação em dois níveis de cargas são exibidos.

No Capítulo 8 são apresentadas as conclusões da tese e as sugestões para a continuação da pesquisa.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

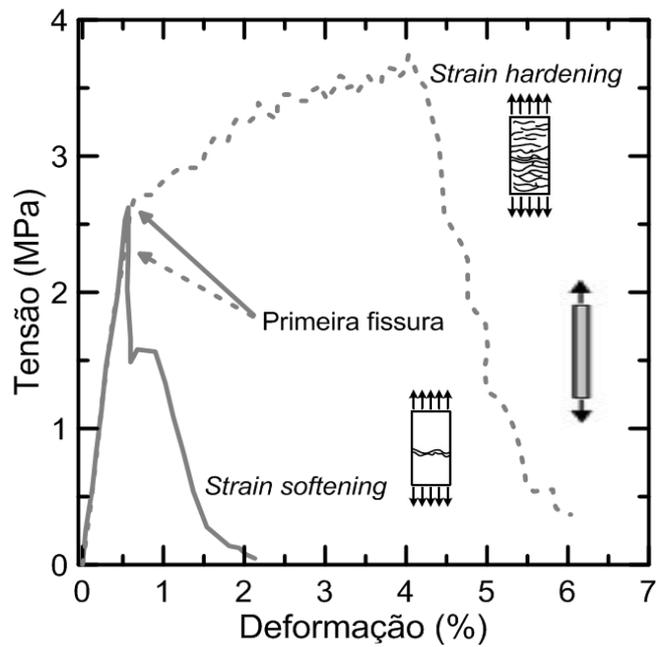
2.1 STRAIN HARDENING CEMENTITIOUS COMPOSITES – SHCC

O comportamento à tração direta de compósitos cimentícios reforçados com fibras (FRCC) pode ser classificado¹, a partir da curva tensão *versus* deformação, de acordo com o desempenho após a formação da primeira fissura, em *strain hardening* e em *strain softening*. Compósitos com comportamento de *strain softening* apresentam *softening* na região pós-fissuração e resistência à tração após primeira fissura (σ_{pc}) inferior à resistência de fissuração (σ_{pc}), conforme apresenta a curva típica de tensão *versus* deformação da Figura 2.1 (a). São caracterizados pela formação e abertura de uma única fissura (NAAMAN e REINHARDT, 2006).

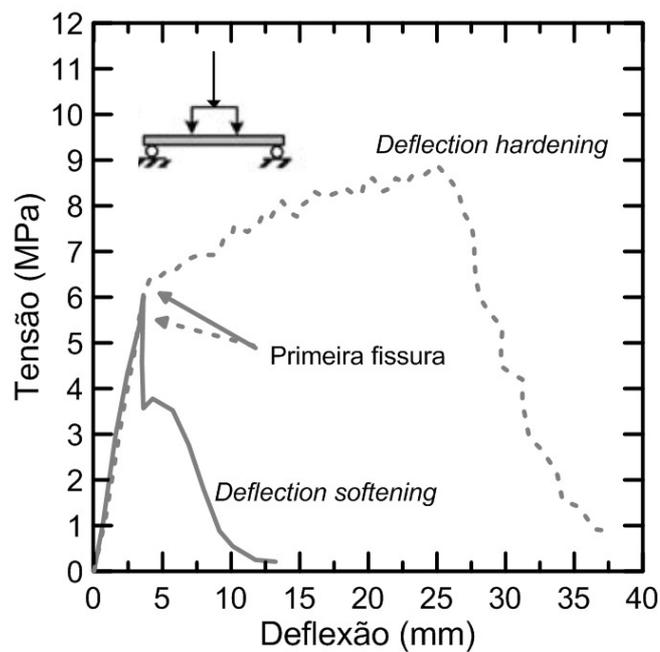
Compósitos *strain hardening* quando submetidos a esforços de tração direta apresentam comportamento de acréscimo ou manutenção da carga após a formação de primeira fissura enquanto a deformação também aumenta. Esse comportamento também é acompanhado pela formação de múltiplas fissuras de pequena abertura (inferior a 100 μm) que não comprometem a durabilidade sob o ponto de vista de mecanismos de transporte de agentes agressivos (NAAMAN e REINHARDT, 2006).

Os compósitos quando submetidos à esforços de tração na flexão podem apresentar comportamento de *deflection hardening* ou de *deflection softening* na curva tensão *versus* deslocamento. Todos os compósitos com comportamento de *strain hardening* apresentam *deflection hardening*. Porém, os compósitos com desempenho *strain softening* podem apresentar comportamento de *deflection hardening* ou de *deflection softening* (NAAMAN e REINHARDT, 2006). A Figura 2.1 (b) apresenta curvas de tensão *versus* deslocamento de compósitos cimentícios reforçados com fibras com comportamentos típicos de *deflection hardening* e de *deflection softening*.

¹ Essa classificação foi definida no ano de 2003 no *Fourth International Workshop on High Performance Fiber Reinforced Cement Composites (HPFRCC-4)*.



(a)



(b)

Figura 2.1 - Curvas tensão *versus* deformação/deslocamento de compósitos cimentícios reforçados com fibras com comportamentos típicos de *hardening* e *softening* à (a) tração direta e à (b) tração na flexão (NAAMAN e REINHARDT, 2006).

No ano de 1992, LI e sua equipe (LI e WU, 1992, LI e LEUNG, 1992) criaram um compósito cimentício com alta ductilidade, elevada capacidade de deformação e características de *hardening*, porém com baixa resistência à tração, o qual foi nomeado

na época de *ECC* (*Engineered Cementitious Composites*). No ano de 2003, a nomenclatura dos compósitos foi modificada com a finalidade de padronizar a terminologia técnica e o *ECC* passou a ser designado como *SHCC* (*Strain Hardening Cementitious Composites*). Desta forma, a partir de 2003, o nome *SHCC* indica não somente o *ECC*, mas todos os compósitos cimentícios com comportamento de *hardening* à tração e que exibem a formação de múltiplas fissuras (NAAMAN e REINHARDT, 2006). Esses compósitos *SHCC* podem ter reforço fibroso polimérico de PVA, polietileno e polipropileno (GARCEZ, 2009, MAGALHÃES, 2010), vegetal (SIERRA BELTRAN, 2011, SIERRA BELTRAN e SCHLANGEN, 2011, SHANG *et al.*, 2014), inorgânico, mineral, dentre outros.

Um aspecto interessante do *SHCC* é a formação de fissuras de pequena espessura (menor que 100 μm) (LEPECH e LI, 2009) sob tensões de tração. Esta pequena abertura de fissuras limita o potencial ingresso de agentes agressivos (íons cloreto, CO_2 e umidade). Diversas pesquisas relacionam a absorção de água, a permeabilidade à água e ao ar, a penetração de íons cloreto com a abertura de fissuras no *SHCC* (PAUL *et al.*, 2014, WANG *et al.*, 2014, KOJIMA *et al.*, 2014, WITTMANN *et al.*, 2011, WAGNER e SLOWIK, 2011, LEPECH e LI, 2009, MECHTCHERINE e LIEBOLDT, 2007).

O desenvolvimento do *SHCC* no ano de 1992 foi baseado em princípios da micromecânica (mecânica da fratura) (AVESTON *et al.*, 1971), o qual por meio de dosagens racionais estabelecem relações entre o comportamento mecânico macroscópico de resistência à tração do compósito e as propriedades da matriz, das fibras e da interface fibra/matriz. Esse modelo micromecânico é descrito na literatura (LI, 1992, LI, 1998, KANDA e LI, 1998, LI, 1992, LI e LEUNG, 1992, LI e WU, 1992, LIN *et al.*, 1999, NAAMAN, 2008).

LI e LEUNG (1992) observaram a validação experimental dos conceitos da micromecânica para *SHCC* com volume teórico crítico de fibras de polietileno de 0,3% e volumes experimentais de fibras de 0,1% e 1,0%. Como resultado, o compósito exibiu comportamento de *hardening* associado ao fenômeno de formação de múltiplas

fissuras com baixo volume de fibras flexíveis (1%), descontínuas e dispersas de forma aleatória na matriz.

Desta forma, com base na micromecânica, compósitos *SHCC* vêm sendo amplamente pesquisados com uma variedade de características e tipos de fibras, além das composições de matrizes cimentícias. Os materiais normalmente utilizados são cimento, cinza volante, agregados miúdos naturais ou artificiais, aditivos superplastificantes e fibras de PVA. No entanto, trabalhos utilizando fibras vegetais de linho e cânhamo (SNOECK *et al.*, 2014) fibras de bambu, rami (*Boehmeria nivea*) e sisal (SHANG *et al.*, 2014), fibras de madeira, inclusive as de pinho (SIERRA BELTRÁN, 2011) estão sendo empregadas em *SHCC* em substituição as fibras poliméricas de PVA, polietileno e polipropileno normalmente utilizadas. No presente trabalho, optou-se pelo uso das fibras de PVA pelo excelente desempenho mecânico à tração no *SHCC*.

Estudos com diversas composições de *SHCC* podem ser encontrados na literatura. Nesses estudos são avaliados, por exemplo, a influência da dimensão do agregado miúdo (MAGALHÃES, 2010), a influência da quantidade de cinza volante para melhor otimização e desempenho mecânico e/ou durabilidade (MAGALHÃES, 2010, YU e LEUNG, 2014). Há também compósitos *SHCC* com adição de cinza de biomassa (SIERRA BELTRAN *et al.*, 2014), com agregados de baixa massa específica, com agregados artificiais (WU *et al.*, 2014), com pigmentos coloridos (YANG *et al.*, 2011), com partículas de TiO_2 (ZHAO e YANG, 2014), dentre outros.

Em relação às propriedades de interface fibra de PVA-matriz, LI *et al.* (2002) observaram o efeito do teor de revestimento (*coating*) de fibras nas propriedades de resistência à tração do *SHCC*. As porcentagens estudadas foram 1,2%, 0,8%, 0,5%, 0,3% e 0% (não tratadas) e representam a massa de óleo do revestimento em relação à massa de fibras. Como conclusão, eles notaram que, com a redução do teor de revestimento, houve redução da capacidade de deformação e aumento nos valores de tensão de primeira e última fissura. Desta forma, a capacidade de deformação reduziu de 4,9% para 1,0%, as tensões de primeira fissura e última fissura aumentaram de 2,9 MPa para 3,1 MPa e 4,1 MPa para 4,9 MPa, respectivamente. Também houve

alteração na formação de fissuras: com a redução do revestimento das fibras de 1,2% para 0%, o número de fissuras formadas foi menor e a abertura de fissuras reduziu de 88 μm para 43 μm e o espaçamento aumentou de 2,8 μm para 27 μm .

A literatura apresenta que as propriedades mecânicas de compósitos *SHCC* exibem variabilidade e dependem de vários parâmetros de teste (taxa de deformação, precisão da instrumentação, condições de teste), da amostra (tipo, dimensão e geometria) e do próprio *SHCC* (tipo e teor de fibras empregado, condições de moldagem, tipo de cura, composição da mistura, idade de teste, dentre outros).

Estudos indicam que há efeito escala para compósitos *SHCC* reforçados com fibras poliméricas (STANG, 2003, CHANDRANGSU, NAAMAN, 2003, KANAKUBO *et al.*, 2005, MECHTCHERINE, SHULZE, 2005, NAAMAN, REINHARDT, 2006, SPASOJEVIC *et al.*, 2008, REINECK, FRETTLOHR, 2010, ASANO *et al.*, 2010, JUN, 2010). Resultados contrários foram apresentados por LI *et al.* (1998) e LI e LEPECH (2003, 2004). MECHTCHERINE (2007) ressalta que o efeito escala no *SHCC* pode ser resultado da orientação das fibras que, por sua vez, depende da dimensão e da inclinação dos moldes durante o processo de moldagem.

A taxa de deformação aplicada em testes mecânicos pode influenciar no desempenho de compósitos, inclusive no *SHCC*. A literatura apresenta taxas de deformação utilizadas variando de $2 \cdot 10^{-6} \text{ s}^{-1}$ a 50 s^{-1} e, segundo alguns autores, com o acréscimo da taxa de deformação, ocorre aumento da resistência à tração e redução da ductilidade e da capacidade de deformação (YANG, LI, 2005, MAALEJ *et al.*, 2005, DOUGLAS, BILLINGTON, 2005, MECHTCHERINE *et al.*, 2011b, 2011c, 2012, YANG, LI, 2012). Resultados contrários foram apresentados em BOSHOFF *et al.* (2007b), cujos autores consideraram que a tensão e a deformação máximas do material praticamente não foram alteradas pela variação da taxa de deformação. MECHTCHERINE *et al.* (2011c) evidenciaram que o modo de fratura do *SHCC* testado foi influenciado pela taxa de deformação: com o aumento da taxa, uma menor quantidade de fissuras foi formada no corpo de prova. Por isso, a taxa de deformação aplicada no presente estudo foi bem controlada.

A Tabela 2.1 apresenta valores de referência de algumas propriedades mecânicas de compósitos *SHCC* reforçados com fibras de PVA, de polietileno e de polipropileno na resistência à tração direta, à compressão e à tração na flexão.

Tabela 2.1 – Resumo de propriedades mecânicas de compósitos cimentícios *SHCC* obtidas da literatura.

Autor/ propriedade	Fibras		Tração direta valores de primeira fissura e máximos pós-fissuração				Compressão		Tração na Flexão		E (GPa)
	%	Tipo	σ_1^a (MPa)	ϵ_1^a (%)	σ_{max} (MPa)	ϵ_{max} (%)	σ_{com} (MPa)	ϵ_{com} (μ E)	σ_{flex} (MPa)	ϵ_{flex} (mm)	
LI (1998)	2,0	PE	2,5	0,021	4,6	5,6	55	0,48	25	-	-
ZHANG e LI (2002)	2,0	PVA	-	-	-	-	-	-	14	2,24	-
LEPECH e LI (2004)	1,0	PVA	-	-	5,0	0,5	50 e 65	-	-	-	-
	1,5		-	-	6,7	3,0		-	-	-	-
	2,0		-	-	5,5	5,5		-	-	-	-
MECHTCHERI NE e SCHULZE (2005)	2,2	PVA	2,5	-	3,2	4,0	30	-	15	2,81	16
KANAKUBO <i>et al.</i> (2007)	1,9	PVA	3,7	0,021	5,0	2,3	-	-	-	-	-
FISCHER e LI (2007)	-	PE	-	-	-	-	80	0,6	-	-	-
	-	PVA	-	-	-	-	50	0,2	-	-	-
JSC (2008)	2,0	PVA	3,3	-	5,0	5,1	34,3	-	-	-	-
LEPECH e LI (2008)	2,0	PVA	-	-	6,5	2,5	-	-	-	-	-
GARCEZ (2009)	2,0	PP	-	-	2,1	5,0	29	-	6,2	8,0	19
ASANO <i>et al.</i> (2010)	1,5	PVA	-	-	-	-	56,1	-	-	-	19
	2,0		-	-	-	-	46,1	-	-	-	16
MAGALHÃES (2010)	2,0	PVA	2,1	0,015	2,9	3,0	36	-	10,2	24,2	19
JUN e MECHTCHERI NE (2010)	2,2	PVA	3,6	-	4,7	2,5	33,7	0,7	-	-	-
ŞAHMARAN <i>et al.</i> (2011)	2,0	PVA	-	-	4,8	3,02	52,4	-	-	-	-

σ_1^a (MPa) e ϵ_1^a (%) = tensão de primeira fissura e deformação correspondente.

σ_{max} (MPa) e ϵ_{max} (%) = tensão máxima após primeira – fissura e deformação correspondente.

σ_{com} (MPa) e ϵ_{com} (μ E) = resistência à compressão e deformação de pico correspondente.

σ_{flex} (MPa) e ϵ_{flex} (%) = tensão máxima de deflexão e deformação correspondente.

E (GPa) é o módulo de elasticidade.

Para *SHCC* reforçado com fibras poliméricas, valores de 6,2 MPa a 15 MPa e de 2,24 mm a 24,20 mm foram obtidos para resistência à tração na flexão e deflexão, respectivamente, a partir da Tabela 2.1. Valores entre 30 MPa e 66 MPa, de 0,2% e

0,7% e de 16 GPa e 19 GPa foram apresentados para resistência à compressão, deformação de pico e módulo de elasticidade, respectivamente. Para testes de resistência à tração direta, os valores de tensão de primeira fissura variaram entre 2,5 MPa e 3,6 MPa e de deformação correspondente entre 0,015% e 0,021%. A tensão máxima e a capacidade de deformação apresentaram valores de 2,9 MPa a 6,7 MPa e de 0,5% a 5,1% com comportamento de *strain hardening* e formação de múltiplas fissuras.

As diferenças no comportamento mecânico à flexão, à compressão e à tração do *SHCC* reforçado com fibras poliméricas evidenciam que a otimização dos constituintes dos compósitos tem relação direta com os conceitos micromecânicos descritos nessa seção, além de fatores de ensaio e da amostra.

2.2 INFLUÊNCIA DA TEMPERATURA NO COMPORTAMENTO MECÂNICO DE *SHCC*

Materiais cimentícios quando expostos a gradientes de cargas térmicas ou quando expostos a altas temperaturas podem apresentar deformações e modificações em suas propriedades químicas, físicas e mecânicas influenciando sua durabilidade e seu desempenho.

A exposição de materiais cimentícios a elevadas temperaturas pode ocasionar alterações de volume associadas à perda de água. Essas alterações de volume resultam em tensões internas, microfissuração e fraturas. Dependendo da taxa de aquecimento e das condições de limite higrotérmico, a rápida exposição a altas temperaturas com alta pressão pode conduzir a lascamento do material cimentício. Altas temperaturas podem causar alterações químicas e microestruturais, isto é, migração de água (difusão, secagem, retração, aumento de desidratação), incompatibilidade térmica na interface fibra-matriz e decomposição química na pasta de cimento endurecida e nos agregados). Em geral, todas essas alterações reduzem a resistência e a tenacidade e aumentam a irreversibilidade da deformação e do dano (ZHANG, 2011).

A consequência da alta temperatura sobre a matriz cimentícia também depende de seu grau de hidratação e da sua condição de umidade. Se houver grande quantidade de água evaporável com taxa de aquecimento alta e permeabilidade baixa podem ocorrer danos sob a forma de fragmentação superficial (lascamento). Essa fragmentação ocorre quando a pressão do vapor de água dentro do material aumenta a uma taxa maior que o alívio de pressão do vapor para a atmosfera (MEHTA e MONTEIRO, 2014).

A deformação associada a mudança de temperatura depende do coeficiente de expansão térmica do material e da magnitude do acréscimo ou redução da temperatura. Exceto sob condições extremas de temperatura, estruturas comuns de concreto sofrem pouco ou nenhum dano com modificações na temperatura do ambiente (MEHTA e MONTEIRO, 2014).

Estudos registram que o *SHCC* é bastante sensível à exposição de moderadas e altas temperaturas tanto residuais quanto *in situ*. Contudo, os testes residuais representam uma condição menos severa do que os testes realizados com temperatura *in situ*. No momento, apenas alguns estudos foram desenvolvidos considerando o efeito *in situ* da temperatura nas propriedades mecânicas do *SHCC* reforçados com fibras de poliméricas, especificamente o PVA.

Pesquisas de MECHTCHERINE *et al.* (2012) avaliaram o desempenho à tração de *SHCC* reforçado com fibras de PVA submetidos a temperaturas *in situ* de 22°C a 150°C. Os resultados indicaram formação de múltiplas fissuras e pronunciada ductilidade entre 22°C e 100°C. E a 150°C o compósito perdeu sua ductilidade. As tensões máxima e de primeira fissura gradualmente foram reduzidas em 49% e 59% com o aumento da temperatura de 22°C para 100°C. A capacidade de deformação aumentou em 37% com o acréscimo da temperatura até 100°C e a 150°C teve seu valor reduzido em 96%. Eles comentaram que provavelmente alterações físicas e químicas no revestimento (*coating*) das fibras de PVA foram os responsáveis pela modificação do comportamento mecânico do compósito exposto a essas altas temperaturas. Os mesmos autores também efetuaram testes residuais nas mesmas temperaturas e observaram a mesma tendência de comportamento, exceto pela capacidade de

deformação que foi reduzida em 46% com o mesmo aumento da temperatura de 22°C para 100°C. Os autores justificaram este comportamento com a densificação da interface fibra/matriz devido ao processo de hidratação do cimento e danos no revestimento das fibras. A presente tese avançará com contribuições ao estudo da interface fibra-matriz e da tração de fibra de PVA para a compreensão dos mecanismos de deterioração do *SHCC* em alta temperatura *in situ* (até 100°C).

MAGALHÃES *et al.* (2009) analisaram a resistência residual à tração de *SHCC* reforçado com fibras de PVA após exposição a temperaturas de 120°C e 150°C, comparativamente ao *SHCC* não aquecido (temperatura de 22°C). Todos os compósitos apresentaram comportamento de formação de múltiplas fissuras. A tensão de primeira fissura variou de 2,12 MPa a 2,04 MPa para testes realizados a 22°C e após 145°C. Após 150°C houve redução de 10% da resistência à tração e de 53% na capacidade de deformação última, os quais apresentaram respectivos valores de 2,61 MPa e de 1,40%. Após esta temperatura ocorrem danos na fibra. À temperatura de 120°C, a resistência à tração teve acréscimo de 4% em relação ao valor de resistência à temperatura ambiente. Os autores atribuíram este ganho à provável re-hidratação das partículas de cinza volante e hidróxido de cálcio sob altas temperaturas.

WU *et al.* (2014) pesquisaram a resistência à tração residual de diferentes composições de *SHCC* reforçados com fibras de PVA após exposição a temperaturas de até 200°C durante duas horas. O primeiro *SHCC* foi produzido com areia de quartzo e sua capacidade de deformação foi consideravelmente reduzida quando as amostras foram expostas a temperaturas acima de 50°C, enquanto a resistência à tração teve acréscimo. Por exemplo, a capacidade de deformação reduziu de 5,75%, 1,75% e 0,40% e a resistência à tração variou entre 4,75 MPa, 4,5 MPa e 3,25 MPa com a alteração das correspondentes temperaturas de 22°C, 100°C e 200°C. Outro segundo *SHCC* foi produzido com areia de rio e a capacidade de deformação reduziu de 2,1% para 1,6% e 1,1% e a resistência à tração variou 4,2 MPa, 4,0 MPa, 4,5 MPa com a alteração da temperatura de 22°C para 100°C e 200°C. De forma geral, a capacidade de deformação foi reduzida com o aumento da temperatura residual de exposição para os dois tipos de *SHCC* e os autores explicaram este fenômeno a danos progressivos na fibra de PVA com o aumento da temperatura. Comparativamente, entre os *SHCC*'s, eles atribuíram a

diferença na redução da capacidade de deformação do *SHCC* 2 comparativamente a do *SHCC* 1 ao coeficiente de dilatação térmica (α) da areia de quartzo ser significativamente superior ao coeficiente da areia de rio. Por outro lado, as tensões de primeira fissura e última foram acrescidas com o aumento da temperatura e os autores justificaram parte desse aumento pela hidratação do cimento com a alta temperatura. Os autores observaram que a composição do *SHCC*, isto é, o tipo de areia (leito de rio-natural ou areia de quartzo) influenciam significativamente no seu comportamento mecânico residual após altas temperaturas.

MAGALHÃES *et al.* (2015) estudaram as resistências residuais à tração de *SHCC* reforçado com fibras de PVA após exposição a temperaturas de até 250°C. Os autores notaram uma mudança gradual no comportamento tensão *versus* deformação do compósito com a exposição a altas temperaturas. Os valores de tensão de primeira fissura aumentaram levemente (acréscimo máximo de 5,4% para a temperatura de exposição de 250°C, a qual correspondeu a 2,23 MPa) enquanto que os valores de tensão e deformação máximos dos compósitos, no geral, diminuiram gradualmente com o aumento da temperatura de exposição das amostras. Por exemplo, para resistência à tração ocorreram reduções de 9,0 %, 9,0 % e 68,3% com a alteração da temperatura de 22°C para 110°C, de 22°C para 145°C e de 22°C para 250°C. Porém, de 22°C para 90°C, houve aumento de 3,8% na resistência à tração. A temperatura afetou fortemente a capacidade de deformação dos compósitos, principalmente para a temperatura de 250°C quando a fibra de PVA perdeu a sua capacidade de reforço em 91,9%, devido ao processo de fusão da fibra com a alteração de 22°C para 250°C. De 22°C para 90°C houve aumento de 2,3% e de 22°C para 110°C ocorreu redução de 53,02% na capacidade de deformação. Estas reduções podem ser explicadas por modificações ocorridas tanto na estrutura da fibra quanto da matriz, o que pode ter afetado as características da interface fibra-matriz e, conseqüentemente, a aderência fibra-matriz.

MAGALHÃES *et al.* (2015) no mesmo estudo também notou que o módulo de elasticidade foi reduzido em aproximadamente 10%, 14% e 14% para as temperaturas de 90°C, 110°C e 145°C e para 250°C a redução foi de 37,8%. Esta redução do módulo de elasticidade no compósito para a temperatura de 250°C está associada

principalmente ao processo de fusão e de decomposição da fibra de PVA que se inicia a partir dos 220°C.

Testes de resistência residual à tração de *SHCC* com o objetivo de avaliar seu desempenho acelerado após exposição a ambientes quentes e úmidos foram conduzidos por LI *et al.* (2004). Os testes foram realizados por imersão dos corpos de prova em água na temperatura de 60°C durante 0, 4, 13 e 26 semanas. A exposição por 26 semanas equivalem a mais de 70 anos de exposição ao ar livre no Japão. Como resultado, houve aumento nos valores da tensão de primeira fissura e de tensão última com o aumento do tempo de exposição em água quente. Por exemplo, a média da tensão de primeira fissura alterou de 4 MPa para 5 MPa, aproximadamente, para *SHCC* sem e com exposição de 26 semanas em água quente, correspondendo a um aumento de 25%. Para a tensão última, houve aumento de 18% após 26 ciclos de imersão. Na capacidade de deformação houve grande dispersão nos resultados. Houve tendência de redução de 0 para 4 semanas e 13 para 26 semanas, as quais corresponderam aos respectivos valores de 4,5% para 3,2% e de 4,1% para 2,7%. Os autores acreditam que possivelmente o ambiente quente e úmido favoreceu à formação do hidróxido de cálcio na interface fibra-matriz, o que aumentou a aderência e reduziu a ductilidade do compósito com o tempo de exposição. O aumento da resistência da matriz com o aumento do número de ciclos de imersão em água quente também pode ter alterado a ductilidade do compósito. Contudo, mesmo após 26 semanas, o compósito ainda permaneceu com 2,7% de capacidade de deformação. Por esta razão, os autores acreditam que o *SHCC* reforçado com fibras de PVA é apropriado para ambientes quentes e úmidos, onde se requer uma durabilidade estrutural mecânica a longo prazo.

Em baixas temperaturas, a investigação de YUN *et al.* (2011) analisou o comportamento à tração residual em corpos de prova cilíndricos de *SHCC* reforçados com fibras de PVA após 0, 100 e 200 ciclos de temperatura variando entre 4°C e 18°C. A resistência à tração máxima só foi alterada após 200 ciclos e apresentou acréscimo de 3%, o qual foi 1,70 MPa. A deformação correspondente à tensão máxima apresentou pequena redução de 0,18% para 0,16% e 0,02% com os respectivos números de ciclos de 0, 100 e 200 ciclos. Contudo, a tenacidade, a qual foi calculada

na curva tensão *versus* deformação até 1%, apresentou aumento de $11,6 \text{ J/m}^3 \times 10^3$ para $13,2 \text{ J/m}^3 \times 10^3$ de 0 para 100 ciclos e redução para $11 \text{ J/m}^3 \times 10^3$ para 200 ciclos. Os autores atribuíram essas as alterações na tensão e na deformação máximas à possível hidratação adicional das matrizes com os ciclos de temperatura, o que alterou as propriedades de interface fibra-matriz.

Ainda em baixas temperaturas, YUN *et al.* (2011) também avaliaram o comportamento à tração de *SHCC* reforçado com 2% de fibras de PVA e 1,5 % de fibras de polietileno antes e após 100 e 200 ciclos de gelo/degelo com duração de 3 horas em temperaturas variando de -8°C a 4°C . Para o *SHCC* com fibras de PVA, a tensão e a deformação máximos apresentaram valores de 1,65 MPa, 1,64 MPa e 1,70 MPa e 0,18%, 0,16% e 0,02% para 0, 100 e 200 ciclos, respectivamente. Para os compósitos com fibras de polietileno, os valores máximos de tensão e deformação foram de 1,62 MPa, 1,75 MPa e 1,92 MPa e 0,40%, 0,34% e 0,21% para os respectivos 0, 100 e 200 ciclos. Os autores comentaram que durante os ciclos de gelo/degelo alguma hidratação retardada das matrizes do *SHCC* pode ter sido ocasionada, o que pode modificar propriedades de interface fibra/matriz e, portanto, as propriedades mecânicas. A ação do gelo/degelo nos 200 ciclos aumentou a resistência à tração e reduziu a capacidade de deformação.

O comportamento à flexão sob alta temperatura foi investigado por TAN e ZHOU (2007). Eles pesquisaram o desempenho residual de *SHCC* reforçados com volume de fibras de polipropileno de 0,25% e 0,50% após exposição a temperaturas de 500°C , 600°C , 800°C e 1010°C . Eles concluíram que as resistências últimas foram menores com o aumento da temperatura imposta e que, quando sujeitos a temperaturas elevadas, os compósitos com fibras de polipropileno tiveram desempenho similar a matriz sem fibras. As fibras de polipropileno se desintegraram nas elevadas temperaturas e perderam sua eficiência.

Em menores temperaturas (22°C e 100°C), ÇAVDAR (2012) avaliou compósitos cimentícios reforçados com 2,0% de fibras de PVA quanto ao desempenho residual à flexão. As amostras foram submetidas à temperatura de 100°C durante 24 h e então testadas. Como resultado, a resistência à flexão aumentou de 11,94 MPa para

18,80 MPa e a deflexão diminuiu de 0,46 mm para 0,38 mm, com o aumento da temperatura de 21°C para 100°C. Provavelmente a temperatura promoveu hidratação dos grãos de cimento anidros e isto aumentou a rigidez do compósito.

A temperaturas de gelo-degelo, ŞAHMARAN *et al.* (2012) investigaram o comportamento à flexão residual de dois tipos de *SHCC* reforçado com fibras de PVA após 300 ciclos de gelo-degelo. Houve redução na deflexão de 6,01% e 18,8% e na resistência a flexão de 15,2% e 25,7% após os 300 ciclos para os dois tipos de *SHCC*. A máxima abertura de fissuras variou de 61 µm para 70 µm e 44 µm para 78 µm após os ciclos. Os autores atribuíram essa redução no desempenho a flexão e o aumento na espessura das fissuras aos efeitos de danos na interface fibra/matriz e à microfissuração da matriz após os 300 ciclos de gelo-degelo.

MAGALHÃES *et al.* (2015) avaliaram as resistências residuais à flexão de *SHCC* reforçado com fibras de PVA após temperaturas de até 250°C. Os valores de tensão de primeira fissura aumentaram em 51,1%, enquanto os valores de tensão e deslocamento pós fissuração dos compósitos diminuíram em 44% e 94%, respectivamente, com o aumento da temperatura de 22°C para 250°C. A redução da capacidade de deflexão do compósito na flexão é bastante similar ao observado na tração direta, sendo o comportamento pós-fissuração do compósito governado pela integridade da fibra e pelas características da interface fibra-matriz.

A influência da temperatura no comportamento à compressão residual de *SHCC* foi estudado por ŞAHMARAN *et al.* (2011). Os autores estudaram as propriedades do *SHCC* reforçado com fibras de PVA após exposição em altas temperaturas (200°C, 400°C, 600°C e 800°C) durante 1 hora. Até 400°C não houve fragmentação e o *SHCC* perdeu 5% e 15% de sua resistência por microfissuração interna e aumento de porosidade por fusão das fibras. De 400°C a 600°C, o *SHCC* reduziu 53% e 64% da resistência original e houve fragmentação explosiva com severa fissuração. A partir de 600°C, os danos e a fissuração do compósito foram muito severos e a resistência não pode ser avaliada. A porosidade foi medida por intrusão de mercúrio e apresentou aumento do diâmetro médio dos poros e da porosidade total intrudada com o aumento da temperatura.

ÇAVDAR (2012) também realizou testes de resistência à compressão residual em argamassas cimentícias reforçadas com 2,0% de fibras de PVA a 21°C e após a temperatura de 100°C durante 24 h. Como resultado, a resistência à compressão foi reduzida de 47 MPa para 39 MPa com o aumento da temperatura. Provavelmente a temperatura promoveu evaporação de água e isso afetou a resistência.

YU *et al.* (2014) também realizaram um estudo sobre a compressão residual do *SHCC* após exposição a temperaturas de 100°C, 200°C, 400°C, 600°C e 800°C, comparativamente a corpos de prova não aquecidos em regimes de resfriamento ao ar. Como esperado, as altas temperaturas influenciaram significativamente na resistência à compressão residual do *SHCC*. Para *SHCC* resfriados ao ar, até 200°C, a resistência aumentou com o aumento da temperatura: a 100°C em 20% e a 200°C em 32%. Da mesma forma, a tenacidade foi aumentada em 5 e 12% nas mesmas temperaturas. Isso deve ser parcialmente devido à evaporação de água livre, a qual conduz ao aumento das forças de Van der Waals como resultado do movimento de aproximação das camadas camadas de gel de cimento umas em relação às outras. Além disso, partículas de cinza volante não hidratadas podem ter reagido com o hidróxido de cálcio, formando C-S-H. Desta forma, mesmo com a microfissuração, o efeito da alta temperatura até 200°C foi positivo. Por outro lado, acima de 200°C, houve comportamento contrário, com redução da resistência em 6%, 32% e 61% para as correspondentes temperaturas de 400°C, 600°C e 800°C. Similarmente, a tenacidade reduziu 20%, 58%, 73% nas mesmas temperaturas. Com o aumento da temperatura, houve maior decomposição dos hidratos como a tobermorita (gel). SHANG e LU (2014) também apresentaram concordância com esse comportamento residual do *SHCC* até 200°C.

A influência da temperatura no comportamento à compressão também foi estudado por ERDEM (2014). O autor avaliou a resistência à compressão residual de *SHCC* reforçado com fibras de PVA após exposição a temperaturas de até 800°C. Os resultados indicaram que a resistência à compressão e a tenacidade foram reduzidas com o aumento da temperatura de exposição. Houve redução de 15% e 70% na resistência à compressão após exposição a temperaturas de 200°C e 800°C. Os autores justificaram esta alteração com o aumento da porosidade, confirmada por porosimetria por intrusão de mercúrio. Houve acréscimo na porosimetria por intrusão em 7,3%,

10,9%, 40,9% e 80,2% nos corpos de prova cilíndricos expostos à 200°C, 400°C, 600°C e 800°C em relação aos não expostos à temperatura. A distribuição do volume de poros também foi calculada. Para o *SHCC* não aquecido, o volume de microporos (entre 7,5 e 125 nm – poros de gel + transição + capilar) somaram 77,9%. Com a exposição do *SHCC* a temperaturas de 200°C, 400°C, 600°C e 800°C houve redução desses microporos, o qual totalizaram 56,8%, 57,1%, 54,4% and 45,4%, respectivamente. Quando o volume de microporos é reduzido, o volume dos macroporos (maiores que 125 nm) aumenta significativamente. Como exemplo, esse volume a 22°C foi de 22,1%, para 200°C de 43,2% e para 800°C 54,5%. Não houve comportamento explosivo e os autores atribuíram isto a fusão das fibras de PVA a 200°C, o qual promoveram uma porosidade adicional e permitiu saída do vapor de água.

Em relação ao comportamento da matriz de *SHCC* (sem fibras) sob alta temperatura, MAGALHÃES (2010) avaliou as propriedades mecânicas de resistência à tração na flexão e resistência à compressão e as propriedades físicas residuais após temperaturas de 90°C a 220°C. Como resultado, os valores de tensão de pico e de deflexão aumentaram em 109% e 145%, enquanto os de resistência à compressão e de deformação de pico aumentaram em 64% e 27%, respectivamente, com o acréscimo da temperatura de 22°C para 250°C. O módulo de elasticidade reduziu em 22% para a mesma variação de temperatura. O autor concluiu que a matriz foi densificada pela exposição a alta temperatura. Em adição, até 110°C não foi observada mudança significativa nas propriedades físicas residuais (absorção de água, massa específica e porosidade total) da matriz de *SHCC*. Entre 110°C e 250°C a porosidade e a absorção de água aumentam aproximadamente 60% e 75% e a massa específica reduz quase 9%. Esses resultados residuais de matriz de *SHCC* têm semelhanças com os resultados residuais do compósito nas mesmas temperaturas.

A Tabela 2.2 apresenta um resumo da literatura do tipo de reforço fibroso do *SHCC*, o tipo de ensaio mecânico realizado e as temperaturas de exposição.

Tabela 2.2 – Resumo do tipo de reforço fibroso do *SHCC*, o tipo de ensaio mecânico realizado e as temperaturas de exposição obtidas da literatura.

Autor	Tipo de compósito/fibra	Tipo de ensaio/ condição	Temperaturas de exposição
MECHTCHERINE <i>et al.</i> (2012)	<i>SHCC/PVA</i>	Tração <i>in situ</i>	22°C, 60°C, 100°C e 150°C
WU <i>et al.</i> (2014)	<i>SHCC/PVA</i>	Tração residual	22°C, 50°C, 100°C, 150°C e 200°C
MECHTCHERINE <i>et al.</i> (2012)	<i>SHCC/PVA</i>		22°C, 60°C, 100°C e 150°C
MAGALHÃES <i>et al.</i> (2009)	<i>SHCC/PVA</i>		120°C e 150°C
MAGALHÃES <i>et al.</i> (2010) e (2015)	<i>SHCC/PVA</i>		22°C, 90°C, 110°C, 145°C, 190°C e 250 °C
YUN <i>et al.</i> (2011)	<i>SHCC/PVA/polietileno</i>	Tração residual	100 e 200 ciclos de -8°C a 4°C
MAGALHÃES <i>et al.</i> (2015)	<i>SHCC/PVA</i>	Flexão residual	22°C, 90°C, 110°C, 145°C, 190°C e 250 °C
TAN e ZHOU (2007)	<i>SHCC/PP</i>		500°C, 600°C, 800°C 1010°C
ÇAVDAR (2012)	<i>SHCC/PVA</i>		100°C
ŞAHMARAN <i>et al.</i> (2012)	<i>SHCC/PVA</i>	Flexão residual	300 ciclos de gelo e degelo
MAGALHÃES <i>et al.</i> (2009)	<i>SHCC/PVA</i>	Compressão residual	120°C e 150°C
MAGALHÃES <i>et al.</i> (2010) e (2015)	<i>SHCC/PVA</i>	Compressão residual	22°C, 90°C, 110°C, 145°C, 190°C e 250 °C
ÇAVDAR (2012)	Argamassa/PVA	Compressão residual	100°C
YU <i>et al.</i> (2014)	<i>SHCC/PVA</i>	Compressão residual	100°C, 200°C, 400°C, 600°C e 800°
ŞAHMARAN <i>et al.</i> (2011)	<i>SHCC/PVA</i>		200°C, 400°C, 600°C e 800°
ERDEM (2014)	<i>SHCC/PVA</i>		200°C, 400°C, 600°C e 800°

A literatura relata a nítida influência da exposição de moderadas e altas temperaturas no comportamento mecânico do *SHCC*, sobretudo no desempenho à tração. As propriedades do compósito são alteradas em testes com temperaturas residuais, mas especialmente em testes com temperaturas *in situ*. Nesse sentido, poucos trabalhos foram publicados com temperaturas *in situ* e os fenômenos de deterioração do compósito ainda não são plenamente entendidos. Assim, a presente tese avança com

contribuições nos mecanismos do efeito da alta temperatura acoplado ao comportamento mecânico do *SHCC*, tentando mapear a interveniência da fibra, da matriz e na interface fibra-matriz.

2.3 INFLUÊNCIA DA UMIDADE NO COMPORTAMENTO MECÂNICO DE *SHCC*

A ação da umidade impõe deformações em materiais cimentícios. Estudos indicam que o grau de umidade interna da amostra pode influenciar seu desempenho mecânico. Algumas amostras observadas na literatura parecem indicar uma tendência de acréscimo das propriedades mecânicas com a redução do nível de umidade nas amostras de materiais cimentícios. A exemplo disso, pesquisas avaliando o efeito do grau de umidade interna do concreto sem fibras na resistência à tração foram conduzidas por SHOUKRY *et al.* (2011). Da mesma forma, LAU e ANSON (2006) também investigaram o efeito do nível de umidade interna na resistência à compressão após exposição a temperaturas de até 1200°C em concreto fibroso (1% de fibras metálicas). Nessas pesquisas, os autores concluíram que quanto maior a saturação dos concretos, maior a redução na resistência à compressão ou à tração após exposição à alta temperatura.

Há a lacuna do conhecimento sobre a ação da umidade nas propriedades mecânicas do *SHCC*. Sobre isso, VAN ZIJL (2011) apenas ressalta que deformações de 0,08% a 0,12% podem ocorrer por retração hídrica no *SHCC* em locais de climas moderados e que possivelmente o compósito permitirá uma deformação de no mínimo 0,2% sem a formação de microfissuras.

Dessa forma, a presente pesquisa avançará com contribuições sobre a influência do grau de umidade interna/saturação das amostras e o efeito combinado da alta temperatura na resistência à tração do compósito.

2.4 INFLUÊNCIA DA TEMPERATURA E DA UMIDADE NAS PROPRIEDADES TÉRMICAS E FÍSICAS DO SHCC

A exposição a altas temperaturas pode causar alterações nas propriedades físicas e químicas de materiais cimentícios. Diversos autores estudaram as propriedades térmicas de SHCC, quais sejam calor específico, coeficiente de dilatação térmica, difusividade e condutividade térmica.

Calor específico é a quantidade de calor que cada grama de uma substância necessita para variar sua temperatura em 1°C. Quanto menor o valor de calor específico de uma substância, mais facilmente ela pode sofrer variações em sua temperatura. Assim, o calor específico é a capacidade do material de armazenar energia térmica. Para o concreto, MAGALHÃES (2010) cita valores de calor específico em temperaturas ambientes variando entre 500 a 1130 J/kg. K e METHA e MONTEIRO (2014) de 900 a 1000 J/Kg.°C.

MAGALHÃES (2010) mediu o calor específico do SHCC reforçado com fibras de PVA em diversas temperaturas e níveis de saturação da amostra. Para 20% de saturação da amostra, o valor apresentado de calor específico a 25°C foi 0,26 cal/g°C (1067 J/kg K). Para o mesmo nível de umidade a 40°C e a 55°C, os valores de calor específico aumentaram para 0,28 cal/g°C (1185 J/kg K) e 0,31 cal/g°C (1306 J/kg K), respectivamente. Contudo, para o nível de 100% de saturação da amostra, nas temperaturas de 25°C, 40°C e 55°C, o calor específico registrado correspondeu a 0,33 cal/g°C (1381 J/kg K), 0,36 cal/g°C (1486 J/kg K) e 0,38 cal/g°C (1595 cal/kg. K). Desta forma, o autor concluiu que valor do calor específico do SHCC aumenta com o aumento da temperatura e com o nível de umidade da amostra.

BAZANT (1996 *apud* MAGALHÃES, 2010) menciona que o tipo de agregado, as proporções de mistura e a idade do ensaio não tem grande influência no valor de calor específico, porém ressalta que o principal fator que afeta o calor específico em temperaturas ambientes é o teor de umidade do corpo de prova durante o ensaio. Assim, VEJMELOVÁ *et al.* (2009b) apontam que, em ensaios realizados a temperatura ambiente, em compósitos cimentícios reforçados com fibras híbridas de

PVA, valores de calor específico entre 830 e 910 J/kg. K para compósitos em níveis de saturação iguais a 6% e 7%. ROKUGO *et al.* (2008) também avaliaram o calor específico de *SHCC* reforçado com fibras de PVA selado a 20°C até a idade de 28 dias. Os autores apresentaram resultados de 1440 J/g.K para o *SHCC* e de concreto de 1000 a 1260 J/g.K na mesma condição.

Outra propriedade relacionada à exposição a alta temperatura é a difusividade térmica. Esta propriedade avalia a velocidade com que o calor se difunde ou dispersa em um material e indica também a facilidade deste material de sofrer variações de temperatura (NBR 12818/1993). MAGALHÃES (2010) estimou a difusividade térmica de *SHCC* reforçado com fibras de PVA. Os resultados indicaram valores de 0,045 m²/dia a temperatura de 22°C e de 0,051 m²/dia para a temperatura de 60°C. O autor concluiu que não houve, para o compósito estudado, variação expressiva nos resultados de difusividade ao se alterar a temperatura de ensaio. NEVILLE (1997) apresentou valores típicos de difusividade térmica de concretos entre 0,048 m²/dia e 0,144 m²/dia, dependendo do tipo de agregado e a temperatura de exposição. A difusividade térmica do material PVA é de 0,007 a 0,012 m²/dia (ELLIS e SMITH, 2009).

A condutividade térmica é a medida da capacidade do material conduzir calor. A condutividade térmica fornece o fluxo de calor transmitido por meio da unidade de área de um material sob uma unidade de gradiente de temperatura unitária. Ela é influenciada pelas características mineralógicas do agregado e pelo teor de umidade, temperatura e densidade do concreto (METHA e MONTEIRO, 2014). Segundo BAZANT (1996 *apud* MAGALHÃES, 2010), a condutividade térmica do concreto em temperaturas ambientes depende de vários fatores, entre os quais os mais importantes são a condutividade térmica do agregado e o teor de umidade do corpo de prova no momento do ensaio.

Em relação a condutividade térmica do *SHCC* reforçado com fibras de PVA, os valores registrados para 100% de umidade variaram entre 1,17 W/m.K e 1,62 W/m.K para as temperaturas de 20°C e 60°C, respectivamente. Para a condição de 20% de saturação nas respectivas temperaturas a condutividade variou entre 0,90 a 1,34 W/m.

K. Os autores notaram que houve um aumento de 38% e de 49% com o aumento da temperatura (de 20°C para 60°C) para 100% e 20% de saturação das amostras. A redução da condição de umidade da amostra (de 100% para 20%), reduziu os valores de condutividade em 23% e 28% para 20°C e 60°C (MAGALHÃES, 2010). Outros autores concordam que os valores de condutividade térmica aumentam com o aumento do teor de umidade do material (VEJMELKOVÁ *et al.*, 2009b).

Adicionalmente, VEJMELKOVÁ *et al.* (2009b) também mencionaram valores de condutividade térmica de 1,05 W/m. K a 1,58 W/m. K para amostras de SHCC com fibras de PVA testadas na temperatura ambiente e com teores de umidade de até 7,2%. Valores diferentes de condutividade térmica do SHCC foram encontrados por *Japan Society of Civil Engineers* (2008). Eles apresentaram valor de 0,463 W/m. K para amostra selada e mantida a 20°C até a idade de 28 dias. Para o concreto nas mesmas condições, o valor exibido foi 2,6 W/m. K a 2,8 W/m. K. Para o material PVA, a literatura registra valores de condutividade térmica de 0,02 a 0,4 W/m. K, a qual é compatível com valores de materiais isolantes (ELLIS e SMITH, 2009).

O coeficiente de expansão térmica (α) pode ser definido como a variação na unidade do comprimento por variação na unidade da temperatura (METHA e MONTEIRO, 2014). Valores típicos para argamassas de cimento e areia de sílica saturadas variam entre 18 a 12 $\times 10^{-6} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$. MAGALHÃES (2010) determinou o coeficiente de dilatação térmica (α) de SHCC reforçado com fibras de PVA na idade de 28 dias entre as temperaturas de 20°C e 40°C. O valor médio obtido foi de 10,35 $\times 10^{-6} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$ o qual, segundo o autor, está próximo de valores para materiais cimentícios. Resultado diferente de α para SHCC reforçado com fibras de PVA foi mostrado por outros autores: VEJMELKOVÁ *et al.* (2009a) apresentou valores de 0,23 $\times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ (-273 $\times 10^{-6} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$). Outro aspecto importante é que o coeficiente de dilatação térmica da pasta de cimento varia de acordo com sua condição de umidade, de forma que varia de 20 $\mu\epsilon/^\circ\text{C}$ para parcialmente saturado para 14 $\mu\epsilon/^\circ\text{C}$ para seco. Adicionalmente, o coeficiente de dilatação térmica linear de um material pode ser alterado acima de sua temperatura de transição vítrea (DWECK, 2010). Acima da temperatura de transição

ocorrem mudanças na rigidez, na capacidade calorífica e no coeficiente de expansão do material.

Em relação às propriedades físicas do *SHCC* após aquecimento, MAGALHÃES (2010) notou que até 110°C as mudanças ocorridas na porosidade total, absorção de água e massa específica de amostras não mecanicamente testadas foram pouco significativas (diferenças inferiores a 7%). Para temperaturas mais altas, alterações mais expressivas foram observadas, como o aumento da porosidade e absorção do compósito e redução na sua densidade. As amostras submetidas a uma temperatura de 250°C apresentaram aumento na porosidade e absorção de água de 73% e 85%, respectivamente. Para essa temperatura a massa específica reduziu seu valor em aproximadamente 6,5%. Os compósitos foram testados em taxa de aquecimento de 1°C/min e após atingirem a temperatura programada permaneceram por mais 60 minutos nesta temperatura e após isso, o forno foi desligado e as amostras resfriaram naturalmente.

MAGALHÃES (2010) investigou a porosidade por intrusão de mercúrio em amostras de *SHCC* extraídas das extremidades não fissuradas de corpos de prova submetidos a flexão residual após 60 minutos de exposição a temperatura de 110°C (aquecidas a taxa de 1°C/min) e em amostras em temperatura ambiente (22°C). Como resultado, o diâmetro médio dos poros aumentou em 23%, os mesoporos ($0,02 \text{ nm} \leq \text{diâmetro} \leq 50 \text{ nm}$) aumentaram em 64% e os macroporos em 15% (diâmetro $\geq 50 \text{ nm}$) após 110°C comparados a 22°C.

Com base na bibliografia pesquisada, pode-se observar que a exposição a altas temperaturas e os diferentes níveis de umidade de corpos de prova interferem nas propriedades térmicas e físicas do *SHCC*.

2.5 INTERFACE FIBRA/MATRIZ DE *SHCC*

As propriedades de interface fibra/matriz dependem de características da fibra (tipo, forma, diâmetro, tratamento superficial, características mecânicas das fibras, volume e orientação no compósito) e da microestrutura da matriz na zona de transição

fibra/matriz. A eficiência do reforço fibroso depende das interações fibra-matriz, como adesão física e química, atrito e ancoragem mecânica induzida por deformações na superfície da fibra ou por geometria complexa, como frisos e ganchos (BENTUR e MINDESS, 2007).

A aderência da interface fibra/matriz é determinada por testes de arrancamento (*pullout*) da fibra embebida na matriz. Relações da força para arrancamento da fibra *versus* deslocamento/deslizamento são medidas nesse teste, conforme apresenta a Figura 2.2.

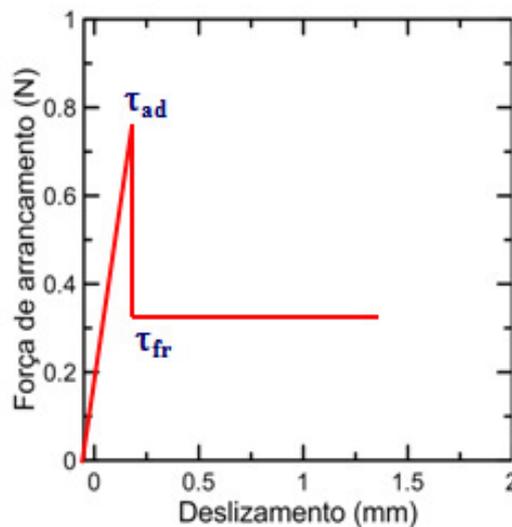


Figura 2.2 – Resultado típico de arrancamento de fibra.

A combinação de dois diferentes mecanismos constitui o comportamento de arrancamento. O primeiro mecanismo é a perda de aderência ao redor da interface fibra/matriz, na qual o comprimento de embebedimento das fibras torna-se completamente sem adesão, na qual é avaliada a tensão adesional ($\tau_{adesional}$ ou τ_{ad}), calculada conforme a equação 2.4. O segundo mecanismo é o arrancamento por deslizamento e atrito da fibra, onde é mensurada a tensão por atrito ($\tau_{friccional}$ ou τ_{fr}), estimada por meio da equação 2.5 (REDON *et al.*, 2001).

$$\tau_{adesional} = \frac{P_{ad}}{2\pi r_f L_f} \quad \text{Equação 2.1}$$

$$\tau_{friccional} = \frac{P_{fr}}{2\pi r_f L_f} \quad \text{Equação 2.2}$$

Onde:

P_{ad} é a carga adesional; P_{fr} é a carga por atrito; " L_f " é o comprimento de embebiamento e " r_f " é o raio da fibra.

No teste de arrancamento de fibra, também é avaliada a energia de perda de adesão química G_d (LIN; LI 1997; LIN *et al.*, 1999). O valor dessa energia é calculado pela diferença de forças P_{ad} e P_{fr} na curva força *versus* deslizamento/deslocamento da por meio da equação 2.6 (REDON *et al.*, 2001):

$$G_d = \frac{2(P_{ad} - P_{fr})^2}{\pi^2 E_f d_f^3} \quad \text{Equação 2.3}$$

Onde: E_f é o modulo de Young da fibra e d_f é o diâmetro da fibra.

Altas cargas de arrancamento indicam boa resistência de adesão/aderência entre a fibra e a matriz (TUYAN e YAZICI, 2012).

A Tabela 2.2 apresenta propriedades de interface fibra/matriz obtidas a partir de testes de arrancamento de alguns tipos de fibras embebidas em matriz cimentícia.

Tabela 2.3 – Resumo de algumas propriedades da interface fibra/matriz.

Literatura	Tipo de matriz	Tipo de Fibra	Comprimento de embebiamento (mm)	Força (N)	Tensão de adesão (MPa)	
SHANNAG <i>et al.</i> (1997)	Argamassa convencional	Lisa em aço inoxidável	6 a 18	18,0 a 30,0	1,4 a 4,6	
	<i>Densified Small Particles</i>			42,0 a 50,0	3,4 a 6,6	
KIM <i>et al.</i> (2007)	Cimentícia	Metálica lisa	7,5	-	2,4	
		Metálica com gancho		-	4,5	
		<i>Torex</i>		-	14,5	
TUYAN e YAZICI (2012)	<i>Slurry Infiltrated Fiber Concrete (SIFCON)</i>	Metálica com gancho	10, 20 e 30	374,0 para 472,0	-	
		Metálica lisa		105,0 para 189,0		
ZİLE e ZİLE (2013)	Cimentícia	Metálica com gancho	15	350 ,0	-	
		Metálica lisa		65,0		
		Metálica em espiral		650,0		
GLINICKI e BRANDT (2007)	Matriz de cimento e metacaulinita	Vidro resistente a álcalis	-	-	4,5 a 7,5	
SILVA <i>et al.</i> (2011c)	Cimentícia	Sisal	10, 20, 30 e 40	2,0 para 8,0	0,9	
KATZ <i>et al.</i> (1995)		Carbono	5-6		0,4 a 0,8	
SINGH <i>et al.</i> (2004)		Polipropileno	19, 25 e 38	22,5 a 36,5	-	
		<i>Nylon</i>			121,0	
PAKRAVAN <i>et al.</i> (2012)		Polipropileno	-	-	108,0	
		Acrílico			300,0	
KANDA e LI (1998)				-	2,2 a 4,4	
REDON <i>et al.</i> (2001)				0,8 e 5,0	-	3,8 e 1,8
LI <i>et al.</i> (2002)				0,3 a 0,6	-	1,1 a 2,4
LI <i>et al.</i> (2004)			PVA	0,3 a 0,6	-	2,1
PELED <i>et al.</i> (2008)				3 e 5		4,4 e 3,6
JUN e MECHTCHERINE (2010)				1 a 6	0,3 a 0,8	3,1 a 6,9

BOSHOFF (2007)	Cimentícia	PVA	1 a 6		1,25 a 3,1 ²
SIERRA BELTRAN (2011)	Cimentícia	Vegetal (pinus)	-		1,5

² Para o comprimento de embebimento de 1 a 2 mm.

Nota-se da Tabela 2.2 que o comportamento mecânico da interface depende do tipo de material e geometria da fibra, da matriz e do comprimento de embebedimento da fibra na matriz.

KIM *et al.* (2007) correlacionaram resultados de arrancamento de fibra metálica com gancho nas extremidades e fibras *Torex* (torcidas na seção transversal) com a resposta à tração de compósitos *SHCC* reforçados com 2% das mencionadas fibras. As fibras *Torex* apresentaram maior capacidade de deslizamento, conduzindo a consideráveis diferenças na energia absorvida para arrancamento. A energia para arrancamento das fibras foi de 1533 N.mm para as fibras *Torex* e de 669 N.mm para as fibras com ganchos. As fibras *Torex* conduziram a um melhor desempenho na resistência a tração (7,98 MPa) e na capacidade de deformação (0,47%) máximas do compósito do que a resistência à tração (5,4 MPa) e deformação (0,33%) do compósito com fibra com ganchos. Os resultados de arrancamento também foram relacionados com o comportamento de fissuração dos compósitos: o com fibras *Torex* apresentou 60 fissuras, espaçamento médio de fissuras de 2,96 mm e abertura de fissuras de 13,92 μm . O compósito com fibras com ganchos apresentou 15 fissuras, espaçamento médio de 11,85 mm e abertura de fissuras de 39,12 μm . Desta forma, houve uma relação entre as propriedades de arrancamento das fibras e as propriedades mecânicas dos compósitos.

PELED *et al.* (2008a) investigou o comportamento de arrancamento de um feixe de fibra PVA em argamassa cimentícia. Os comprimentos de embebedimento foram de 3 e 5 mm. Os resultados indicaram valores de tensão adesional (máxima) de 4,41 MPa e 3,58 MPa para os comprimentos de embebedimento de 3 e 5 mm. Valores de tensão friccional de 0,06 e 0,33 MPa e de energia de perda de aderência química de 2,52 e 2,79 para os correspondentes comprimentos de embebedimento de 3 e 5 mm. Um maior comprimento de embebedimento estabelece uma maior adesão por atrito. Imagens de MEV indicaram uma boa e íntima adesão entre a fibra de PVA e a matriz cimentícia, através das quais foi observada a presença dos elementos químicos Ca, Si, O, e C na interface por meio de EDS. Esses componentes são típicos em pasta de cimento endurecido, isto é, produtos hidratados de Ca e Si. Isto indica que a fibra de PVA está ligada ao C-S-H da pasta de cimento hidratada. Nenhum cristal de Ca(OH)_2 é notado na

interface fibra/matriz por imagens de AFM. Isto é possível devido a alta afinidade da fibra de PVA e a matriz cimentícia. Em relação à fibra de PVA, KANDA *et al.* (1998) comentaram que o uso deste tipo de fibra em SHCC tende a desenvolver uma forte ligação química com o cimento, devido à presença do grupo hidroxila (OH) em suas cadeias moleculares. Essa alta ligação leva a uma tendência de ruptura da fibra pela forte aderência química entre a fibra e os produtos hidratados da matriz em testes de arrancamento. Por esta razão, a superfície das fibras de PVA são revestidas com agente hidrofóbico de 1,2% em massa para ajustar as propriedades da interface fibra/matriz para que o SHCC apresente comportamento de endurecimento (LI *et al.*, 2001).

KANDA e LI (1998) avaliaram a adesão por atrito e a adesão química de curvas tensão *versus* deslocamento de testes de arrancamento de fibras PVA em matrizes cimentícias. Os valores obtidos de tensão adesional variaram de 2,2 a 4,4 MPa.

REDON *et al.* (2001) efetuaram testes de arrancamento de dois tipos de fibras de PVA: uma com diâmetro de 0,044 mm, superfície lisa e comprimento de embebição na matriz de 0,80 mm e outra com diâmetro de 0,70 mm, superfície áspera e comprimento de embebição de 5 mm. Os testes foram conduzidos com 14 dias de idade e velocidade de 0,02 mm/s. A fibra de diâmetro de 0,044 mm apresentou tensão adesional de 3,8 MPa e a fibra de diâmetro de 0,70 mm de 1,8 MPa. Os valores de energia de adesão química foram de 2,8 J/m² e de 3,5 J/m² para as respectivas fibras com diâmetros de 0,044 mm e 0,70 mm. O maior diâmetro da fibra possibilitou maior aderência química da fibra a matriz cimentícia e menor tensão de adesão.

LI *et al.* (2002) também avaliaram o efeito do teor de revestimento (*coating*) da fibra de PVA na aderência com a matriz. O objetivo desse revestimento é reduzir a hidrofilicidade na superfície das fibras e alterar os parâmetros da interface fibra/matriz, além de evitar que as fibras de PVA desenvolvam uma aderência química muito forte com o cimento, o que tende a ocasionar ruptura da fibra e limitar a capacidade de deformação à tração do compósito. Os teores de revestimento das fibras estudadas foram 1,2%, 0,8%, 0,5%, 0,3% e não tratadas (0%). Essas porcentagens representam a massa de óleo do revestimento em relação à massa de fibras. Segundo o fabricante das fibras (KURARAY COMPANY, 2014), a espessura desse revestimento é de 100 nm.

Há forte aderência desse revestimento à superfície da fibra, por isso, a perda do óleo durante o processo de mistura na matriz cimentícia é pequeno. O comprimento de embebedimento estudado nas fibras de PVA variou de 0,3 a 0,6 mm em matriz cimentícia. Os testes foram efetuados na idade de 21 dias a uma taxa de deslocamento de 0,02 mm/s. Os parâmetros obtidos dos testes foram: tensão adesional de 1,10 MPa a 2,44 MPa e adesão química de 1,61 J/m² a 4,81 J/m². Com o acréscimo da quantidade de revestimento da fibra, todas as propriedades avaliadas no teste de arrancamento de fibra foram reduzidas.

LI *et al.* (2004) também efetuaram testes de arrancamento a uma taxa de 0,2 mm/s em fibras de PVA revestidas por óleo e embebidas de 0,30 a 0,60 mm em matriz cimentícia. O valor médio da tensão adesional foi de 2,11 ± 0,22 MPa.

BOSHOFF (2007) em fibras de PVA com comprimento de 12 mm fez testes de arrancamento com comprimentos de embebedimento em matriz variando de 1,0 a 1,5, de 1,5 a 2,0, e de 4 e 6 mm em taxa de 1 mm/min. Os resultados indicaram que 40%, 60%, 80% e 100% das fibras quebraram nos respectivos comprimentos de embebedimento de 1,0 a 1,5 mm, de 1,5 a 2,0 mm, de 4,0 mm e 6,0 mm. Quanto maior o comprimento de embebedimento da fibra, maior foi a probabilidade de sua ruptura. Para o comprimento de embebedimento de 1 a 2 mm, a tensão de adesão variou de 1,25 MPa a 3,10 MPa.

BOSHOFF *et al.* (2009b) estudaram o arrancamento de fibras PVA embebidas em matriz de SHCC sob carga constante (fluência). Os corpos de prova foram testados aos 14 dias de idade após cura úmida. As cargas aplicadas foram de 50% da resistência de aderência, isto é, corresponderam a 1,2 MPa a um taxa de 1 mm/min. A média de tempo para arrancamento das fibras foi de 57 h para as fibras aderidas à matriz e de 16 h para as fibras não aderidas à matriz. Esta diferença mostrou que, após descolamento da fibra na matriz, a resistência à deformação por fluência foi reduzida significativamente. Os deslocamentos com o arrancamento das fibras sob carga constante não exibiram uma clara tendência e os autores sugeriram repetição dos testes com maior quantidade de amostras. Eles comentaram que os resultados obtidos não são representativos, haja visto que os comprimentos de embebedimento da fibra a matriz foram de 1,3 e 1,5 mm, enquanto que os comprimentos de embebedimento em matrizes de SHCC foram de até

6 mm, ou seja metade do comprimento da fibra. Entretanto, os resultados claramente apresentam um arrancamento de fibras dependente do tempo como fonte de abertura de fissuras com o tempo.

JUN e MECHTCHERINE (2010) investigaram o arrancamento de fibras PVA em matriz cimentícia. O comprimento de embebedimento variou de 1 a 6 mm em incrementos de 0,5 mm com repetição de 5 testes para cada situação, totalizando 55 testes. Os resultados apresentaram grande variabilidade, mesmo para testes com fibras com o mesmo comprimento de embebedimento. A dispersão foi atribuída à heterogeneidade na microestrutura em torno da fibra, confirmado por microscopia óptica. As fibras falharam em um nível de tensão 25% inferior ao nível de tensão dos testes de tração da fibra. Nenhuma tendência pronunciada com respeito ao desempenho da fibra pode ser observada com as alterações no comprimento de embebedimento. Aproximadamente 50% das fibras perderam completamente a aderência e foram arrancadas da matriz durante o comportamento de *hardening*. As fibras estiveram propensas a falhas: antes da perda de aderência (13%) ou durante o regime de endurecimento depois da completa perda de aderência (29%). Depois do endurecimento, 7% das fibras foram completamente arrancadas da matriz. A influência no comportamento de arrancamento da fibra pode ser dependente dos constituintes da matriz nas vizinhanças da fibra e do real comprimento de embebedimento da fibra dentro da matriz. Para as fibras que foram completamente arrancadas após o endurecimento, o valor da força variou de 0,34 N a 0,75 N, a tensão adesional variou de 3,14 MPa a 6,94 MPa e o deslocamento variou 0,54 mm e 3,40 mm.

JUN (2010) analisou o comportamento de arrancamento de fibra PVA em regime de controle de carga (fluência à tração). As fibras tinham 5 mm de embebedimento em matriz cimentícia. Depois de um significativo aumento dos valores de deformação na primeira hora de ensaio com carga mantida, o desenvolvimento da deformação com tempo foi lento para todos os níveis testados (25%, 50% 75% da tensão de ruptura). Quase nenhum aumento na deformação foi observado entre a primeira e a oitava hora no nível de 25%. O maior nível de carga testado (75%) apresentou no mesmo intervalo acréscimo da deformação de 2,8% para 3,5%. O ensaio foi interrompido ao fim de 8 horas. Os resultados de arrancamento mostraram significativa variação na resistência de perda de aderência e as fibras dos corpos de prova romperam mesmo antes que a carga

constante pudesse ser imposta. Desta forma, os autores repetiram os testes e resolveram manter fixo o nível de carga durante as séries, isto é, 25% da média da resistência de perda de aderência. No entanto, apesar disso, apenas um único corpo de prova foi ensaiado com sucesso até o fim e, além disso, a força medida nesse teste foi muito baixa, quase no limite de resolução da célula de carga. Assim, JUN (2010) considerou que a informação dada pode ser considerada apenas como uma indicação do comportamento de arrancamento de fibra sobre carga mantida. Esse teste mostrou um aumento constante do deslocamento com o tempo, sendo esse aumento de aproximadamente 15% em relação ao deslocamento inicial depois de 6 horas de teste. Contudo, um rápido acréscimo desse deslocamento versus tempo foi computado. Esse rápido acréscimo provavelmente está relacionado com parcial perda de aderência e contribuiu em mais 8% para o deslocamento global.

A interface fibra/matriz é importante porque intervém no desempenho mecânico do compósito. As propriedades da interface fibra/matriz dependem da interação das propriedades das fibras e das matrizes, além do comprimento de embebição da fibra. Para fibras de PVA, valores entre 1,1 MPa a 6,9 MPa de tensão adesional, de 1,61 J/m² e de 3,5 J/m² de energia de adesão química, de 0,54 mm e 3,40 mm deslocamento e comprimentos de embebição de 0,30 mm a 6,0 mm. Não foram encontrados na literatura estudos sobre a influência da umidade da matriz, a influência de altas temperaturas e da combinação desses dois fatores no arrancamento de fibras.

2.6 INFLUÊNCIA DA TEMPERATURA E DA UMIDADE NA INTERFACE FIBRA/MATRIZ DE SHCC

A influência da exposição em ambientes quentes e úmidos nas propriedades de interface do SHCC tem sido investigada por meio de ciclos de imersão em água a temperatura de 60°C. LI *et al.* (2004) conduziram testes de arrancamento de fibra PVA na idade de 28 dias durante 0, 4, 13 e 26 ciclos semanais. O comprimento de embebição adotado variou entre 0,3 e 0,6 mm. Os valores de tensão adesional (τ_0) foram iguais a 2,1 MPa, 2,2 MPa, 1,9 MPa e 2,3 MPa para respectivamente 0, 4, 13 e 26 semanas de exposição. Os valores de energia de aderência química (G_d) alteraram de 2,5 J/m² para 3,8 J/m² e de tenacidade (J_b' - energia complementar) de 16,2 J/m² para 8,5 J/m². Portanto, um

acréscimo de 54% na energia de aderência química e uma redução de 48% na tenacidade de 0 para 26 ciclos, indicando uma alteração na condição da interface fibra/matriz e/ou na superfície do revestimento da fibra. Os autores concluíram que os ambientes quentes e úmidos podem ter promovido a formação de hidróxido de cálcio na interface matriz/fibra de PVA, resultando em uma alta resistência de aderência. Além disso, podem ter promovido aumento da resistência e da rigidez da matriz, confirmado pela redução de 40% na ductilidade em testes do compósito depois de 26 semanas de imersão em água quente. Imagens por microscopia eletrônica de varredura da fibra arrancada da matriz apresentaram diferenças na interação fibra/matriz com o número de ciclos. Após 26 ciclos, a fibra de PVA apresentou delaminações e ruptura, enquanto que para 13, 4 e 0 ciclos a fibra foi arrancada da matriz.

2.7 FIBRAS DE PVA E SEU COMPORTAMENTO MECÂNICO À TRAÇÃO

O PVA é um tipo de polímero termoplástico, isto é, amolece e flui quando submetido a uma dada temperatura e pressão, podendo ser moldado e remoldado, ou seja, reciclado. Não apresenta um reticulado cristalino preponderante e possui cadeias do tipo linear (OLIVEIRA ANDRADE, 2010).

Os materiais orgânicos são frequentemente constituídos de enormes cadeias ou macromoléculas. As ligações químicas no interior da cadeia são geralmente ligações covalentes muito fortes. As ligações intercadeias são em geral ligações secundárias fracas. Além disso, as ligações covalentes são direcionais. Pelas razões mencionadas, pode-se esperar que os materiais orgânicos tenham enorme dificuldade de cristalização. Em alguns casos, as macromoléculas têm um arranjo tridimensional e totalmente amorfo (PADILHA, 2000). A fibra de PVA é produzida pela polimerização do acetato de vinil para o poliacetato de vinil e tem fórmula química molecular simples $(C_2H_4O)_n$ apresentada na Figura 2.3.

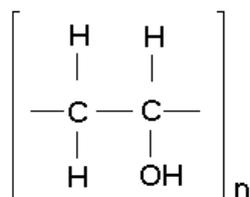


Figura 2.3 –Estrutura química da fibra de PVA

O PVA como fibra, segundo a KURARAY COMPANY (2014), é totalmente hidrolizado, ou seja, tem pouca ou nenhuma solubilidade em água. Para fazer fibras insolúveis em água, agentes como formaldeído, acetaldeído e benzaldeído devem ser utilizados. A fibra de PVA é insolúvel em água porque seu tratamento superficial com formaldeído reage com os grupos hidroxila da superfície da fibra formando poly (formas vinis) na superfície do polímero (CARRAHER JR, 2014).

Estudos do comportamento de tração direta da fibra de PVA foram efetuados por JUN e MECHTCHERINE (2010). A taxa utilizada foi de 0,01 mm/s e o comprimento livre adotado de 5 mm (5000 μm). A fibra possuía 12 mm (12000 μm) de comprimento e diâmetro aproximado de 0,040 mm (40 μm). Como resultado, a fibra de PVA apresentou resistência à tração de 1620 MPa, módulo secante de 15 GPa e 11% de capacidade de deformação. Para o comprimento livre de 100 mm, a resistência à tração apresentada foi 1540 MPa e a deformação 6% (JUN, 2010).

JUN e MECHTCHERINE (2010) também analisaram fibras de PVA por meio de microscopia óptica. Eles observaram oito amostras de fibras em oito diferentes locais da seção transversal ao longo do comprimento. Os autores notaram que as fibras não apresentam variação no seu diâmetro ao longo do comprimento. No entanto, as fibras apresentaram variação significativa no diâmetro medido entre si. Os valores de diâmetro variaram entre 34,7 μm e 39,4 μm . O valor médio obtido foi de $37,1 \pm 2,1 \mu\text{m}$. O fabricante das fibras de PVA indica 40 μm de diâmetro (KURARAY COMPANY, 2014).

BOSHOFF *et al.* (2009b) investigaram o comportamento de fluência à tração em fibra de PVA (sem embebedimento em matriz cimentícia). A fibra foi carregada a uma carga constante de 50% da tensão máxima de tração, a qual representa 780 MPa. Essa carga foi mantida por 60 h. Imagens foram feitas em intervalos de tempo regulares para registrar o aumento do comprimento da fibra. Os resultados indicaram um acréscimo de 0,5% no comprimento da fibra com as 60 h de carregamento. Os autores concluíram que dentro das condições testadas, a deformação da fibra por carga constante foi insignificante e, portanto, essa deformação não contribui para o fenômeno de abertura

de fissuras sob carga constante do compósito. Eles atribuíram a abertura de fissuras no compósito ao fenômeno de arrancamento de fibras com o tempo.

2.8 INFLUÊNCIA DA TEMPERATURA E DA UMIDADE EM FIBRAS DE PVA

Em compósitos submetidos a elevadas temperaturas, a integridade da fibra é preocupante e deve ser verificada por meio da investigação de sua estabilidade térmica. Por isso, estudos que remetem a propriedades mecânicas e físicas residuais e a altas temperaturas de compósitos, assim como durabilidade sob altas temperaturas também são importantes e devem ser realizados (TOLEDO FILHO *et al.*, 2011).

Em relação às propriedades mecânicas das fibras de PVA, altas temperaturas influenciam na sua resistência à tração e no seu módulo de elasticidade. Por exemplo, para a variação de temperatura entre 0°C e 60°C, a cada acréscimo de 10°C, ocorre uma redução entre 50 MPa e 100 MPa na resistência à tração da fibra e de 1 GPa a 2 GPa no módulo de elasticidade (TEPFERS *et al.*, 2000).

O efeito da temperatura residual nas propriedades de resistência residual à tração direta em fibra de PVA foi conduzido por MAGALHÃES *et al.* (2013). Foram realizados testes de tração após exposição a temperaturas de 90°C, 110°C, 145°C e 220°C, comparativamente a temperatura ambiente (22°C). Foram efetuados 10 testes para cada temperatura a uma velocidade de 0,5 mm/min. As fibras em forma de fio (novelo) tiveram comprimento livre de medida de 30 mm. Como resultado, com o aumento da temperatura ocorreu redução da resistência e rigidez da fibra, enquanto o alongamento máximo praticamente não foi alterado. Houve redução de 6,4%, 12%, 12,3% e 46,1% no módulo de elasticidade com o aumento da temperatura de 22°C, 90°C, 110°C, 145°C e 220°C, respectivamente, os quais corresponderam aos valores de 39 GPa, 37 GPa, 35 GPa, 34 GPa e 21 GPa. Em relação à resistência à tração, à temperatura de 22°C o valor foi de 1583 MPa. Houve redução de 9%, 18%, 20% e 63% com a alteração da temperatura de 22°C para 90°C, 110°C, 145°C e 220°C. Os resultados obtidos também mostraram que os valores de deformação máxima da fibra não sofreram alterações significativas até 145°C. Porém, quando aquecida a 220°C, a deformação foi reduzida em 10,6% do seu valor de referência. As fibras submetidas a 220°C fundiram e,

portanto, ensaios mecânicos não puderam ser realizados. Os autores relatam que o dano da fibra com o aumento da temperatura é progressivo.

MAGALHÃES (2010) também apresentou imagens obtidas por microscopia eletrônica de varredura e fotografias obtidas com câmera digital da fibra de PVA antes e após exposição a temperaturas de 90°C, 110°C, 145°C e 250°C. Foram observadas alterações na superfície das fibras com o aquecimento. Essas alterações praticamente não são visíveis até a temperatura de 110°C. A 145°C uma alteração na cor da fibra é visível e a partir de 220°C mudanças são mais acentuadas e ocorrem alterações na cor e na textura. Para a temperatura de 250°C, além das mudanças na cor e textura, ocorrem também mudanças na forma dos fios, indicando realmente que a fibra atingiu o seu ponto de fusão.

O fabricante das fibras de PVA relata que a retração da fibra de PVA em fios é de 3,5% após imersão em água a 100°C durante 1 hora (KURARAY COMPANY, 2014).

A resistência à tração direta das fibras de PVA após ciclos de imersão em água a temperatura de 60°C foi avaliada por LI *et al.* (2004). As fibras tiveram 1 mm de comprimento livre e os ciclos tiveram duração de 0, 4, 13 e 26 semanas. Como conclusão, os autores notaram que os valores de resistência à tração da fibra de PVA não foram alterados: variaram de 1631 ± 57 MPa para 1616 ± 63 MPa para 0 e 26 ciclos de imersão, respectivamente. A alongação da fibra apresentou redução de 3%, a qual correspondeu ao valor de $6,35\% \pm 0,32\%$ para $6,16\% \pm 0,24\%$, correspondentes a 0 e 26 semanas de exposição. Também houve pequena tendência de redução de 5% nos valores de módulo de elasticidade da fibra com o aumento do número de ciclos: variaram de $38,9 \pm 2,0$ GPa para $37 \pm 2,8$ GPa de 0 e 26 ciclos. Testes de compósito de SHCC reforçado com fibras de PVA expostos às mesmas condições das fibras indicaram tendência de redução da capacidade de deformação de 4,5% para 2,7% e de aumento da resistência à tração de 5,5 MPa para 6,6 MPa com o aumento do número de ciclos de 0 para 26. Parece que as fibras de PVA isoladamente não são responsáveis por alterações no comportamento mecânico do SHCC frente a testes de imersão em água quente.

Provavelmente alterações na interface fibra/matriz ocorreram e aumentaram a rigidez do compósito.

MAGALHÃES (2010) também avaliou a influência das temperaturas de 90°C, 110°C, 145°C, 190°C, 220°C e 250°C na massa específica residual de fibras de PVA de 0,040 mm de diâmetro e 12 mm de comprimento usadas em compósitos *SHCC*. Observou que a temperatura aumentou levemente os valores de massa específica da fibra. Até 220°C, temperatura correspondente ao início do *softening* da fibra, o aumento da massa específica foi de apenas 0,73%, provavelmente devido à evaporação de produtos voláteis presente na fibra. O aumento máximo observado foi de cerca de 1,0% para temperatura de 250°C.

MAGALHÃES *et al.* (2015) avaliaram a integridade das fibras de PVA por meio de análises termogravimétricas em temperaturas de 35°C a 800°C em atmosfera de oxigênio (O₂) e nitrogênio (N₂) a uma taxa de aquecimento de 10°C/min. Os resultados indicaram que a 256°C, as fibras lentamente iniciam o seu processo de degradação até a temperatura de 300°C de forma que, até essa temperatura, 3,3% de sua massa é perdida. A partir dessa temperatura, o processo de degradação é rápido e a 470°C, as fibras perdem aproximadamente 73% de sua massa inicial.

Na temperatura de transição (T_g) ocorrem mudanças na rigidez, na capacidade calorífica e no coeficiente de expansão térmica dos polímeros amorfos (ou vítreos) e semicristalinos, inclusive o PVA (CALLISTER JR., 2000). Em termos estruturais, acima da temperatura de transição vítrea ocorrem rearranjos das moléculas, enquanto abaixo dela isso não é mais possível e a contração remanescente é causada pela redução das vibrações térmicas com a diminuição da temperatura (PADILHA, 2000).

A temperatura de transição vítrea não é uma grandeza termodinâmica como as temperaturas de fusão e de ebulição. A temperatura de transição vítrea é uma característica importante de um sólido amorfo ou de uma fase amorfa dentro de um material parcialmente cristalino, mas não é uma constante e varia numa faixa. Observa-se a ocorrência de uma variação brusca no coeficiente de expansão térmica do sólido

amorfo na temperatura de transição vítrea. O mesmo tipo de comportamento é observado no calor específico em função da temperatura (PADILHA, 2000).

Valores de T_g entre 70°C e 85°C (SAKURADA, 1985) e 50°C (CHOI et al., 1988 *apud* ELLIS e SMITH, 2009) para o PVA são apresentados pela literatura. A temperatura de transição vítrea do PVA é afetada na presença de plastificantes, especialmente a água. (ELLIS e SMITH, 2009). MAGALHÃES *et al.* (2015) indicam a temperatura de aproximadamente 66°C para a transição vítrea de fibras de PVA utilizadas em compósitos *SHCC*.

A resistência à tração de filme de PVA é reduzida linearmente com o aumento da umidade e as suas propriedades de barreira contra gás reduzem com o aumento da umidade (maior do que 50%), enquanto que permeabilidade para CO₂ e O₂ aumentam rapidamente (ELLIS e SMITH, 2009).

Em relação às propriedades térmicas do PVA, TEPFERS *et al.* (2000) apresentaram valores de coeficiente de dilatação térmica de $4,4 \times 10^{-6} \text{ C}^{-1}$ para a fibra de PVA e de condutividade térmica de 0,2 W/mK a 0,4 W/mK. Os valores de difusividade térmica estão indicados entre 0,08 a $1,4 \times 10^{-7} \text{ m}^2\text{s}^{-1}$ e o coeficiente de expansão térmica da fibra de PVA de $1,7 \times 10^{-5}/\text{K}$ (ELLIS e SMITH, 2009). O autor ressalta que a condutividade térmica e a difusividade térmica do PVA aumentam com o aumento da temperatura. A KURARAY COMPANY (2014) indica valor de 0,4cal/g°C ($1,68 \times 10^3 \text{ J/kg}^\circ\text{C}$) para calor específico de fibras de PVA.

2.9 DEFORMAÇÃO DEPENDENTE DO TEMPO NO *SHCC*

2.9.1 Deformação sob carga constante: fluência

O conhecimento de fluência em materiais cimentícios é importante uma vez que deformações excessivas causam fissuras que podem comprometer a durabilidade, a segurança e a funcionalidade das estruturas. Em compósito cimentício pode haver perda de ductilidade quando cargas constantes são mantidas e sua fratura pode ocorrer em cargas inferiores à carga máxima suportada pelo material em regime de testes de curta duração com carga crescente (BOSHOF e VAN ZIJL, 2007b).

A avaliação do comportamento de materiais cimentícios sob cargas constantes à tração é importante especialmente em usinas nucleares quando em condições acidentais são pressurizadas, o que pode induzir a tensões de tração. Essas tensões podem prolongar-se por vários anos e ocasionar fissuras e/ou prolongar fissuras pré-existentes (REVIRON *et al.*, 2008).

Fluência total é o acréscimo da deformação de um material sob tensão constante com o tempo. Essa deformação é mais rápida no início da aplicação da carga diminuindo com o tempo e tendendo a um valor assintótico limite (NEVILLE, 1997, BROOKS, 2003, MEHTA e MONTEIRO, 2008, DINIZ *et al.*, 2011). A fluência total ao longo do tempo pode ser classificada em básica, a qual é a deformação do material sem troca de umidade com o ambiente (condição selada) e por secagem, em que há contato com o ambiente ($20 \pm 1^\circ\text{C}$ e $50 \pm 5\%$ de UR ou $25 \pm 1^\circ\text{C}$ e $65 \pm 3\%$ UR) (RILEM TC 107, 1998).

O termo fluência específica representa a deformação por unidade de tensão aplicada e o coeficiente de fluência é a relação da deformação por fluência e a deformação elástica. De forma resumida, a deformação devida à fluência é calculada como a diferença entre a deformação total e deformação por retração ao longo do tempo para a ação de carregamento constante. A Figura 2.4 apresenta esquematicamente as deformações por fluência descritas. A deformação é proporcional ao tempo de atuação, ao tipo de carga e a sua magnitude (DINIZ *et al.*, 2011).

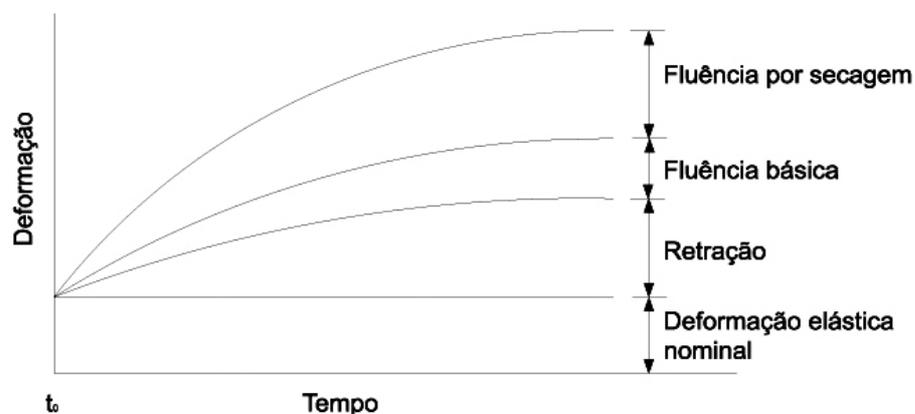


Figura 2.4 – Deformação dependente do tempo em concreto submetido à carga constante (DINIZ *et al.*, 2011).

A fluência ou deformação lenta é representada por uma deformação instantânea no momento do carregamento, dependente da velocidade de aplicação de carga e por um acréscimo de deformação com o tempo, após a deformação elástica inicial. Com a retirada da carga, a qual está submetida a amostra, há um decréscimo instantâneo no valor de deformação, denominado de recuperação instantânea de deformação (NEVILLE, 1997, RILEM TC 107, 1998). O esquema da Figura 2.5 descreve o processo que envolve as relações entre tensão e deformação ao longo do tempo.

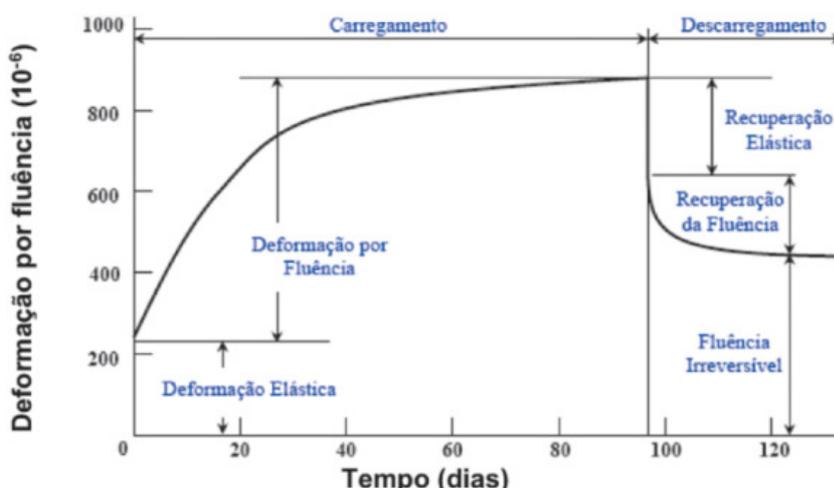


Figura 2.5 – Curva de fluência do concreto (MEHTA e MONTEIRO, 2008).

O principal mecanismo dependente do tempo em materiais cimentícios é a migração de umidade. É aceito que a fluência é causada pela perda de ligação (aderência) e religação (aderência) de compostos cimentícios (BAŽANT e CHERN, 1985). Além disso, heterogeneidades na microestrutura do material cimentício podem causar picos de tensão, o qual excedem a aderência e causam microfissuração (BOSHOF e VAN ZIJL, 2005).

De acordo com a literatura técnica, os materiais cimentícios sob cargas constantes combinadas e com efeito acoplado de altas temperaturas têm maiores deformações ao longo do tempo do que sob temperatura ambiente. Elevada temperatura pode ter duas implicações opostas sobre a fluência: se o concreto é exposto a uma temperatura acima do normal como processo de cura antes de sofrer carregamento, a resistência mecânica será acrescida e a deformação por fluência será menor do que um concreto exposto a

uma temperatura mais baixa. Por outro lado, se a exposição à alta temperatura for durante o período de carregamento podem aumentar as deformações por fluência (METHA e MONTEIRO, 2014). A exemplo disso, NASSER e NEVILLE (1967) *apud* METHA e MONTEIRO (2014) constataram um acréscimo na fluência de 350 dias entre as temperaturas de 21°C e 71°C, variando aproximadamente de 1250 $\mu\epsilon$ a 3250 $\mu\epsilon$.

NEVILLE (1997) relata que um dos fatores mais relevantes que atuam sobre a fluência e a retração em materiais cimentícios é a umidade relativa do ambiente. Para a fluência, a umidade relativa do ambiente (onde estão sendo efetuados os testes) pode afetar na retração do material durante o carregamento. Entretanto, amostras de materiais cimentícios que tenham atingido equilíbrio higroscópico com o meio, antes da aplicação de cargas, são menos influenciados pela umidade relativa.

ZHANG (2003) desenvolveu um modelo analítico para estudar a influência do reforço fibroso na fluência de materiais cimentícios. Os parâmetros de estudo foram o módulo de elasticidade, a dimensão e a quantidade de fibra. Os resultados indicaram que para a mesma geometria e fração volumétrica de fibra, quanto maior a relação entre os módulos de elasticidade da fibra e da matriz, menor será a deformação por fluência. Fibras de alto módulo são mais eficazes em reduzir este tipo de deformação do que as de baixo módulo. Para o mesmo volume de fibras, a fluência do compósito é reduzida com o aumento da relação de aspecto. Segundo o autor, fibras com relação de aspecto acima de 50 têm pouca influência na fluência do compósito. Contudo, há limitações de comprimento e espessura de fibras na trabalhabilidade do compósito e quanto maior o volume de fibras, menor a deformação do compósito.

ROKUGO *et al.* (2008) estudaram o comportamento de resistência à compressão sob cargas constantes do *SHCC* comparativamente ao concreto convencional. O estudo foi efetuado em corpos de prova cilíndricos, sujeitos a 25% da carga de ruptura na idade de 28 dias e em condições ambientais de 20°C e 60% de umidade relativa. Os resultados indicaram que com 50 dias de carregamento, o coeficiente de fluência do *SHCC* foi de 0,9 e o do concreto de 1,3. Para 150 dias sob cargas, o coeficiente de fluência de *SHCC* apresentou valor de 1,25 e para o concreto de 1,75. Por fim, com 300 dias, o coeficiente de fluência para o *SHCC* foi de 1,4 e para o concreto de 2,0. O *SHCC* apresentou menor

deformação por fluência tanto em idades iniciais quanto em idades mais avançada sob cargas em comparação ao concreto, porque não possui agregados graúdos e seu módulo tem menor valor.

Segundo BOSHOFF (2007), a fluência no *SHCC* consiste na fluência da matriz e no desenvolvimento de fissuras em relação ao tempo acompanhado de gradual delaminação das fibras na matriz, conduzindo ao subsequente arrancamento de fibra. E da mesma forma que, para materiais cimentícios sem fibras, altas cargas mantidas conduzem a falhas com o tempo.

Em relação ao comportamento de fluência à flexão de *SHCC* reforçado com 2% de fibras de PVA, MAGALHÃES (2010) avaliou o comportamento de fluência à flexão de *SHCC* após 38 dias de cura úmida. A carga aplicada foi equivalente a 50% da tensão de primeira fissura, a qual correspondeu a 6,27 MPa (34% da carga máxima). Como resultado, nos primeiros sete dias de testes ocorreu um rápido aumento do deslocamento na amostra e, após essa fase, a taxa de deformação medida pela inclinação da curva deslocamento *versus* tempo, tornou-se menor, principalmente após cerca de 90 dias, quando praticamente não houve acréscimo no deslocamento. Ao fim dos testes (após 118 dias de cargas), o deslocamento por fluência e o deslocamento por fluência unitária apresentaram valores médios de 0,53 mm e 0,16 mm/MPa, respectivamente.

BILLINGTON e ROUSE (2003) *apud* LI e STANG (2004) registraram valores de 0,02% a 0,06% de fluência à tração e de 0,01% de deformação elástica para o concreto e de 0,07% e 0,001%, respectivamente para o *SHCC* reforçado com fibras de PVA.

BOSHOFF e VAN ZIJL (2005) avaliaram a fluência à tração de dois corpos de prova de *SHCC* reforçado com fibras de PVA. Os corpos de prova não foram previamente fissurados e foram submetidos a cargas constantes de 50% da tensão máxima, o qual correspondeu a 2,79 MPa. Aproximadamente a 4 h do início dos testes, uma fissura foi formada em um dos corpos de prova e a deformação rapidamente aumentou tendo valor aproximado de 0,045%. Para o corpo de prova não fissurado, a deformação foi de 0,005%. Após 25 h de testes, a deformação foi maior para o corpo de prova fissurado (0,035%) do que para o corpo de prova não fissurado (-0,015%). A formação da fissura

propiciou maior deformação por fluência. Os autores ressaltaram que a retração não foi reduzida da deformação e que os resultados obtidos não são representativos do comportamento de deformação dependente do tempo.

BOSHOFF e VAN ZIJL (2007a, 2007b) também avaliaram *SHCC* reforçado com fibras de PVA em amostras não previamente fissuradas e com carga aplicada de 50% da tensão última, a qual representa 1,75 MPa. As amostras foram testadas em idade de 14 dias após cura por imersão e com alto nível de umidade interna. Os testes foram conduzidos em ambiente com 23°C e 65±5% de umidade. Como resultado, mesmo em longas idades de teste e sob alta carga de tração, a deformação por retração ainda foi o mecanismo dominante com o tempo. A retração/fluência aumentou rapidamente nos primeiros dias sob cargas e tendeu a estabilizar com o tempo. Ao fim dos testes aos 240 dias sob cargas, o valor de deformação média foi de aproximadamente 0,09%. Para o corpo de prova não fissurado, o qual correspondeu a retração/fluência da matriz, o valor de -0,07% de deformação foi apresentado. Para a amostra fissurada, a retração apresentou valor próximo a -0,12%. Valores de 0,068%/MPa e de 0,63 foram apresentados para a fluência específica e coeficiente de fluência, respectivamente.

A retração por secagem de corpos de prova de *SHCC* foi avaliada por BOSHOFF e VAN ZIJL (2007) conjuntamente ao estudo de fluência. Os corpos de prova em formato de haltere (mesma dimensão e geometria dos corpos de prova utilizados em fluência) foram colocados em dois rolos de fricção sobre uma mesa. Foram efetuadas medidas em corpos de prova não selados para retração e para fluência em ambiente com temperatura constante de 23 ± 1°C e umidade relativa do ar de 65 ± 5%. Dois corpos de prova foram usados para cada teste. Os corpos de prova foram curados por imersão em água por 14 dias e então colocados nos pórticos (o tempo de retirada da imersão e início dos ensaios durou no máximo 30 minutos). Como resultado, os corpos de prova não selados apresentaram comportamento típico de materiais de base cimentícia: maior taxa de retração nos primeiros dias tendendo a estabilizar com o tempo, apresentando valor médio de 0,23% em 200 dias de secagem. A fluência foi avaliada para amostras não previamente fissuradas seladas e não seladas e com nível de carga de 50% da tensão última (1,75 MPa). Como resultado, a deformação por fluência para as amostras na condição selada teve pouca dispersão e apresentou valor de -0,125%. A deformação por

fluência para as amostras não seladas teve grande dispersão, apresentando valores de -0,14% a -0,05% aos 240 dias de cargas mantidas. A fluência unitária para as amostras seladas apresentou valor médio de 0,04%/MPa e para as amostras não seladas 0,07%/MPa. Como conclusão, os autores ressaltaram que as amostras seladas apresentaram menores valores de fluência, assim como menor variabilidade entre os resultados e a retração para amostras não seladas exibiram alto valor.

BOSHOFF *et al.* (2009a) também estudaram o comportamento de fluência à tração de SHCC reforçado com 2% de fibras de PVA durante 8 meses (240 dias). Os corpos de prova foram selados após 14 dias de cura úmida e submetidos também a cargas constantes de 30% a 80% da tensão máxima (entre 0,81 MPa e 2,11 MPa). Foram efetuados testes em corpos de prova pré fissurados até 1%. Como resultado, os autores apresentaram que níveis de tensão mais elevados induziram a deformações mais elevadas, tanto nas primeiras horas de carga, quanto com o avanço do tempo. A resposta da deformação dependente do tempo nos corpos de prova durante as primeiras 4 horas de aplicação da carga apresentou súbitos incrementos na deformação e os autores creditaram esse fenômeno à formação de novas fissuras. A fluência domina o comportamento dependente do tempo para os maiores níveis de carga. Apenas para o nível de carga 30%, o fenômeno de retração é ainda dominante. Os níveis de carga de 30%, 50% e 70% possuem níveis próximos de fluência unitária (0,38%/MPa a 0,5%/MPa), porém a 80%, a fluência unitária atinge 1,5%/MPa. Tanto a deformação quanto a fluência específica foi maior para o maior nível de carga. Eles atribuíram isso ao desenvolvimento de fissuras na amostra com carga mais elevada. Para os corpos de prova fissurados, onde se torna complexo a medição da retração, o autor sugere que a amostra fique em equilíbrio com o ambiente de laboratório antes de iniciar os testes de fluência.

JUN (2010) investigou o comportamento de fluência à tração de SHCC reforçado com fibras de PVA em corpos de prova selados carregados até 0,50% de deformação. Foram efetuados vários ciclos de carregamento/descarregamento e, em seguida, a carga foi mantida constante. Os tempos de falha para os dois corpos de prova testados foram 16 h e 5 h. O corpo de prova com maior tempo para ruptura atingiu deformação aproximada de 3%.

ADENDORFF e BOSHOF (2013) estudaram o comportamento de fluência de amostras não fissuradas de *SHCC* reforçado com 2% de fibras de PVA. Os testes foram divididos em três níveis de cargas em relação à tensão última à tração (4,26 MPa): 40-50%, 51-70% e 71-80%. Para as amostras que romperam ao nível de carga de 40-50%, a deformação máxima foi de 5% aos 49 dias de carga e a fluência unitária de 0,25 $\mu\text{m}/\mu\text{m}/\text{MPa}$ e 0,75 $\mu\text{m}/\mu\text{m}/\text{MPa}$; para cargas entre 51-70%, a ruptura ocorreu aos 14 dias de cargas com deformação de 7% e fluência unitária de 0,25 $\mu\text{m}/\mu\text{m}/\text{MPa}$ a 1,75 $\mu\text{m}/\mu\text{m}/\text{MPa}$, o que representou grande dispersão nos resultados. Por fim, as amostras com cargas entre 71-80% romperam aos 2 dias de cargas, com deformação de 8% e fluência unitária de 1,5 $\mu\text{m}/\mu\text{m}/\text{MPa}$ a 2,0 $\mu\text{m}/\mu\text{m}/\text{MPa}$. As deformações aumentaram com o aumento do nível de carga. Os autores ressaltaram que a forma (“caminho”) das fissuras contribuiu para que a deformação em altos níveis de carga atingissem quase 8%, enquanto que para testes estáticos a deformação alcançou no máximo 5,5%. Mesmo as amostras com menor nível de tensão de carga aplicada (40-50%) apresentou média de abertura de fissuras acima de 200 μm após 7 dias de carregamento. Isso significa que a vantagem de durabilidade desse tipo de compósito poderia ser comprometida sob cargas mantidas ao longo do tempo, porém os testes não são representativos de aplicações reais e as amostras não tinham armadura de aço. Os autores concluíram que o aumento da deformação com o aumento do nível de cargas não é uma relação linear com a média de abertura de fissuras.

Comparando corpos de prova previamente fissurados e não previamente fissurados antes da imposição de cargas de fluência à tração, BOSHOF *et al.* (2009a) notaram que a taxa de fluência é maior para corpos de prova pré deformados, isto porque a deformação por fluência aumenta com o aumento do número de fissuras na amostra e também com o arrancamento de fibras na seção fissurada. Os autores atribuíram este acréscimo à formação e abertura de novas fissuras, ambos dependentes do tempo.

A deformação de tração por fluência em *SHCC* consiste de 3 partes: a contribuição da matriz sem fissuras, a contribuição da iniciação e propagação de fissuras dependente do tempo e a formação de novas fissuras com o tempo. A abertura das fissuras formadas dependente do tempo pode ser relativa a ambos processos: 1) deformação pelo efeito de

ponte das fibras costurando as fibras e 2) pelo arrancamento de fibras dependente do tempo. Contudo, de acordo com BOSHOFF (2007), a deformação por fluência de uma única fibra é insignificante e, desta forma, pode ser ignorada. Por outro lado, o comportamento de arrancamento de fibra dependente do tempo é pronunciado e de maior importância para o desenvolvimento da deformação por fluência global no *SHCC*. Como no caso do concreto comum, altas taxas mantidas conduzirão à falha dependente do tempo (BOSHOFF, 2007, BOSHOFF *et al.*, 2009a).

Além da deformação da matriz e o desenvolvimento de novas fissuras, o processo de arrancamento de fibras dependente do tempo explica totalmente a abertura de fissuras observada durante investigações experimentais em corpos de prova testados por fluência à tração. O efeito desse fenômeno naturalmente depende do número de fissuras desenvolvidas (BOSHOFF, 2007, BOSHOFF *et al.*, 2009a).

De acordo com BOSHOFF (2007), a importância do deslocamento dependente do tempo é função do estado da fibra, ou seja, se a fibra está completamente não-aderida ou não. Se as fibras estiverem desaderidas, o deslocamento por fluência pode aumentar muito mais rápido do que no caso das fibras aderidas à matriz. Contudo, testes comuns de *pullout* desenvolvidos em regime monotônico de carregamento com controle da deformação normalmente são realizados em alguns minutos. Para tais períodos curtos de teste, o componente dependente do tempo da deformação do arrancamento é insignificante quando comparado com o deslocamento induzido pela carga monotônica (JUN, 2001).

Em relação a cargas ambientais e de fluência, alguns exemplos da literatura podem ser citados. A exemplo, LEPECH e LI (2006) analisaram o reparo em um *deck* (tabuleiro) de ponte realizado com *SHCC* e concreto. Após 5 anos de exposição no inverno de Michigan (Estados Unidos) com ciclos de gelo/degelo, um das fissuras no *SHCC* apresentaram espessura máxima de 0,05 mm e nenhuma abrasão. Para o concreto, as fissuras apresentaram 2 mm de espessura em dois anos e em 3 anos, o concreto foi severamente deteriorado e teve que ser substituído.

ROKUGO *et al.* (2005) registraram um reparo efetuado com dois tipos de *SHCC* (um com 1,5% de fibras de polietileno e outro com 2,1% de fibras de PVA) e uma

argamassa de reparo em um muro de contenção de concreto em Gifu no Japão. O muro apresentava problemas de fissuras devido à reação álcali-agregado. Os reparos foram efetuados com espessura de 50 a 70 mm. A base foi devidamente tratada antes da aplicação dos reparos e, como resultado, os reparos com *SHCC* desenvolveram fissuras de 0,050 mm depois de 10 meses e de até 0,12 mm depois de 24 meses. Com a aplicação apenas da argamassa de reparo as fissuras atingiram 0,30 mm depois de 24 meses.

Diante da importância da avaliação de materiais cimentícios sob cargas constantes, há a lacuna do conhecimento sobre a fluência do *SHCC* mantido sob altas temperaturas. Na presente pesquisa, a deformação *versus* tempo do *SHCC* submetido a temperaturas de 100°C e 60°C, comparativamente à fluência à temperatura de 22°C foram estudadas.

Com base na revisão bibliográfica apresentada, pode-se observar que o *SHCC* reforçado com fibras de PVA é um material bastante promissor sob o ponto de vista de durabilidade e de desempenho mecânico à tração mesmo em temperatura mais elevada (até 100°C). Esse desempenho é dependente das propriedades da fibra, da matriz e da interface fibra-matriz. Desse modo, forma, estudos que remetem a melhor compreensão desse material, sobretudo sob alta temperatura e em várias condições de umidade, são importantes para viabilizar suas aplicações em campo, especificamente em locais com problemas de durabilidade química e durabilidade térmica, além de contribuir para o para o avanço do conhecimento.

3. DESENVOLVIMENTO DO COMPÓSITO SHCC E CARACTERIZAÇÃO MECÂNICA EM TEMPERATURA AMBIENTE (22°C)

Esse capítulo apresenta a caracterização dos materiais empregados, o desenvolvimento e o ajuste da dosagem do SHCC reforçado com fibras de PVA, o arranjo experimental e os resultados dos testes de caracterização mecânica à tração, compressão e flexão na temperatura de 22°C do compósito.

3.1 INTRODUÇÃO

A seleção e proporcionamento de materiais e o processo de produção do SHCC devem ser criteriosos para que o compósito apresente bom desempenho mecânico e durabilidade quando exposto a condições em serviço. Em especial, no estado fresco, a matriz deve exibir reologia apropriada para embeber as fibras curtas e permitir a moldagem e, no estado endurecido, apresentar comportamento de *strain hardening* e formação de múltiplas fissuras, mas sem comprometer propriedades de permeabilidade a líquidos e gases. Desta forma, diversas composições de SHCC foram propostas e estudadas pela literatura avaliando-se a influência do teor de cinza volante (CV), da dimensão do agregado miúdo (MAGALHÃES, 2010), de agregado leve e de diversos tipos de fibras (PVA, polipropileno, polietileno e outras) nas propriedades mecânicas do compósito.

Neste trabalho, buscou-se utilizar uma formulação de compósito SHCC reforçado com fibras de PVA proposta pela literatura (BRÜDERN; MECHTCHERINE, 2011) onde foram necessárias apenas adequações na reologia da mistura e na disponibilidade dos materiais no Brasil. Após análises químicas, físicas e granulométricas dos materiais, o compósito foi produzido e caracterizado no estado endurecido quanto aos ensaios de tração, compressão e flexão. O padrão de fissuração na tração também foi estudado. Os ensaios foram realizados no Laboratório de Estruturas e Materiais – LabEst da COPPE/UFRJ.

3.2 PROGRAMA EXPERIMENTAL: MATERIAS E MÉTODOS

O programa experimental apresenta os materiais utilizados, a dosagem, o processamento e a cura do *SHCC* utilizado, a metodologia de testes mecânicos e os resultados obtidos.

3.2.1 Materiais utilizados e sua caracterização

Os materiais utilizados na produção do compósito foram cimento Portland CP II F-32 de fabricante Lafarge, cinza volante produzida comercialmente pela PozoFly (da cidade de Tubarão/Santa Catarina), areia natural lavada com diâmetro de grãos inferior a 212 μm procedente do município de Maricá/RJ, aditivo superplastificante Glenium 51 e aditivo modificador de viscosidade Rheomac UW 410, ambos do fabricante BASF. O aditivo Glenium 51 é um aditivo líquido livre de cloretos, de base química de éter policarboxilato. O Rheomac UW 410 é um aditivo de base química polimérica, utilizado com a finalidade de evitar exsudação e segregação da mistura. Os valores de pH e de teor de sólidos do aditivo superplastificante Glenium 51 são respectivamente 6,71 e 30,41%, fornecidos pelo fabricante BASF.

Também foram utilizadas fibras poliméricas de PVA, ilustradas na Figura 3.1. Essas fibras de PVA (REC 15) têm 12 mm de comprimento e 0,040 mm de diâmetro. Foram fornecidas pelo fabricante japonês KURARAY COMPANY (2014) e apresentaram, segundo laudo, resistência à tração de 1600 MPa, módulo de elasticidade de 40 GPa e alongamento de 7%.



Figura 3.1 - Fibra PVA (REC 15) utilizada com 12 mm de comprimento e 0,040 mm de diâmetro.

A caracterização dos materiais foi realizada por meio de análises químicas, físicas e granulométricas. A composição química dos materiais foi determinada por meio de análise por espectroscopia por fluorescência de energia dispersiva (EDS) de raios-X, em equipamento de fabricante Shimadzu, modelo EDX 720, ilustrado na Figura 3.2, com tubo de ródio e detector de Si resfriado a nitrogênio líquido. Todos os elementos na faixa do Ti ao U e do Na ao Sc foram pesquisados e os resultados em percentuais dos óxidos SiO₂, Al₂O₃, Fe₂O₃, SO₃, K₂O, CaO, CuO, ZnO, SrO e MnO são apresentados na Tabela 3.1.



Figura 3.2 - Equipamento utilizado para determinação da composição química.

Tabela 3.1 - Composição química, em termos de óxidos, realizada por energiadispersiva de raios – X do cimento Portland CP II F-32 e da cinza volante.

Nome do óxido	Cimento Portland CP II F-32 (%)	Cinza Volante
Dióxido de silício (SiO ₂)	13,704%	51,937%
Trióxido de alumínio (Al ₂ O ₃)	4,254%	32,810%
Trióxido de ferro (Fe ₂ O ₃)	4,216 %	5,007%
Anidrido sulfúrico (SO ₃)	4,697%	2,073%
Óxido de potássio (K ₂ O)	0,382%	3,502%
Óxido de cálcio (CaO)	72,042%	1,936%
Óxido de cobre (CuO)	0,022%	-
Óxido de zinco (ZnO)	0,044%	-
Óxido de estrôncio (SrO)	0,287%	-
Dióxido de titânio (TiO ₂)	0,279%	1,324%
Óxido de Manganês (MnO)	0,075%	0,040%
Pentóxido de fósforo (P ₂ O ₅)	-	0,997%
Dióxido de zircônio (ZrO ₂)	-	0,104%
Trióxido de túlio (Tm ₂ O ₃)	-	0,069%
Pentóxido de vanádio (V ₂ O ₅)	-	0,067%
Óxido de sódio (Na ₂ O)	-	-
Cl	-	-

A massa específica real dos materiais foi determinada utilizando-se um picnômetro à gás hélio de fabricante Micromeritics, modelo AccuPyc 1340, mostrado na Figura 3.3 (a). O equipamento fornece a massa específica média e o desvio padrão após cinco determinações. Os valores da massa específica dos materiais são apresentados na Tabela 3.2.

A área superficial de grãos de cimento e de cinza volante foi determinada por meio de equipamento para determinação da superfície específica pelo método B.E.T de fabricante Micromeritics modelo ASAP 2020 *Surface Area and Porosity Analyser*, ilustrado na Figura 3.3 (b). Os valores de área específica são apresentados na Tabela 3.2.

Tabela 3.2– Massa específica e área específica dos materiais utilizados.

Material	Massa específica (g/cm ³)	Área específica BET (m ² /kg)
Cimento CP II F-32	3,22	949,80
Cinza volante	2,40	916,10
Areia natural lavada (ϕ máximo de 212 μ m)	2,72	-
Glenium 51	1,08	-
Rheomac UW 40	1,51	-
Fibra PVA	1,48	-



(a)



(b)

Figura 3.3 - Equipamentos utilizados (a) para determinação da massa específica por picnometria à gás hélio dos materiais e (b) para determinação da área superficial de grãos de cimento e de cinza volante.

A granulometria do cimento e da cinza volante foi realizada por granulometria à laser (via analisador de partículas) utilizando o equipamento Malvern Mastersizer 2000,

apresentado na Figura 3.4. As condições de ensaio foram: agitação de 1500 rpm, tempo de ultrassom de 2,5 min, obscuração entre 10% e 20% e tempo de dispersão de 5 min. A amostra de cimento foi dispersa em solução de álcool etílico durante a realização do ensaio e a amostra de cinza volante foi dispersa em água deionizada. A distribuição granulométrica desses materiais está apresentada na Figura 3.4.

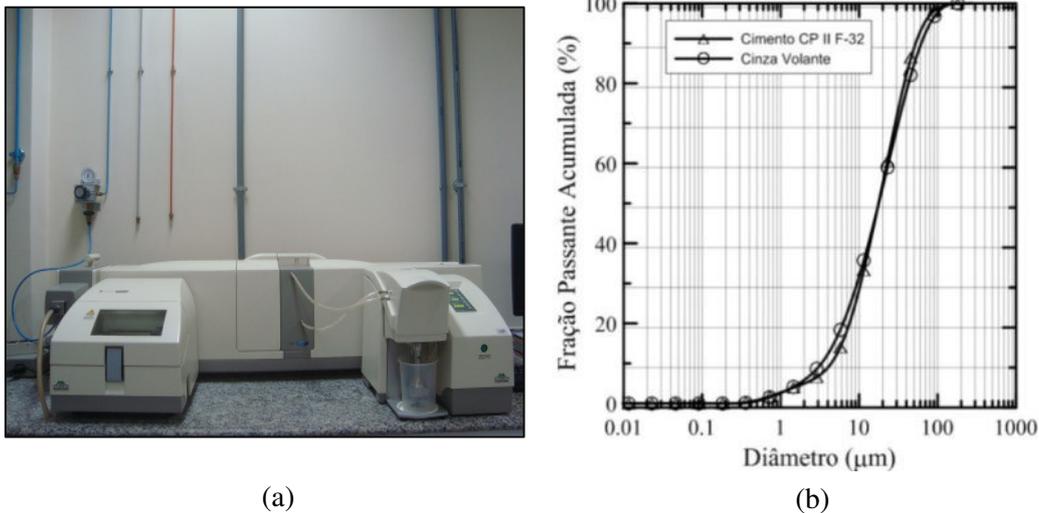


Figura 3.4 - (a) Equipamento para determinação da distribuição granulométrica por meio de granulometria à laser (via analisador de partículas) utilizado e (b) curvas granulométricas do cimento CP II F-32 e cinza volante.

Nota-se da Figura 3.4 (b) que as curvas granulométricas do cimento e da cinza volante são semelhantes. Os tamanhos das partículas variaram entre $0,4 \mu\text{m}$ e $209 \mu\text{m}$ e 50% das partículas de cimento e de cinza volante são inferiores a $17,38 \mu\text{m}$, 95% das partículas de cimento são inferiores a $69,18 \mu\text{m}$ e 95% das partículas de cinza volante são inferiores a $79,43 \mu\text{m}$.

O agregado miúdo utilizado foi areia quartzosa natural de rio, procedente do município de Maricá/RJ com valor de módulo de finura igual a 0,83. A granulometria foi realizada em agitador mecânico com peneiras de abertura entre malhas de $75 \mu\text{m}$, $150 \mu\text{m}$ e $212 \mu\text{m}$. A Figura 3.5 apresenta a curva da distribuição granulométrica da areia utilizada. Os diâmetros D50 e D85 da areia são $175 \mu\text{m}$ e $200 \mu\text{m}$, respectivamente. O agregado miúdo foi armazenado em recipiente com tampa para evitar contaminações externas.

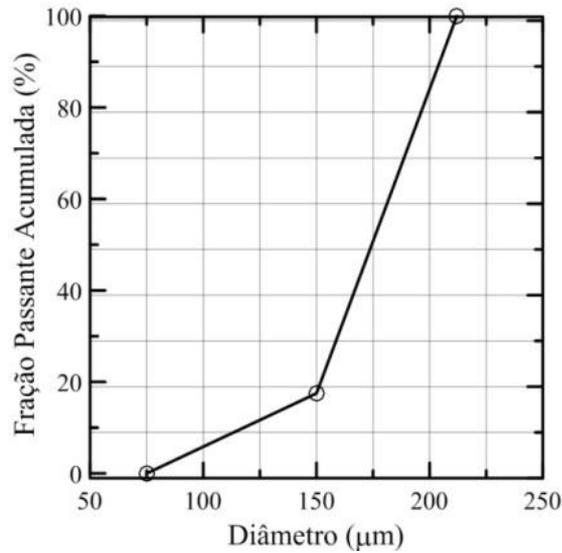


Figura 3.5 - Curva granulométrica da areia quartzosa natural de rio utilizada com diâmetro máximo de grãos de 212 µm.

A caracterização da composição mineralógica dos sólidos cristalinos presentes nas amostras de cimento e de cinza volante foi realizada por difratometria de raios-X. O difratômetro Bruker D8 Focus com radiação de cobre ($\text{CuK } \alpha$, $\lambda = 1,5418 \text{ \AA}$), operando a 40 kV e 40 mA utilizado está apresentado na Figura 3.6. Para determinação das fases sólidas cristalinas foram realizadas varreduras com velocidade angular de $0,05^\circ$ por segundo e intervalo de medida entre os ângulos de Bragg (2θ) de 10° e 70° . As fases cristalinas do cimento e da cinza volante são apresentadas na Figura 3.7.



Figura 3.6 - Difratômetro de raios-X utilizado.

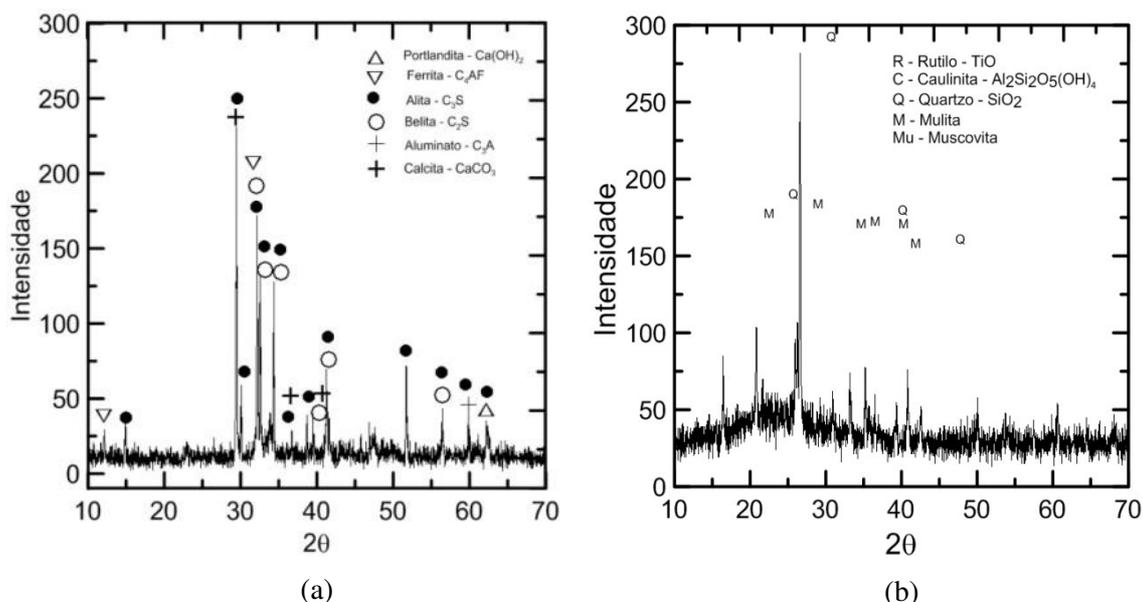


Figura 3.7 - Difratoograma por raios – X (a) cimento Portland CP II F-32 e (b) cinza volante.

Na Figura 3.7 (a) pode ser observada a alta reatividade do cimento Portland e na Figura 3.7 (b) um pequeno desvio na linha de base no difratograma da cinza volante, entre os ângulos de Bragg de 20° e 30°, indicando a existência de sílica no estado amorfo.

A resistência à compressão do cimento Portland CP II F-32 foi determinada, conforme ABNT NBR 7215/1997 e os resultados são mostrados na Tabela 3.3.

Tabela 3.3 – Resistência à compressão do cimento Portland

Propriedade determinada/ idade de teste		Resultado obtido (MPa)	Exigência segundo NBR 11578/1997
Resistência à compressão	3 dias	21	≥ 10
	7 dias	25	≥ 20
	28 dias	34	≥ 32

A água utilizada para a produção da matriz e do compósito é proveniente da concessionária de abastecimento da cidade do Rio de Janeiro/RJ após processo de deionização.

3.2.2 Dosagem e produção do compósito

A composição do compósito SHCC foi baseada na literatura (BRÜDERN;

MECHTCHERINE, 2011) com ajustes para materiais disponíveis no Brasil. A dosagem foi efetuada com base na proporção dos materiais da mistura em relação à quantidade de cimento. Ajustes na quantidade de água e de aditivo superplastificante foram efetuados para que a mistura atingisse a “trabalhabilidade” desejada. Essa trabalhabilidade foi medida por meio de ensaio de consistência (ABNT NBR 13276/2005) e por observação visual (se a mistura segregou e se as fibras se dispersaram bem na mistura). A composição do *SHCC* é apresentada na Tabela 3.4.

Tabela 3.4 - Composição (kg/m³) da matriz e do compósito *SHCC* reforçado com fibras de PVA.

Insumo	Quantidade (kg/m ³)
	<i>SHCC</i>
Cimento CP II F-32 (C)	488,10
Cinza Volante (CV)	593,45
Areia diâmetro máximo 212 µm (AF)	516,13
Aditivo superplastificante Glenium 51 (S)	30,00*
Aditivo modificador de viscosidade Rheomac UW 40 (VMA)	3,20
Água total do traço (A)	380,88**
Fibras PVA (F)	29,00
Relação água/cimento	0,78
Relação água/aglomerante	0,35
Relação C:CV:AF:S:VMA:F	1:1,22:1,06:0,06:0,006:0,06

* Teor de sólidos de 30,41%.
 ** Fração volumétrica de fibras de PVA 2%.

A preparação do compósito foi realizada em sala climatizada (21±1°C) com misturador com capacidade para 20 litros, dotado de 3 velocidades (125, 220 e 450 rpm) ilustrado na Figura 3.8.



Figura 3.8 - Misturador utilizado para a produção da matriz e do compósito *SHCC*.

O compósito é sensível a qualquer alteração no procedimento de mistura e de moldagem. Desta forma, um procedimento de mistura foi escolhido e rigorosamente seguido, a fim de evitar possíveis discrepâncias nos resultados dos ensaios mecânicos. Esse procedimento foi elaborado com base em JUN (2010). O tempo total de mistura foi de 8,5 minutos e obedeceu a sequência:

➤ após umedecimento da cuba e da pá do misturador, foram colocados na cuba todos os ingredientes sólidos da matriz (cimento, areia, aditivo modificador de viscosidade e cinza volante) e homogeneizados durante 30 segundos na velocidade 1 (125 RPM), conforme ilustra a Figura 3.9 (a);

➤ adição de toda a água durante 30 segundos na velocidade 1 (125 RPM);

➤ adição de 50% da quantidade de aditivo total superplastificante durante 60 segundos na velocidade 2 (220 RPM);

➤ adição do restante do aditivo superplastificante (50%) durante 30 segundos na velocidade 1 (125 RPM);

➤ mistura por 60 segundos na velocidade 2 (220 RPM);

➤ realização de uma parada de 60 segundos no procedimento de mistura para limpeza da cuba e da pá do misturador;

➤ as fibras foram adicionadas para o caso do compósito durante 60 segundos na velocidade 1 (125 RPM) de forma lenta, para evitar a formação de grumos na mistura, o que pode ocasionar uma dispersão não homogênea das fibras na matriz. A Figura 3.9 (b) mostra as fibras já adicionadas à mistura;

➤ realização uma parada de 60 segundos no procedimento de mistura para limpeza da cuba e da pá do misturador, conforme exibe a Figura 3.9 (c);

➤ mistura por 120 segundos na velocidade 2 (220 RPM) para uma melhor distribuição das fibras no caso do compósito, Figura 3.9 (d).

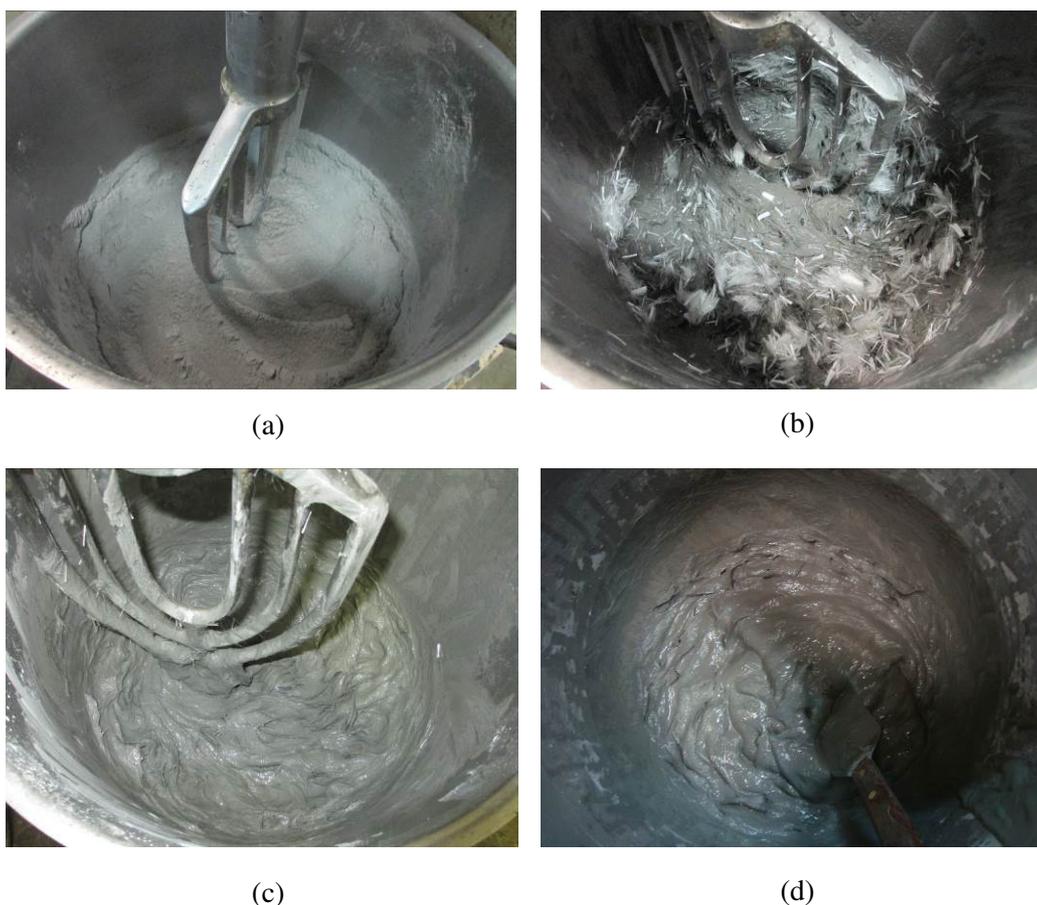


Figura 3.9 – Processo de mistura do compósito: (a) mistura dos componentes secos, (b) adição de fibras, (c) parada no processo de mistura após adição de fibras e (d) compósito.

A partir de uma análise visual, o compósito não apresentou segregação dos componentes, exsudação de água ou ainda aglomeração de fibras. Imediatamente após o término do procedimento de mistura foi medido o espalhamento na mesa (índice de consistência) *flowtable* (ABNT NBR 13276/2005), teor de ar pressométrico e massa específica. Os resultados dessas propriedades medidas estão apresentados na Tabela 3.5, bem como os resultados obtidos por MAGALHÃES (2010). Na Figura 3.10 está apresentada a consistência do compósito.

Tabela 3.5 - Propriedades no estado fresco do compósito produzido e da literatura.

Propriedades	<i>SHCC</i>	MAGALHÃES (2010)
Espalhamento (diâmetro) (mm)	23,0	29,0
Teor de ar pressométrico (%)	6,2	2,8
Massa específica (kg/m ³)	1820,0	1840,0



Figura 3.10 - Ensaio de espalhamento do compósito.

3.2.3 Moldagem e cura de corpos de prova de compósito

Logo após o instante de caracterização no estado fresco das misturas, foram moldados corpos de prova para testes de compressão em formas cilíndricas metálicas de dimensões de 5 x 10 cm e placas para testes de flexão com dimensões de 60 x 15 x 400 mm (largura x espessura x comprimento).

Os corpos de prova testados sob tração direta foram moldados em formato de haltere com seção transversal de 30 x 30 mm e comprimento de 330 mm. A geometria em formato de haltere é apropriada porque evita ruptura na região de introdução da carga nos corpos de prova durante os testes e favorece a distribuição de tensões na seção central reduzida (MECHTCHERINE, 2007, ROKUGO *et al.*, 2008). Os moldes não possuíam entalhe. Algumas fôrmas utilizadas para os testes de tração e flexão podem ser vistas na Figura 3.11 (a).

O método de moldagem e preenchimento de moldes têm influência direta no alinhamento das fibras e, portanto, nas resistências à tração, à flexão e à compressão do compósito (ZHOU *et al.*, 2012, FELEKOGU *et al.*, 2014). Por isso, o procedimento de moldagem dos compósitos foi semelhante. Todos os corpos de prova destinados aos ensaios de tração e flexão foram moldados na horizontal. A Figura 3.11 (b) ilustra a moldagem de compósito em corpo de prova a ser testado à tração.

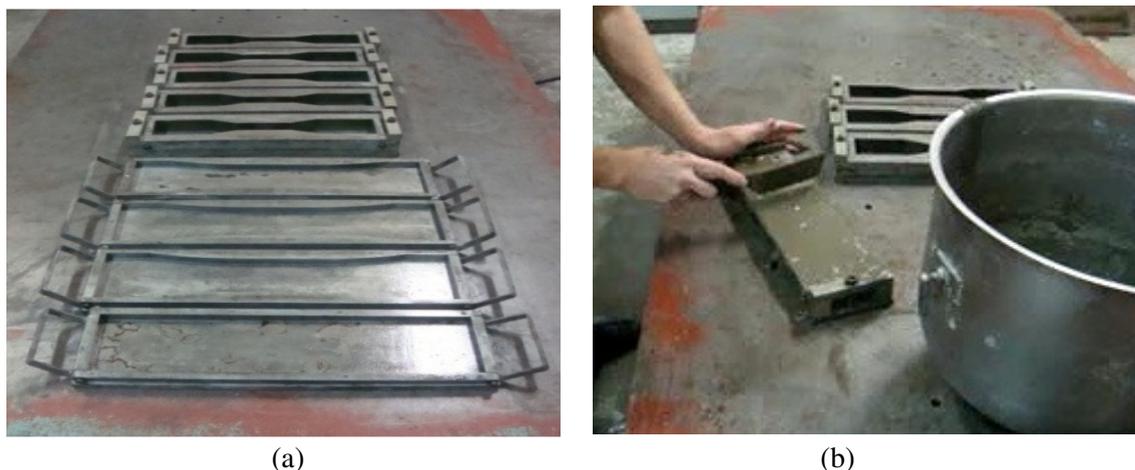


Figura 3.11- (a) Forma para corpos de prova a serem testados à tração (em formato de haltere) e flexão (em placa) e (b) moldagem de corpo de prova em formato de haltere para ser testados à tração.

Após a moldagem, os corpos de prova para ensaios de tração, flexão e compressão foram adensados em mesa vibratória com frequência de 68 Hz por 30 segundos e armazenados em sala com temperatura controlada de $21^{\circ}\text{C} \pm 1^{\circ}\text{C}$. Os mesmos foram cobertos com saco plástico para evitar saída de água da mistura.

Com três dias de idade, os corpos de prova foram desmoldados e novamente envolvidos em saco plástico e mantidos na sala de $21^{\circ}\text{C} \pm 1^{\circ}\text{C}$ até a idade de 28 dias – data de realização dos ensaios mecânicos.

3.2.4 Arranjo experimental dos ensaios mecânicos

3.2.4.1 Tração

Os ensaios de tração foram realizados à temperatura ambiente (sem efeito da temperatura) em máquina de ensaios universais Shimadzu AGX 100 kN, ilustrada na Figura 3.12 (a). A célula de carga utilizada no ensaio de tração foi de 50 kN e a velocidade de carregamento adotada, baseada na literatura (MAGALHAES, 2010), de 0,1 mm/min. Os deslocamentos foram medidos por dois LVDT's posicionados nas laterais dos corpos de prova com comprimento de medida igual a 80 mm.

A configuração do ensaio é mostrada na Figura 3.12 (b). O alinhamento vertical do corpo de prova na máquina de ensaios mecânicos foi verificado com auxílio de laser.

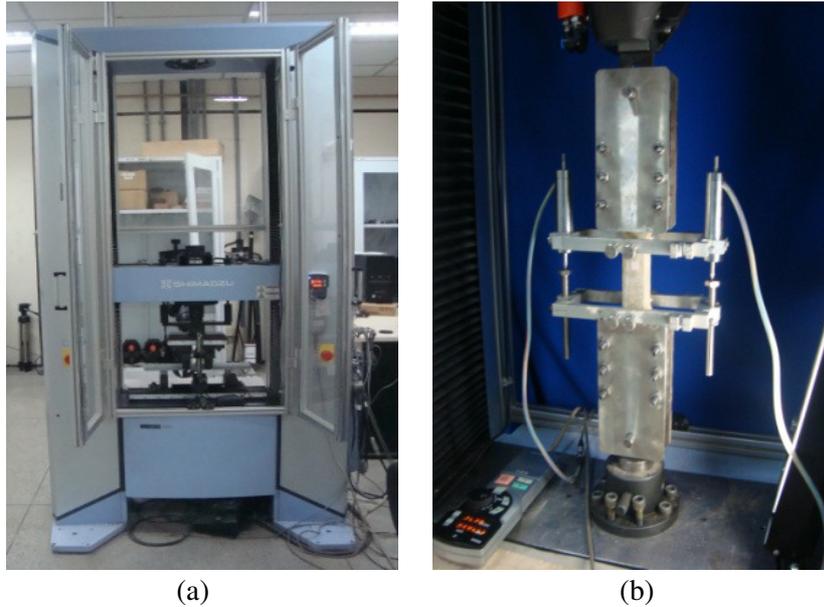


Figura 3.12- Teste de tração em matriz e compósito de *SHCC* reforçado com fibras de PVA (a) equipamento de ensaio (b) configuração do ensaio.

Aos 28 dias de idade, os corpos de prova com formato haltere com seção central de 30 x 30 mm (largura *versus* espessura) e comprimento de 330 mm, conforme apresenta a Figura 3.13, foram testados.



Figura 3.13 - Corpos de prova para o ensaio à tração.

Os ensaios de tração direta permitiram a obtenção dos valores médios de deformação e de tensão de primeira fissura, bem como valores máximos de tensão pós fissuração (σ_{pc}) e capacidade de deformação.

Antes de serem submetidos aos ensaios de tração, as faces dos corpos de prova foram regularizadas por meio de equipamento de corte. Esse procedimento foi necessário, pois

durante o processo de moldagem não houve regularização da superfície e qualquer imperfeição na superfície pode ocasionar concentração de tensões, resultando na ruptura precoce do corpo de prova.

Durante o teste de tração direta no compósito, com objetivo de monitorar o surgimento de fissuras nos corpos de prova, a região tracionada dos corpos de prova (80 mm na parte central) foi monitorada por meio de imagens obtidas em câmera digital Nikon modelo D90 com lente Nikon 60 mm modelo AF micro resolução de 12,3 megapixels. As imagens foram feitas a cada 30 segundos durante os ensaios e, posteriormente, com o auxílio do software ImageJ, de análise de imagens, foram utilizadas na medida do espaçamento e abertura de fissuras.

Para quantificação de fissuras (densidade) e cálculo da abertura de fissuras, cinco linhas paralelas foram desenhadas ao longo do comprimento do corpo de prova, de forma que foram computadas as fissuras que cruzassem as cinco linhas, conforme procedimento adotado por (WAGNER e SLOWIK, 2012).

A densidade de fissuração foi calculada na região central do sentido do comprimento do corpo de prova (80 mm), onde foi posicionado o LVDT durante o ensaio de tração. Em seguida, essa região foi dividida em quatro regiões (região 1 a região 4) para identificação e quantificação das fissuras, conforme ilustrado na Figura 3.14.

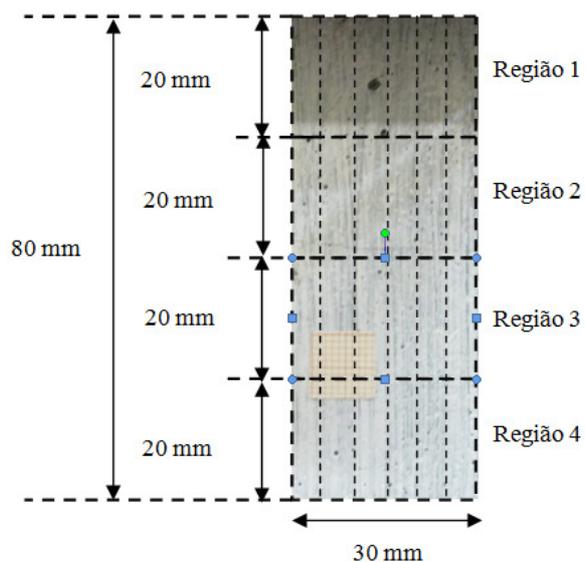


Figura 3.14 - Representação das linhas na parte central dos corpos de prova testados a tração para efeito de cálculo de quantidade/abertura e espaçamento de fissuras.

A abertura das fissuras foi calculada e medida em *pixels* e convertida em comprimento de medida com o auxílio de uma escala milimétrica afixada nas amostras. Para a medida de abertura de fissuras, foi utilizado a configuração da Figura 3.14 em cada fissura monitorada e calculada a média para cada fissura.

Os valores médios de abertura de fissura foram correlacionados em gráficos com os respectivos valores de tensão e deformação. O ensaio permitiu também, a obtenção da densidade de fissuração na tração, segundo a equação 3.1.

$$d = \frac{n}{L} \quad \text{Equação 3.1}$$

Onde:

d é a densidade de fissuração;

n é o número de fissuras

L é a região central das amostras

3.2.4.2 Compressão

Os testes de resistência à compressão no compósito foram realizados aos 28 dias de idade em máquina servo-controlada Shimadzu UH-F 1000 kN com capacidade máxima de 1000 kN a uma velocidade de deformação axial de 0,015mm/min. Os deslocamentos axiais foram medidos por dois LVDT acoplados por anéis metálicos posicionados na região central do corpo de prova com um curso de 5,0 mm, como mostra a Figura 3.15.

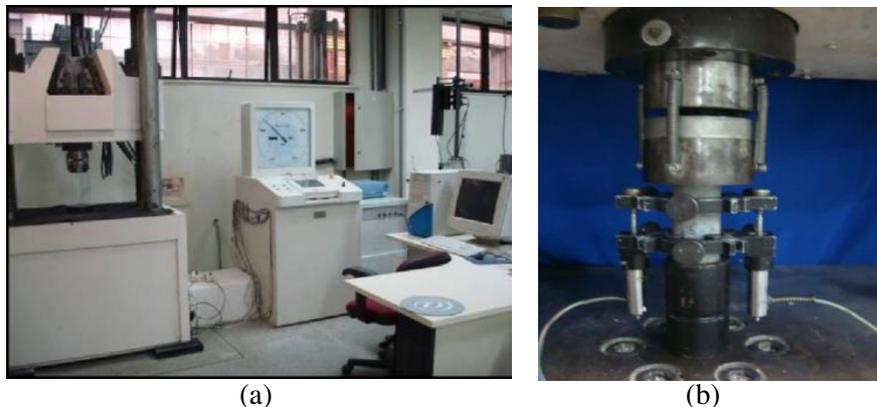


Figura 3.15 – Testes de resistência à compressão (a) máquina de ensaio e (b) configuração do ensaio de compressão.

Os dados de deslocamentos axiais e carregamento foram obtidos por meio de um sistema de aquisição de dados composto de um condicionador ADS 2000, de 16 bits e um software AQDados versão 7.02.08, da Empresa Lynx.

A resistência à compressão foi determinada a partir da Equação 3.2 e o módulo de elasticidade a partir da equação 4.3.

$$\sigma = \frac{P}{A} \quad \text{Equação 3.2}$$

Onde:

σ é a tensão de compressão, P é a carga aplicada e A é a área da seção transversal do corpo de prova.

$$E = \frac{(\sigma_2 - \sigma_1)}{(\xi_2 - \xi_1)} \quad \text{Equação 3.3}$$

Onde:

E é o módulo de elasticidade;

σ_2 é a tensão de compressão correspondente a 40% da carga última;

σ_1 é a tensão de compressão correspondente a deformação axial ξ_1 de 0,000050;

ξ_2 é a deformação axial produzida pela tensão σ_2 .

ξ_1 é a deformação axial igual a 0,000050 mm/mm;

Foram utilizados três corpos de prova cilíndricos para caracterização do compósito com 100 mm de altura e 50 mm de diâmetro.

Um dia antes da data dos testes de compressão, as superfícies superior e inferior dos corpos de prova cilíndricos foram regularizadas com auxílio de um torno mecânico, tendo em vista que as superfícies irregulares e não planas dos topos dos corpos de prova

causam problemas como transmissão não uniforme da tensão de compressão, o que concentra tensões e causa ruptura prematura dos corpos de prova. Após regularização, os corpos de prova foram novamente envolvidos em saco plástico e mantidos na sala de $21^{\circ}\text{C} \pm 1^{\circ}\text{C}$ até o momento da realização dos testes. Detalhes deste processo podem ser visto na Figura 3.16.

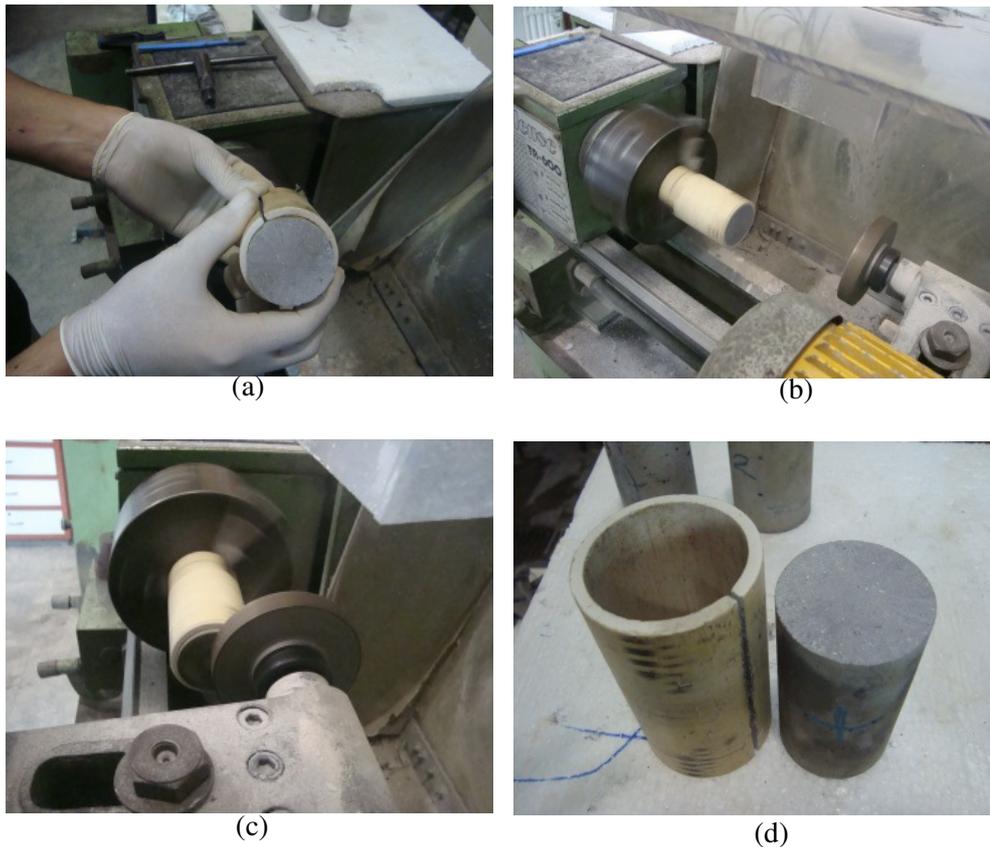


Figura 3.16 – Faceamento dos corpos de prova (a) preparação da amostra (b) equipamento (c) execução do faceamento e (d) corpo de prova já faceamento.

3.2.4.4 Flexão

Os testes de flexão em quatro pontos foram efetuados em equipamento para ensaios mecânicos de fabricante Shimadzu, modelo AGX – 100 kN. A velocidade de ensaio foi de 0,3 mm/min. Os deslocamentos foram medidos por um LVDT posicionado no vão central do corpo de prova.

Os dados de deslocamentos e carga foram registrados por um “software” Trapezium versão 2.22, da Shimadzu, conectado diretamente à máquina de ensaio.

Os corpos de prova foram fabricados com geometria retangular de 60,0 x 12,5 x 400,0 mm (largura, espessura e comprimento) e com vão entre apoios de 255 mm. Foram testados cinco corpos de prova na idade de 28 dias. A configuração do ensaio é mostrada na Figura 3.17. Nota-se o dispositivo de ensaio com quatro cutelos montado sobre a máquina de ensaio.



Figura 3.17 - Configuração do ensaio de flexão em quatro pontos e arranjo experimental para análise do patamar de fissuração na flexão.

Foram calculados, por meio da equação 3.4, os valores de tensão de primeira fissura (σ_{1^a}) e os valores de tensão máxima pós fissuração (σ_u). Obteve-se também, os deslocamentos correspondentes δ_{1^a} de primeira fissura e máximo (δ_u).

$$\sigma = \frac{6M}{bd^2} \quad \text{Equação 3.4}$$

Onde:

σ é a tensão na flexão;

M é o momento fletor no meio do vão;

b é a dimensão da base da amostra;

d é a altura da seção transversal da amostra.

3.3 RESULTADOS E DISCUSSÃO

3.3.1 Tração

A Figura 3.18 apresenta as curvas de tensão *versus* deformação dos ensaios de tração realizados no compósito. A Tabela 3.6 exibe os resultados médios de tensão e deformação máximos e de primeira fissura. O compósito apresenta valores máximos de tensão e de deformação de 4,5 MPa e de 4,03%, respectivamente. Esta alta capacidade de deformação no *SHCC* é possível por meio de revestimento (*coating*) na superfície das fibras de PVA que reduz a sua hidrofiliabilidade e alterar os parâmetros de interface fibra-matriz ao mesmo tempo em que permite a formação de finas fissuras no compósito.

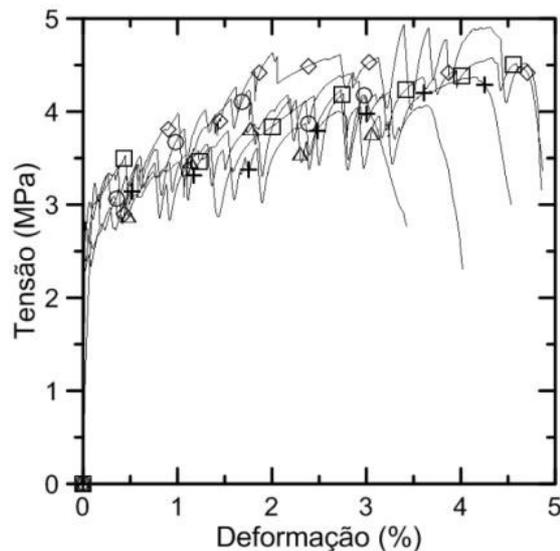


Figura 3.18 - Curvas tensão *versus* deformação sob cargas de tração do *SHCC*.

Nota-se na Figura 3.18 que o compósito em estudo quando submetido a esforços de tração, exibiu uma relação pós-pico de carregamento caracterizado pelo comportamento *strain hardening* e pelo desenvolvimento de um processo de múltipla fissuração, resultando em um compósito de comportamento bastante dúctil.

Tabela 3.6– Resultados experimentais de ensaios de tração direta para o compósito do estudo.

Propriedade		Compósito
Primeira fissura	σ_{1^a} (MPa)	2,35
	sd (MPa)	0,26
	cv (%)	10,85
	ϵ_{1^a} (%)	0,0131
	sd (MPa)	0,004
	cv (%)	30,77
Valores últimos	σ_u (MPa)	4,50
	sd (MPa)	0,27
	cv (%)	6,01
	ϵ_u (%)	4,03
	sd (MPa)	0,75
	cv (%)	18,52

σ_{1^a} e ϵ_{1^a} = tensão de primeira fissura e deformação correspondente, respectivamente.
sd = desvio padrão e cv = coeficiente de variação.

σ_u e ϵ_u = tensão última e deformação correspondente, respectivamente.

σ_u é a deformação no ponto onde ocorre localização do dano, isto é, após a formação das múltiplas fissuras no compósito, ocorre a abertura de uma das inúmeras fissuras, conduzindo à ruptura da amostra. A partir desse valor, a tensão é decrescente.

ϵ_u é a deformação referente à localização do dano.

A tensão de primeira fissura (MPa) e a correspondente deformação (%) obtidas foram próximas aos valores encontrados na literatura para compósitos *SHCC* reforçado com fibras de PVA com valores de tensão variando de 2,12 MPa a 3,66 MPa e de deformação entre 0,0147% a 0,021% (KANAKUBO *et al.*, 2005; MAGALHÃES, 2010). Os valores de tensão máxima também estiveram de acordo com os valores encontrados na literatura, na qual estiveram entre 2,90 MPa a 4,95 MPa. Do mesmo modo, os valores de deformação de pico está próximo aos valores encontrados pela literatura (entre 3% e 5%) (LI *et al.*, 1995, 2001; LEPECH e LI, 2008; ROKUGO *et al.*, 2008).

Na Figura 3.19 tem-se as imagens das regiões (seções) centrais típicas dos cinco corpos de prova do compósito após o teste de tração. Observa-se a predominância de finas fissuras.

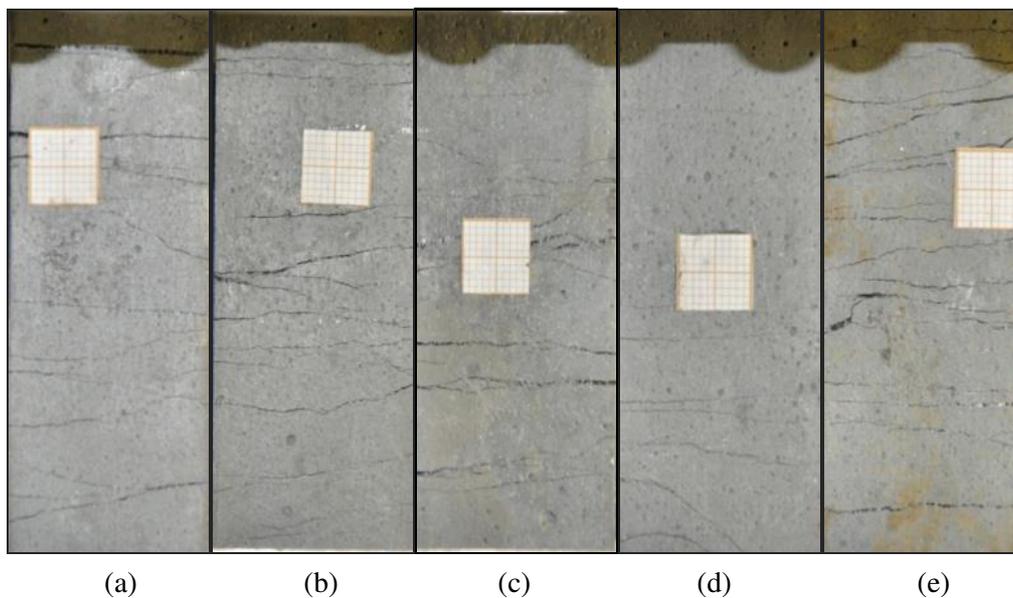


Figura 3.19 – Fissuração típica da seção central de corpos de prova de compósito após teste de tração (a) a (e) correspondem respectivamente aos cinco corpo de prova testados.

A análise do padrão de fissuração dos compósitos foi realizada por meio de cálculos da densidade e abertura de fissuras dos corpos de prova submetidos à esforços de tração direta, conforme procedimento descrito no item 3.2.4. A densidade de fissuração média foi calculada com base nos cinco corpos de prova testados e o cálculo da abertura de fissuras (média e máxima) e o espaçamento de fissuras foi realizado em apenas três corpos de prova de compósito. A Tabela 3.7 apresenta os resultados do padrão de fissuração obtido. A Figura 3.20 apresenta a densidade média de fissuração obtida e seu desvio padrão correlacionado com a curva representativa do comportamento tensão *versus* deformação do *SHCC* reforçado com fibra PVA.

A partir da Tabela Figura 3.20, nota-se que a medida que a deformação aumenta, a densidade de fissuras também cresce. O alto coeficiente de determinação (R^2) (0,9978) indica a qualidade do ajuste da linha de regressão linear entre as variáveis “densidade de

fissuras” e “deformação”, isto equivale dizer que uma variável é explicada pela outra e vice-versa.

Os resultados da análise do padrão de fissuração dos corpos de prova de *SHCC* testados foram correlacionados com a curva tensão *versus* deformação apresentados na Figura 3.21

Tabela 3.7 – Resultados do padrão de fissuração dos corpos de prova de *SHCC*.

ϵ (%)	Densidade de fissuras e sd (N ^o /m)	Abertura média de fissuras (μ m)	Máxima abertura de fissuras (μ m)	Espaçamento entre as fissuras (mm)
0,00	0,00 (0,00)	0,00	0,00	0,00
0,25	20,83 (0,58)	38,02 (11,34)	46,03	27,13 (5,74)
0,50	37,50 (1,00)	53,44 (20,51)	79,44	19,45 (5,74)
0,75	50,00 (1,73)	65,20 (22,37)	92,78	13,55 (4,05)
1,00	66,67 (2,89)	70,09 (29,55)	116,00	9,62 (6,47)
1,50	87,50 (2,00)	-	-	7,22 (1,20)
2,00	120,83 (1,16)	80,24 (33,72)	143,89	6,06 (1,03)
2,50	150,00 (1,73)	-	-	5,28 (0,45)
3,00	170,83 (1,53)	103,39 (55,54)	240,67	4,78 (0,45)
3,50	191,67 (1,15)	-	-	3,99 (0,46)
4,00	229,17 (2,08)	113,04 (52,90)	267,56	-
4,50	254,17 (2,08)	-	-	-

sd = desvio padrão (entre parênteses)

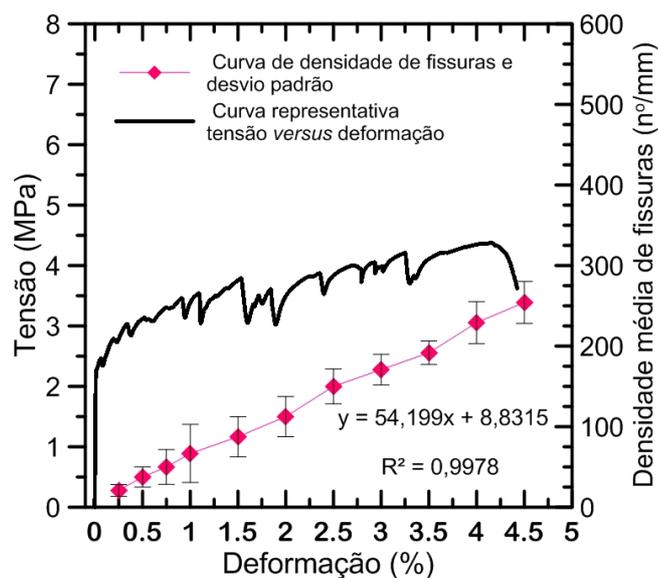
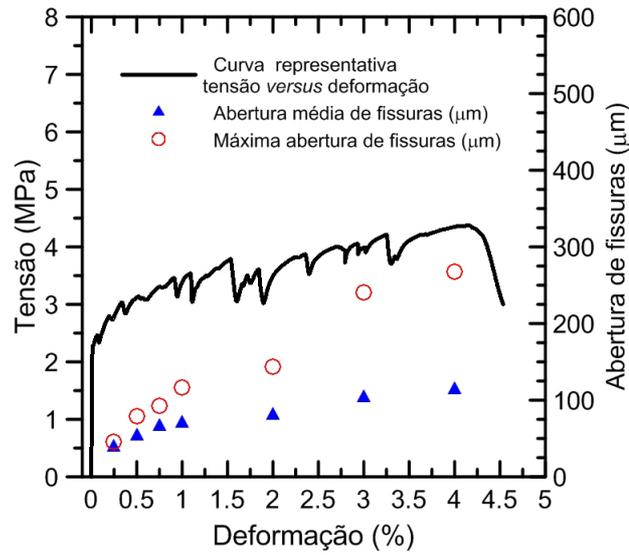
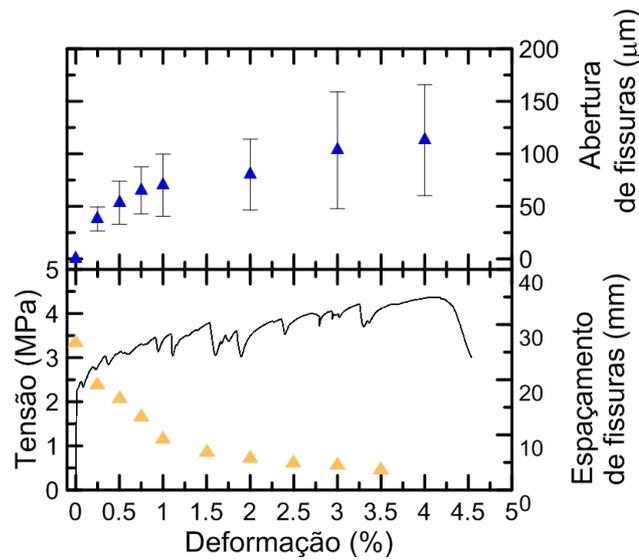


Figura 3.20 - Densidade de fissuração *versus* deformação (%) de compósito SHCC estudado submetido a esforços de tração.



(a)



(b)

Figura 3.21 – Padrão de fissuração em relação a curva tensão *versus* deformação (a) abertura média e máxima de fissuras e (b) abertura média e espaçamento de fissura do SHCC estudado submetido ao esforço de tração.

Observa-se da Tabela 3.7 e da Figura 3.21 que o comportamento do material é governado pela formação de novas fissuras com o aumento de deformação. As fissuras para a deformação de 4% apresentaram abertura média de 113,04 μm e máxima de 267,56 μm, o que pode refletir diretamente em propriedades de durabilidade (permeabilidade/absorção de água, de líquidos e de gases).

3.3.2 Compressão

A Figura 3.22 apresenta a curva de tensão *versus* deformação dos ensaios de compressão e a Tabela 3.8 os resultados (médios de três corpos de prova) de tensão resistente, deformação associada à tensão resistente (ϵ_{pico}) e módulo de elasticidade. O módulo de elasticidade foi obtido no trecho linear até 40% da carga máxima.

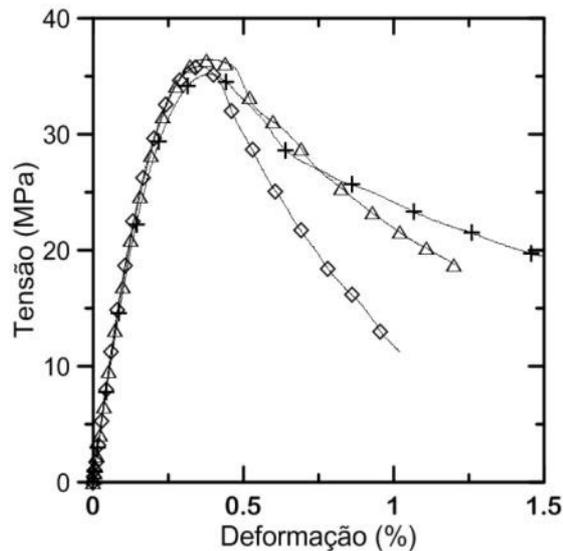


Figura 3.22 – Curvas tensão *versus* deformação sob cargas de compressão SHCC estudado.

A partir das curvas tensão *versus* deformação foram calculados os valores médios da resistência à compressão (f_c), módulo de elasticidade (E), deformação axial na tensão de pico (ϵ_{pico}). Esses resultados são apresentados na Tabela 3.9, juntamente com os respectivos desvios padrão e coeficientes de variação. Os valores médios de resistência máxima e módulo de elasticidade do SHCC estudado foram de 36,05 MPa e 17,61 GPa, respectivamente. A deformação correspondente a tensão de pico foi de 0,37%.

Tabela 3.8 – Resultados experimentais dos ensaios de compressão do compósito.

Propriedade	Resistência à compressão – pico			Módulo de elasticidade			Deformação de pico		
	f_c (MPa)	sd (MPa)	cv (%)	E (GPa)	sd (GPa)	cv (%)	ϵ_{pico} (%)	sd (%)	cv (%)
SHCC	36,05	0,64	1,37	17,39	0,78	4,48	0,37	0,01	2,44

f_c = a resistência à compressão, sd = desvio padrão, cv = coeficiente de variação, E = módulo de elasticidade e ϵ_{pico} = deformação correspondente a resistência à compressão (pico).

Os resultados de *SHCC* reforçado com 2% de fibras PVA são próximos aos valores apresentados por MAGALHÃES (2010), iguais a $36,27 \pm 0,15$ MPa e $19 \pm 0,40$ GPa para resistência à compressão e módulo de elasticidade, respectivamente. JUN (2010) apresentou valores de $32,7 \pm 0,7$ MPa e para corpos de prova de *SHCC* reforçado com volume de 2,2% de fibras de PVA em corpo de prova em formato cúbico com 100 mm de comprimento e moldado na horizontal.

KANAKUBO *et al.* (2005) também estudou compósitos do tipo *SHCC* reforçado com 1,9% fibras PVA e obteve para resistência a compressão valores de $35,7$ MPa $\pm 10,3\%$, deformação máxima de $0,45\% \pm 18,1 \%$ e módulo secante de $15,8$ GPa $\pm 10,9\%$.

Os corpos de prova após os testes de compressão são apresentados na Figura 3.23.



Figura 3.23 – Modo de ruptura típico dos corpos de prova de dimensão 50 mm de diâmetro e 100 mm de comprimento do compósito.

3.3.3 Flexão

Foram realizados testes a flexão em cinco corpos de prova do compósito. Curvas tensão *versus* deslocamento são ilustradas na Figura 3.24.

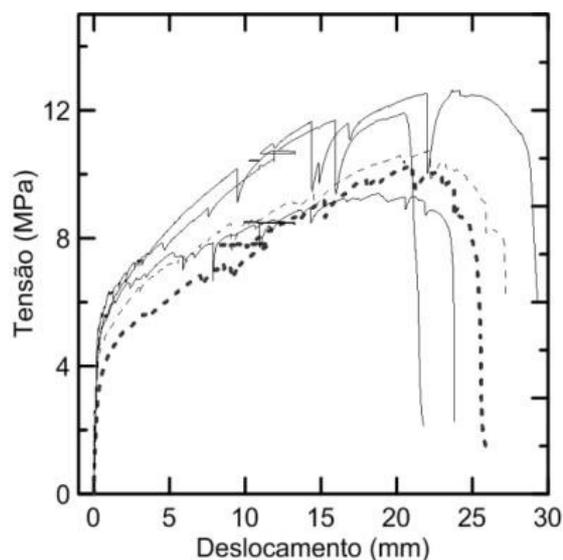


Figura 3.24 – Curvas tensão *versus* deformação sob cargas de flexão do SHCC estudado.

As amostras apresentaram um claro patamar de fissuração na parte tracionada dos corpos de prova de flexão, com formação de múltiplas fissuras distribuídas ao longo da face tracionada e entre os apoios, como ilustra a Figura 3.25.

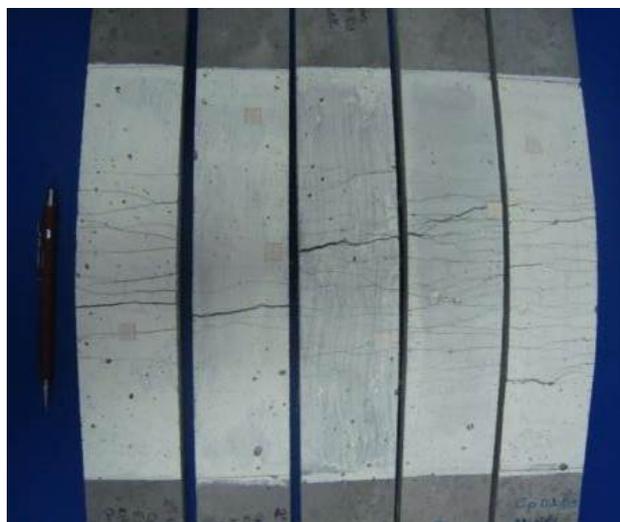


Figura 3.25 – Padrão de fissuração típico de compósitos SHCC reforçado com fibras PVA submetido a testes de flexão.

A partir das curvas da Figura 3.24 foram obtidos os valores de tensão (σ_{1^a}) e deslocamento de primeira fissura (δ_{1^a}), tensão máxima pós-fissuração (σ_u) e deslocamento na localização do dano (δ_u) com os respectivos desvios padrão e

coeficientes de variação apresentados na Tabela 3.10.

Tabela 3.9 – Resultados experimentais de ensaios de flexão do compósito *SHCC*

Propriedade		Compósito
Primeira fissura	σ_{1^a} (MPa)	4,63
	δ_{1^a} (mm)	0,30
Valores máximos	σ_u (MPa)	10,99
	sd (MPa)	1,29
	cv (%)	11,71
	δ_u (mm)	21,36
	sd (MPa)	1,93
	cv (%)	9,04

σ_{1^a} e δ_{1^a} = tensão de primeira fissura e deflexão correspondente, respectivamente.

sd = desvio padrão e cv = coeficiente de variação.

σ_u e δ_u = tensão última e deflexão correspondente, respectivamente.

σ_u é a deformação no ponto onde ocorre localização do dano, isto é, após a formação das múltiplas fissuras no compósito, ocorre a abertura de uma das inúmeras fissuras, conduzindo à ruptura da amostra. A partir desse valor, a tensão é decrescente.

δ_u é a deflexão onde ocorre localização do dano.

Foram encontrados valores próximos ao indicados pela literatura. MAGALHÃES (2010) obteve para *SHCC* reforçado com 2% de fibras de PVA os valores de 5,61 MPa e de 0,37 mm para respectivas tensão e deflexão de primeira fissura. A tensão máxima obtida foi de 10,25 MPa e de deflexão de 24,20 mm.

O padrão típico de fissuração no terço central (85mm) do vão das amostras para os compósitos testados nos deslocamentos de 1 mm, 3 mm, 7 mm, 9 mm, 13 mm, 17 mm e 21 mm são apresentados na Figura 3.25. Observa-se que quanto maior a deflexão, maior o número de fissuras visíveis, até o momento em que novas fissuras não são mais formadas e ocorre apenas abertura de uma única fissura.

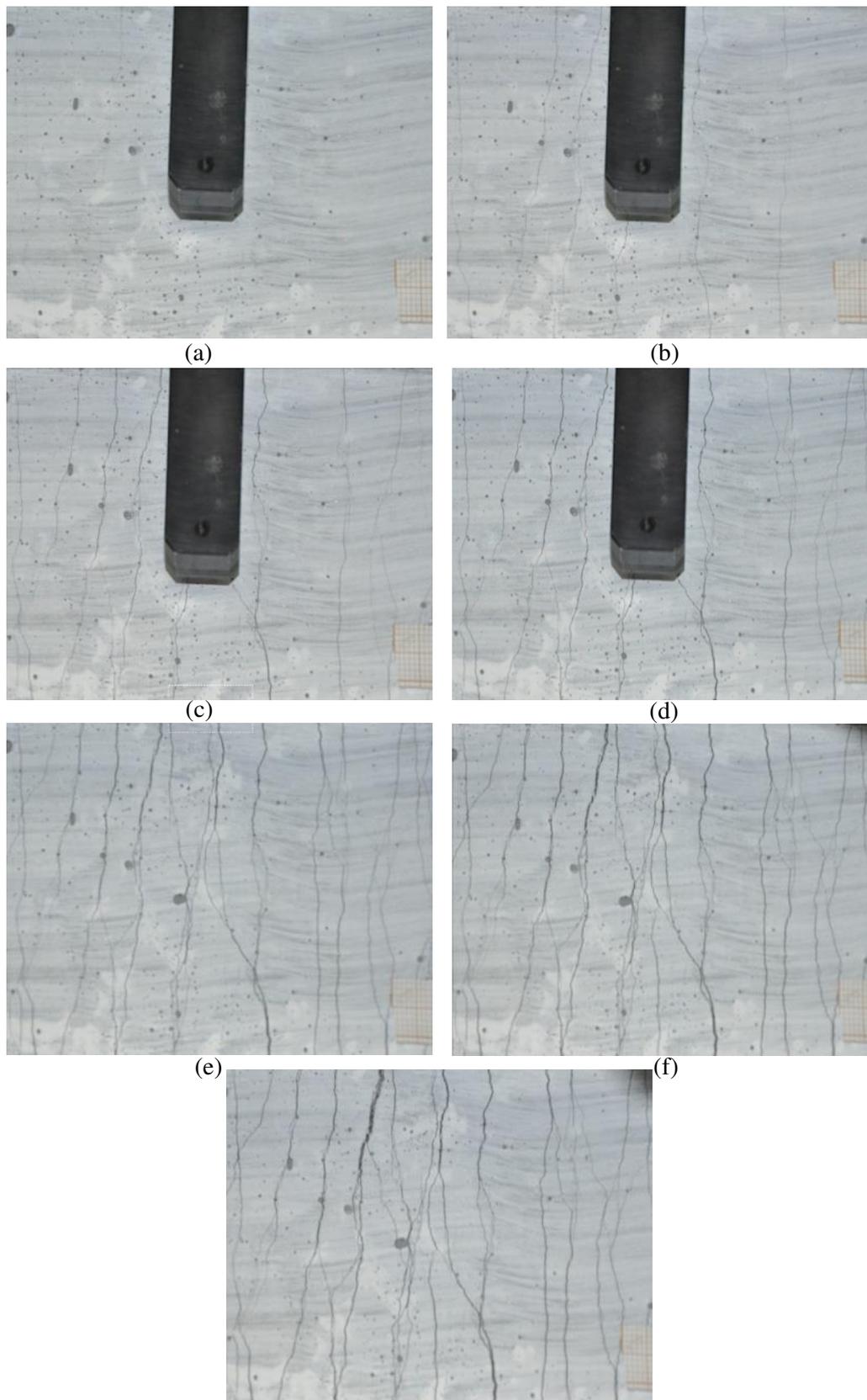


Figura 3.26 – Apresentação da fissuração com o deslocamento no meio do vão do *SHCC* testado para diferentes níveis de deslocamento durante os ensaios de flexão (a) 1 mm (b) 3 mm (c) 7 mm (d) 9 mm (e) 13 mm (f) 17 mm e (g) 21 mm.

3.4 CONCLUSÃO

Neste Capítulo foram apresentadas as características dos materiais utilizados obtidas por meio de análises químicas, físicas e granulométricas. A dosagem do compósito também foi apresentada, assim como procedimento de mistura e as configurações e procedimentos de testes mecânicos realizados, quais sejam: tração, compressão e flexão.

Os resultados dos testes à tração para o *SHCC* indicaram resistência à tração e de deformação de primeira fissura de 2,35 MPa e 0,013% e máximos de 4,50 MPa e 4,03%, respectivamente. O compósito apresentou valores de tensão e de deformação de pico de acordo com os valores encontrados na literatura.

O compósito exibiu comportamento de *strain hardening* com formação de múltiplas fissuras. O módulo de elasticidade apresentou valor médio de 17,61 GPa e de resistência à compressão de 36,05 MPa com correspondente deformação de 0,37%. Os valores máximos de tensão e deslocamento para a flexão foram de 10,99 MPa e 21,36 mm e de primeira fissura de 4,63 MPa e 0,30 mm, respectivamente.

Com base nos testes mecânicos efetuados e nos resultados obtidos desses testes, pode-se concluir que o *SHCC* dosado apresentou um comportamento extremamente dúctil, com uma densidade alta de finas fissuras de pouca abertura.

4. ESTUDO DO EFEITO DA ALTA TEMPERATURA E DE NÍVEIS DE UMIDADE NAS PROPRIEDADES DE TRAÇÃO DA FIBRA DE PVA

4.1 INTRODUÇÃO

Este capítulo tem como objetivo investigar a influência da alta temperatura *in situ* e da umidade relativa do ambiente nas propriedades de tração da fibra de PVA, utilizada em compósitos *SHCC*. As temperaturas estudadas foram 22°C, 60°C e 100°C³ e os níveis de umidade de 95%, 50% e 20%.

4.2 PROGRAMA EXPERIMENTAL: MATERIAIS E MÉTODOS

O estudo compreendeu análise microestrutural e testes de tração em fibra de PVA. Desse modo, este capítulo apresenta o fluxograma de variáveis, a preparação dos corpos de prova, a configuração experimental dos ensaios realizados, a discussão dos resultados e as conclusões do estudo. A Figura 4.1 apresenta o programa experimental.

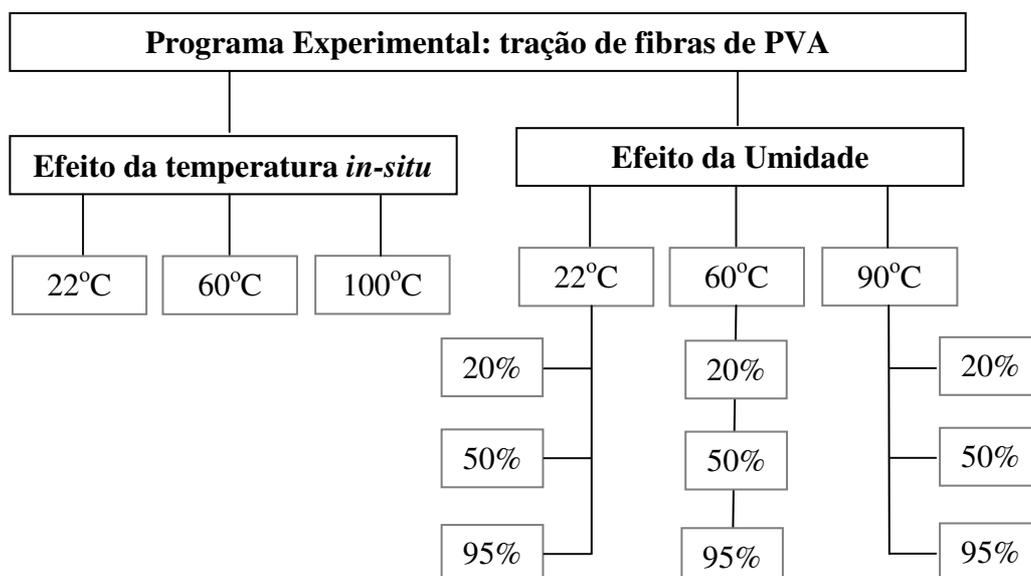


Figura 4.1 – Fluxograma do estudo de influência da temperatura *in situ* e da umidade combinada na comportamento mecânico à tração de fibra de PVA utilizada em compósitos *SHCC*.

³ Por limitações técnicas do equipamento utilizado (câmara térmica e hídrica), quando foi estudado o efeito da umidade acoplado ao efeito da alta temperatura, a temperatura *in situ* utilizada nos ensaios foi de 90°C e não 100°C.

As fibras empregadas constituíram de fibras curtas poliméricas de PVA tipo Kuralon KII-REC 15, com comprimento de 12 mm, largura de 0,040 mm com características descritas no capítulo 3 seção 3.2.1. Estas fibras foram exibidas na Figura 3.1 do capítulo 3.

4.2.1 Análise microestrutural das Fibras de PVA

Para verificar se a seção transversal das fibras de PVA foi influenciada pela elevação da temperatura, foi efetuada análise microestrutural utilizando Microscópio Eletrônico de Varredura – MEV, de bancada, fabricante Hitachi modelo TM 3000 em imagens de elétrons retroespalhados, ilustrado na Figura 4.2, do Laboratório de Técnicas Analíticas (Labest/COPPE/UFRJ). As fibras foram aderidas por adesivo condutor de carbono em porta amostras e previamente recobertas com ouro para se tornarem condutoras e mais apropriadas à análise ao MEV. O MEV foi operado sob uma tensão de aceleração no modo “Analy” e em baixo vácuo.

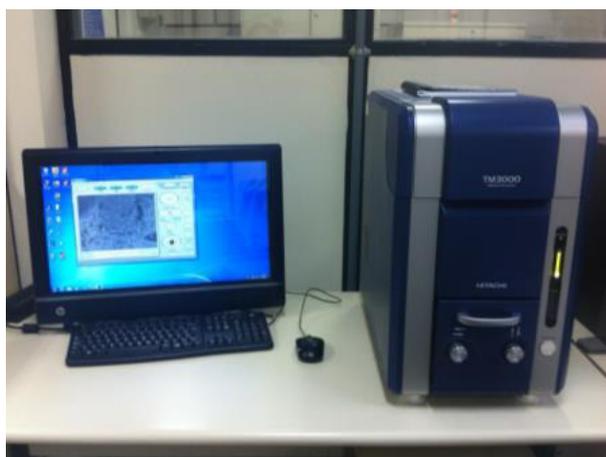


Figura 4.2 - Equipamento de utilizado para caracterização microestrutural: microscópio de bancada eletrônico de varredura.

As medições da seção transversal das fibras foram realizadas com o auxílio do software ImageJ e permitiram obter o diâmetro médio para cálculo da área da fibra de PVA. Foi efetuado um contorno na seção transversal da fibra (sem vazios), como ilustrado na Figura 4.3. Foram observadas amostras a 22°C e após 100°C durante 15 minutos. Este tempo foi definido com base nos testes de compósito e arrancamento de fibra. Foi efetuada média de 12 determinações da área de seção transversal da fibra.

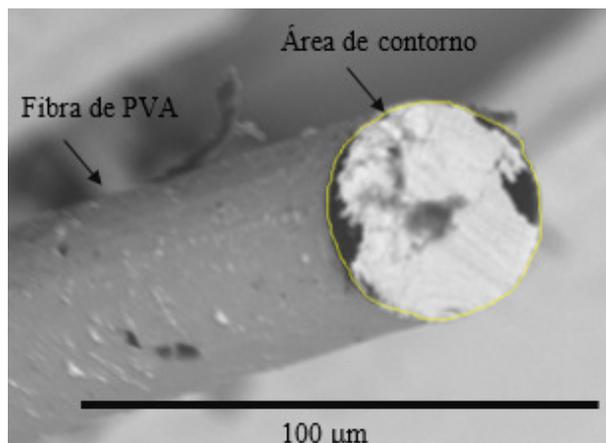


Figura 4.3 – Contorno ImageJ para determinação da área das seções transversais das fibras de PVA a 22°C e após 100°C.

4.2.2 Configuração experimental do teste de tração em fibra de PVA

Foram utilizadas fibras curtas de PVA (comprimento de 12 mm) com comprimento de medida livre de 5 mm, presas a um molde de papel para alinhamento na máquina de ensaios e aderência entre às garras do equipamento. O valor de comprimento livre adotado foi o mesmo valor utilizado pela literatura (BOSHOF e VAN ZIJL, 2009a, JUN, 2010).

Utilizou-se na preparação dos corpos-de-prova: papel 90g/m², fita crepe e fita metálica de alumínio, adesivo à base de Cianocrílico de etilo da Loctite (Loctite 401) para fixação da fibra ao papel e à fita crepe. A preparação do corpo de prova foi realizada conforme a norma ASTM C1557, como ilustra a Figura 4.4. Após o posicionamento do corpo de prova no equipamento de ensaios e antes do início dos testes, o papel foi cortado.

Foram utilizadas duas configurações de ensaio. A velocidade de travessão nas duas configurações foi igual a 0,1 mm/min e foi baseada na literatura (BOSHOF e VAN ZIJL, 2009a, JUN, 2010). Na primeira configuração experimental foram efetuados testes de tração de fibra a temperatura ambiente, isto é, 22°C. Nessa configuração foi utilizado equipamento Tytron 250, sistema MTS, com célula de carga de 50 N, ilustrado na Figura 4.5. Ainda na Figura 4.5 (b) tem-se o detalhe do posicionamento do

corpo de prova a ser ensaiado e o detalhe mostrando a ruptura da fibra de PVA (c).

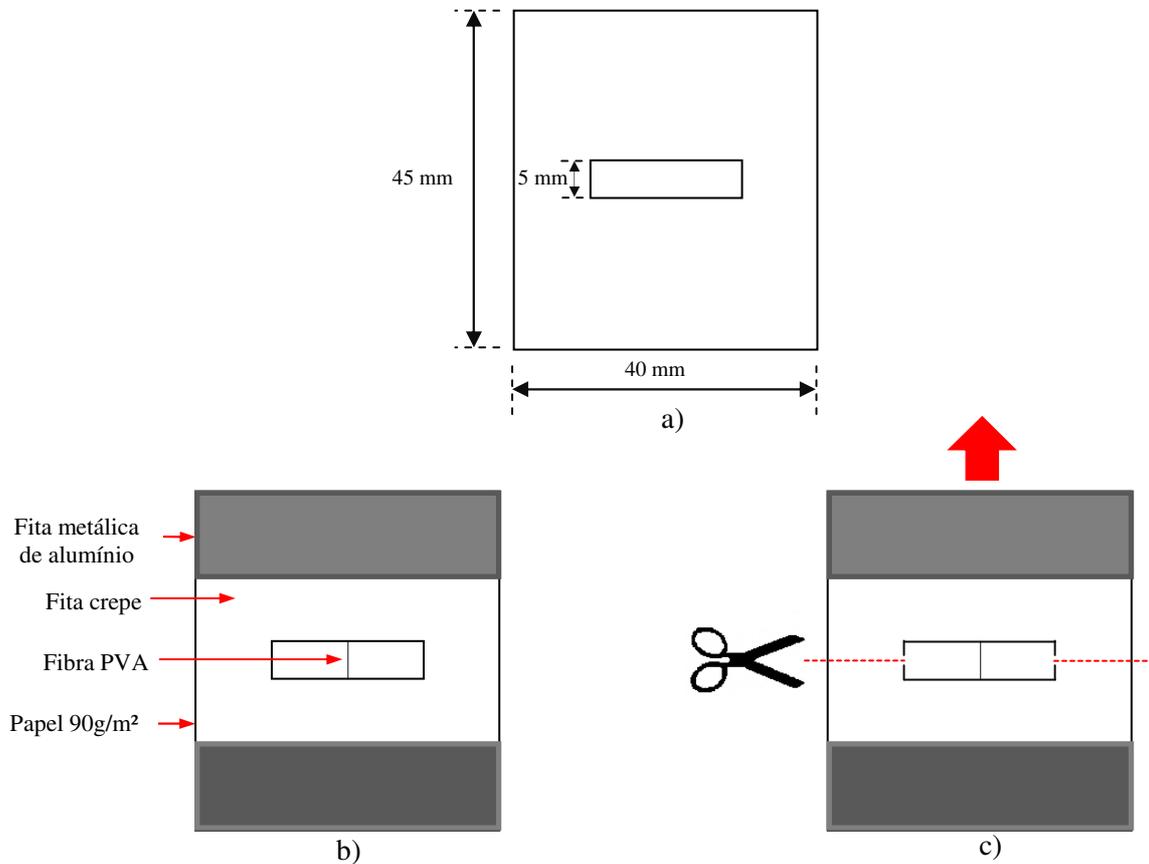
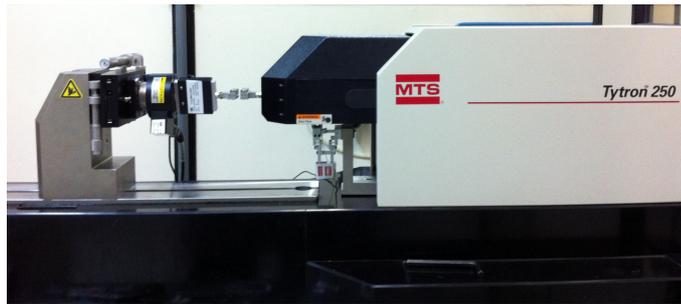


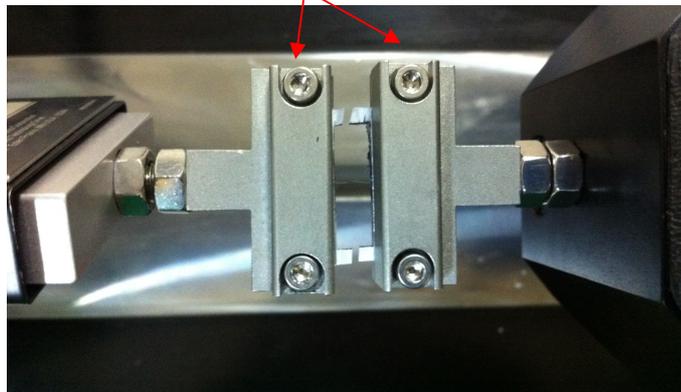
Figura 4.4 – Corpo de prova para o ensaio de tração de fibra (a) dimensões da amostra, (b) e (c) montagem do corpo de prova.

A segunda configuração experimental, apresentada na Figura 4.6, permitiu testar não só à temperatura ambiente, mas também nas temperaturas *in situ* de 60°C e 90°C acopladas às umidades relativas dentro da câmara climática de 95%, 50% e 20%. A taxa de aquecimento utilizada foi de 5°C/min e após a câmara climática atingir a temperatura e/ou umidade configurada, aguardou-se 15 minutos para a realização dos ensaios. Esse tempo foi definido com base nos ensaios de compósitos e arrancamento de fibra da presente tese: considerou-se a massa dos corpos de prova e o tempo para que a temperatura ficasse uniforme no forno. Os ensaios foram realizados na máquina de ensaios mecânicos Shimadzu AGX-100kN utilizando uma célula de carga de 1 kN.



a)

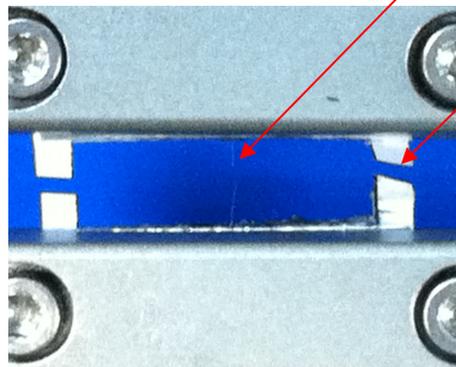
Garras metálicas



b)

Fibra PVA

Molde



c)

Figura 4.5 – Primeira configuração experimental de ensaio de tração de fibra (a) equipamento utilizado Trytron 250 (b) detalhe posicionamento do corpo de prova (c) detalhe da fibra rompida após o ensaio.

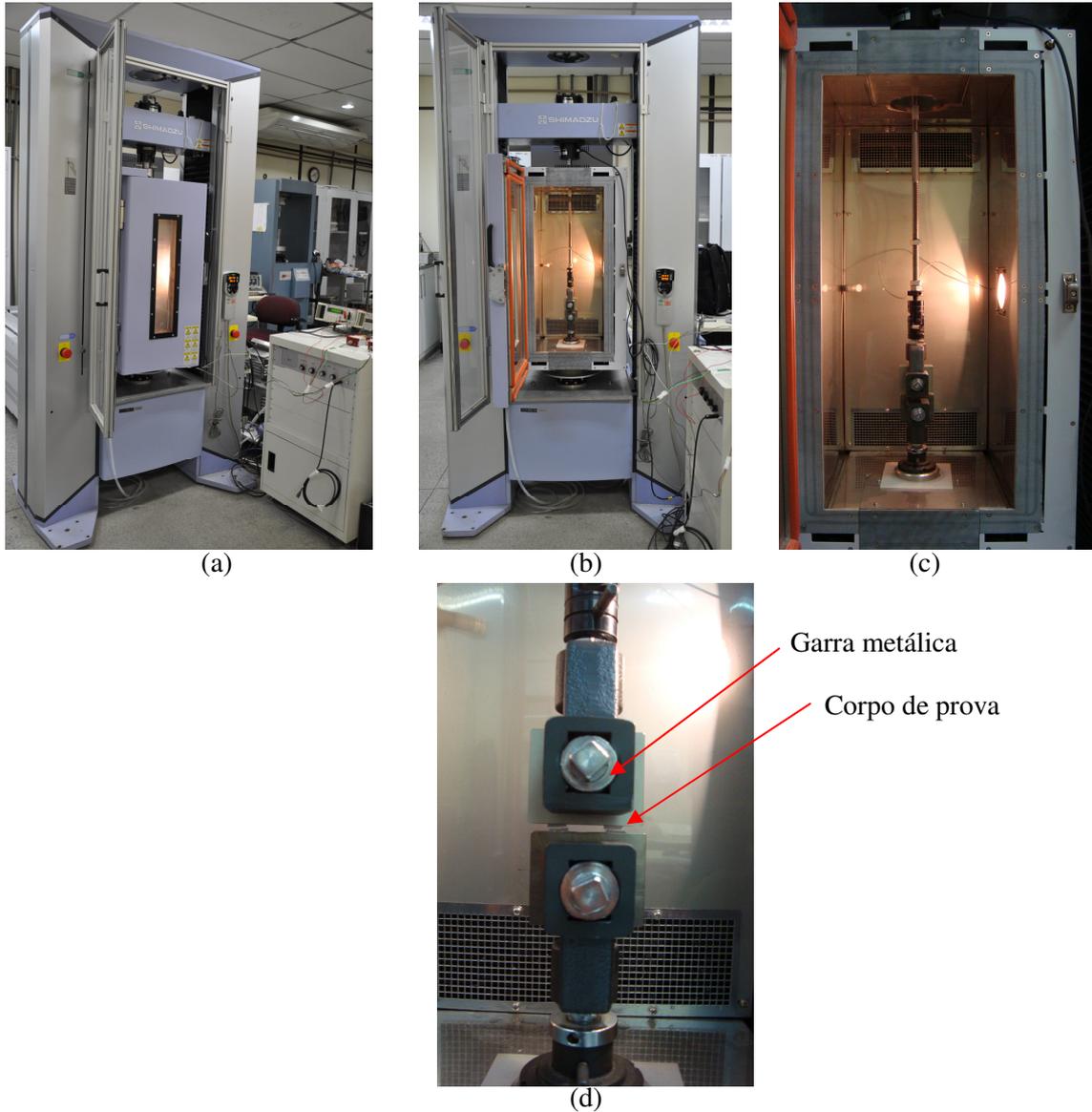


Figura 4.6 – Segunda configuração experimental de ensaio de tração de fibra (a) Prensa acoplada a câmara climática (b) vista geral do ensaio (c) detalhe posicionamento do corpo de prova e garras metálicas.

A tensão de tração da fibra foi determinada utilizando a seguinte equação:

$$\sigma = \frac{P_{\max}}{A} \quad \text{Equação 4.1}$$

Onde:

P_{\max} é a carga (força) máxima de tração

A é a área da seção transversal da fibra, determinada pela identificação do diâmetro da seção transversão da fibra pelo microscópio eletrônico de varredura e medida pelo

software Image G.

Para o cálculo da tensão máxima nos testes de tração, foi adotado nas temperaturas de 22°C e 100°C, o diâmetro de seção transversal da fibra de PVA observado no microscópio eletrônico de varredura. Para a temperatura de 60°C foi adotado o diâmetro de 40 µm, o qual é o indicado pelo fabricante das fibras.

O módulo de elasticidade tangencial foi calculado no trecho das curvas tensão *versus* deformação entre 20% e 70% da tensão máxima.

4.2.3 Análises térmicas da fibra de PVA

As técnicas de análises térmicas de TG/DTG (termogravimetria e termogravimetria diferencial derivativa) e DSC (calorimetria exploratória diferencial) foram utilizadas para analisar a decomposição da fibra de PVA por meio da perda de massa e de fluxo de calor, quando submetida à variação de temperatura.

Como o teste teve adaptação de uma microcâmera para acompanhamento da análise em tempo real, essa análise foi realizada no Japão em equipamento de análises simultâneas TGA/DTA/DSC da TA Instruments, similar ao modelo SDT Q600, ilustrado na Figura 4.7 do Laboratório de Técnicas Analíticas do LabEst do PEC/COPPE. A massa da amostra foi de aproximadamente 10 mg e utilizado cadinho de platina. As análises foram realizadas em atmosfera de nitrogênio (N₂) e fluxo do registrador de 200 ml/min.

A análise por DTG e DSC foram obtidas por meio da curva de TG. A varredura foi da temperatura ambiente de 35°C a 800°C em taxa de 5°C/min e sem isoterma.

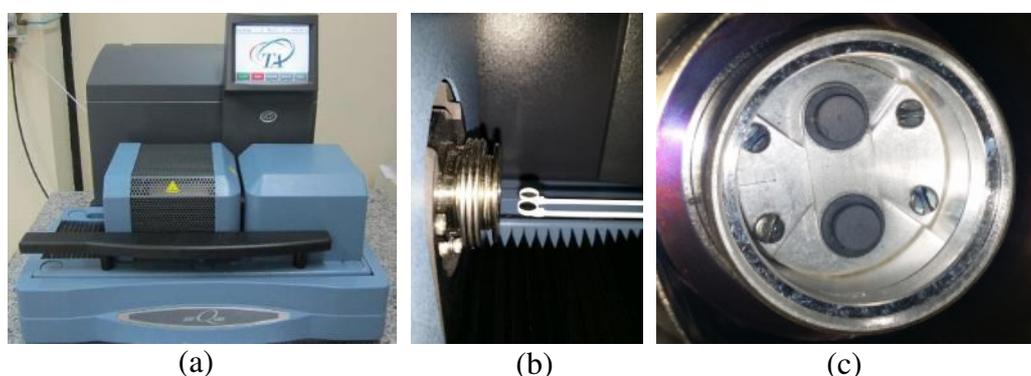


Figura 4.7 – (a) Equipamento utilizado para análise térmica, (b) detalhe do cadinho (c) detalhe balança do equipamento.

4.3 RESULTADOS E DISCUSSÃO

4.3.1 Análise microestrutural das fibras de PVA

A Tabela 4.1 apresenta a média do diâmetro da seção transversal das fibras de PVA (desvio padrão entre parênteses) à temperatura ambiente e em alta temperatura. O fabricante das fibras de PVA indica 40 μm de diâmetro na seção transversal.

Tabela 4.1 – Resultados médios do diâmetro das fibras de PVA: efeito da exposição à alta temperatura (22°C e 100°C) (desvio padrão entre parenteses).

Temperatura (°C)	Média do diâmetro da seção transversal da fibra de PVA (μm)
22	39,24 (3,94)
100	40,89 (4,05)

Foi efetuada média de 12 determinações da área de seção transversal da fibra para cada temperatura.

Os resultados indicaram que na temperatura de 22°C, o diâmetro da seção transversal da fibra de PVA é muito próximo ao indicado pelo fabricante, enquanto que a exposição a alta temperatura ocasionou um acréscimo de 4,20%.

JUN e MECHTCHERINE (2010) encontraram valores de diâmetro de fibra PVA do mesmo tipo de fibra do presente estudo a temperatura de 22°C entre 34,7 μm e 39,4 μm . O valor médio obtido foi de $37,1 \pm 2,1 \mu\text{m}$. As fibras não apresentam variação no seu diâmetro ao longo do comprimento de uma mesma fibra.

A Figura 4.8 apresenta a superfície de fibras expostas as temperaturas de 22°C, 100°C e 250°C durante 15 minutos e observadas em microscópio eletrônico de varredura sem metalização.

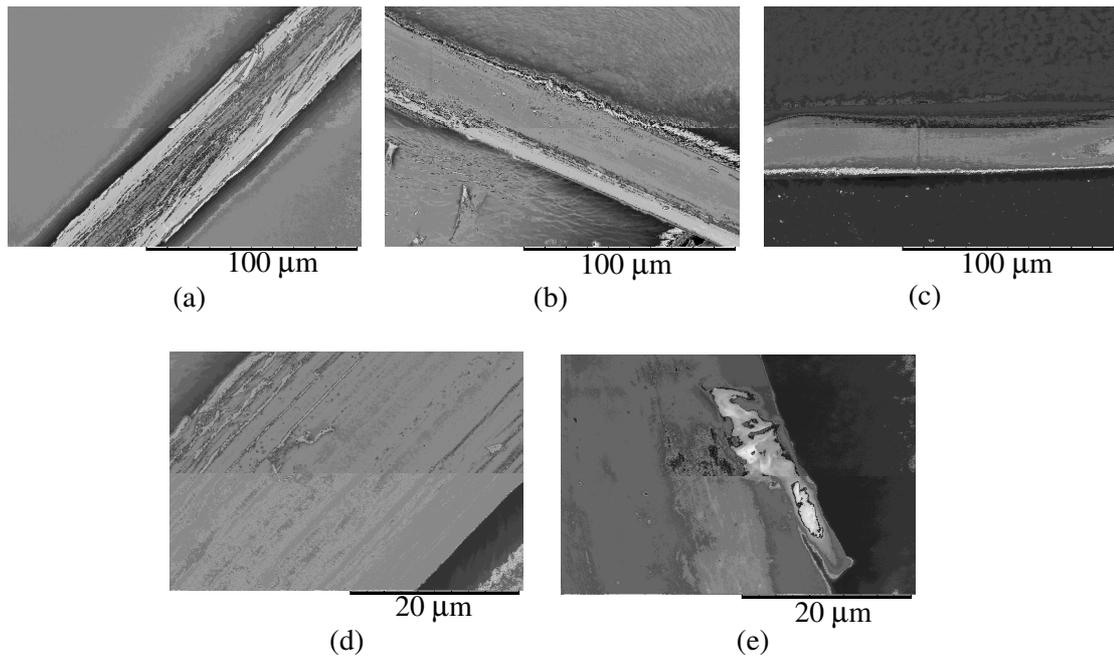
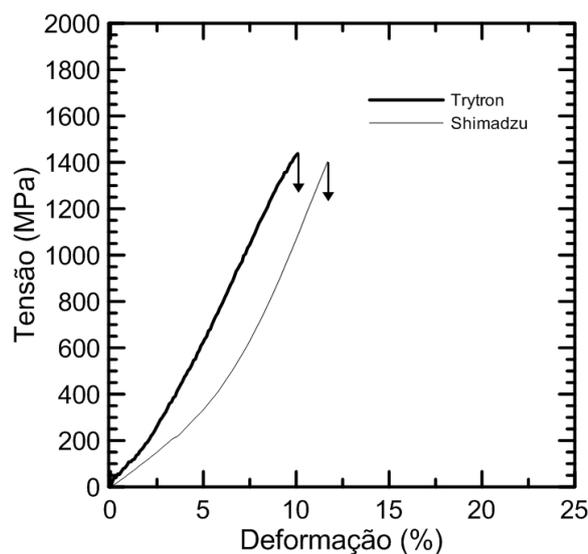


Figura 4.8 - Micrografias da superfície das fibras de PVA após exposição as temperaturas de (a) 22°C, (b) 100°C, (c) 250°C, (d) 22°C e (e) 250°C durante 15 minutos.

Nota-se da Figura 4.8 que a superfície das fibras ou as próprias fibras parecem ter sido alteradas com o aumento da temperatura, o que poderá alterar as propriedades de interface fibra/matriz em *SHCC*. Na Figura 4.9 (a) e (d) nota-se que fibra está com um revestimento. Na figura 4.9 (b), após ser submetida a 100°C, nota-se alterações na superfície da fibra. Na figura 4.9 (c) e (e), submetida a 250°C, a fibra apresenta-se praticamente sem recobrimento. Não foi identificado o componente do revestimento das fibras de PVA.

4.3.2 Efeito da temperatura *in situ* na tração de fibra de PVA

A Figura 4.9 apresenta curvas representativas de testes de tração de fibra PVA à temperatura de 22°C em dois equipamentos diferentes: Trytron e Shimadzu. A Tabela 4.2 mostra os resultados médios desses testes com o desvio padrão entre parênteses.



(a)

Figura 4.9 – Resposta tensão *versus* deformação à tração de fibra de PVA testada na temperaturas de 22°C em dois equipamentos diferentes (Tytron e Shimadzu): curvas representativas.

Tabela 4.2 – Resultados médios de tração de fibra PVA na temperatura de 22°C testada em dois diferentes equipamentos (desvio padrão apresentado entre parênteses).

Propriedade/ equipamento	$P_{\text{máximo}}$ (N)	$\sigma_{\text{tração}}$ (MPa)	$\delta_{\text{tração}}$ (%)	E (GPa)
Trytron	1,70 (0,32)	1400,79 (272,14)	9,01 (1,84)	16,77 (1,38)
Shimadzu	1,72 (0,21)	1414,88 (167,64)	12,10 (1,55)	14,00 (1,70)

Valores médios de 11 testes.

$P_{\text{máximo}}$ = força máxima de tração na ruptura.

$\sigma_{\text{tração}}$ e $\delta_{\text{tração}}$ = tensão máxima e deformação de tração correspondente na ruptura.

E = módulo de elasticidade entre 20% e 70% da carga máxima.

Diâmetro considerado para o cálculo da seção transversal de fibra = 0,03924 mm.

Foi realizada análise estatística de variância (ANOVA) dos resultados para verificar se houve influência do tipo de equipamento utilizado no teste de tração, ao nível probabilístico de significância de 5% ($p < 0,05$). Isso significa que espera-se rejeitar a hipótese nula (H_0) 5% das vezes, quando de fato H_0 for verdadeira. O princípio da análise de variância é comparar a média e a dispersão dos dados entre grupos de amostras com a dispersão observada dentro dos grupos. Essa análise admite como hipótese nula que os valores médios de todos os tratamentos são iguais ($F_{\text{calculado}} < F_{\text{crit}}$).

Se $F_{\text{calculado}} > F_{\text{crit}}$ rejeita-se a hipótese nula, o que significa que pelo menos um dos valores é diferente.

Para os valores de força máxima e tensão de tração não houve diferença significativa nos resultados. Isso significa que o equipamento de teste não influenciou na resistência à tração da fibra de PVA. Contudo, comportamentos diferentes foram apresentados para a deformação de ruptura (capacidade de deformação) e módulo de elasticidade da fibra. Houve uma diferença significativa ($F_{\text{calculado}} 11,42 > F_{\text{crit}} 4,21$) nos valores de deformação: acréscimo de 34,30% na deformação com a alteração do equipamento de teste Trytron (9,01%) para Shimadzu (12,10%). O módulo de elasticidade também apresentou diferença significativa ($F_{\text{calculado}} 16,62 > F_{\text{crit}} 4,38$) nos valores ao nível de confiança de 95%, contudo, tendência inversa a da deformação, isto é, redução de 16,52% com a modificação do equipamento de teste Trytron (16,77 GPa) para Shimadzu (14,00 GPa). O teste estatístico evidenciou que o tipo de equipamento de teste foi mais significativo para o módulo de elasticidade. Isto ficou comprovado pelo maior valor de $F_{\text{calculado}}$ em relação ao $F_{\text{crítico}}$. Talvez a flexibilidade⁴ da máquina possa ter influenciado na deformação e, por consequência, no módulo de elasticidade. Esse resultado mostrou coerência: menor deformação indicou maior módulo e maior deformação apresentou menor módulo, obedecendo a lei de Hooke.

Os resultados obtidos estão próximos aos valores obtidos por JUN e MECHTCHERINE (2010) que testaram fibra de PVA nas mesmas condições de teste (velocidade de ensaio, comprimento livre, tipo e dimensão de fibra) do presente estudo. Como resultado, esses autores apresentaram módulo da fibra de 15 GPa, 11% de deformação da fibra, resistência à tração de 1620 MPa e diâmetro da fibra de 37,1 μm . Outros autores exibiram valores de módulo de 10,6 \pm 2,3 GPa (NĚMEČEK *et al.*, 2004 *apud* SAKULICH e LI, 2010) e de 7,3 \pm 1,0 GPa (SAKULICH e LI, 2010), obtido por nanoindentação.

⁴ FIDELIS (2014) determinou a flexibilidade da máquina de ensaios Shimadzu AGX 100 KN (a mesma utilizada no presente trabalho) e apresentou valor de “c” de 0,028.

Em outras condições de ensaio e tipo/diâmetro de fibra PVA, outros dados de ensaios de tração de fibra PVA foram expostos pela literatura. YANG e LI (2014) apresentaram resistência à tração de 900MPa e módulo de elasticidade de 24 GPa (obtido no trecho inicial da curva tensão *versus* deformação em taxa de taxa de 0,001 mm/s). HORIKOSHI *et al.* (2005) mostraram valores de resistência à tração de 880-1600 MPa, módulo de 25 a 40 GPa e deformação de 6 a 10% para fibra curta de PVA. Adicionalmente, MAGALHÃES *et al.* (2010) também exibiu valores de resistência à tração, diâmetro de fibra, o módulo de elasticidade e deformação respectivos de $1583,46 \pm 40,96$ MPa, $33,81 \pm 0,0017$ μm , $39,24 \pm 1,91$ GPa e $5,95 \pm 0,37\%$ para fibras de PVA em forma de fio (novelo) testadas com comprimento útil de 30 mm e taxa de 0,5mm/min. Para fibra curta de PVA com comprimento livre de 100 mm, JUN (2010) apresentou resistência à tração de 1540 MPa e deformação 6%.

Essas diferenças nos resultados de tração de fibra de PVA são atribuídas as diferenças de técnicas de ensaio, isto é, configuração experimental, taxa, comprimento e tipo de fibra de PVA testadas. Há a possibilidade de um provável deslizamento ou acomodação nas garras da prensa do equipamento Shimadzu utilizado durante os ensaios de tração da fibra de PVA. Esse efeito seria aplicável a todas as condições de teste aqui efetuadas. As garras da Trytron são menores, o equipamento é muito preciso e de alta sensibilidade.

Para os demais testes de tração de fibra da pesquisa, foi escolhido o equipamento Shimadzu por permitir avaliar os efeitos acoplados de temperatura e de umidade relativa do ar. A Figura 4.11 mostra curvas representativas⁵ da resposta tensão *versus* deformação de testes de tração de fibra PVA sob influência das temperaturas de 22°C, 60°C e 100°C. A Tabela 4.3 apresenta os resultados médios desses testes com os respectivos desvios padrão entre parênteses.

⁵ Para os testes de tração direta efetuados nas fibras de PVA, as curvas representativas expressam melhor a tendência de resultados que curvas médias.

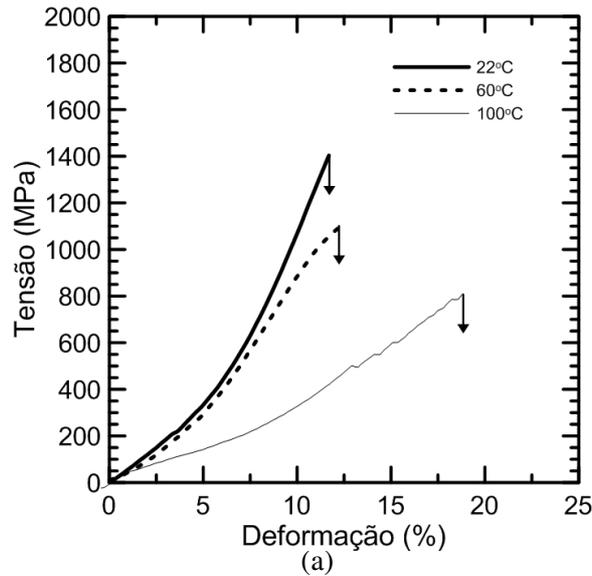


Figura 4.10 - Resposta tensão *versus* deformação à tração de fibra de PVA testada com temperaturas *in situ* de 22°C, 60°C e 100°C: curvas representativas.

Tabela 4.3 – Resultados médios do efeito da exposição dos corpos de prova a temperatura *in situ* de 22°C, 60°C e 100°C no comportamento a tração de fibras de PVA (desvio padrão entre parênteses).

Propriedade/ temperatura	P _{máximo} (N)	$\sigma_{\text{tração}}$ (MPa)	$\delta_{\text{tração}}$ (%)	E (GPa)
22°C	1,72 (0,21)	1414,88 (167,64)	12,10 (1,55)	14,00 (1,70)
60°C	1,44 (0,22)	1130,47 (179,88)	14,03 (2,94)	9,41 (2,95)
100°C	1,22 (0,11)	934,99 (85,77)	18,71 (4,18)	6,79 (1,06)

Valores médios de 11 testes.

P_{máximo} corresponde a força máxima de tração na ruptura.

$\sigma_{\text{tração}}$ corresponde a tensão máxima de tração na ruptura e $\delta_{\text{tração}}$ corresponde a deformação na ruptura em %.

E corresponde ao módulo de elasticidade entre 20% e 70% da carga máxima.

A área de seção transversal de fibra foi medida por meio de microscópio eletrônico de varredura para as temperaturas de 22°C e 100°C.

Diâmetro considerado para o cálculo da seção transversal de fibra a temperatura de 22°C 0,03924 mm, de 100°C 0,04989 mm e de 60°C 0,040 mm.

Nota-se como comportamento geral que com o aumento da temperatura ocorreu redução da força de tração máxima, levando à ruptura da fibra e aumento da deformação correspondente. Por exemplo, com a alteração da temperatura de 22°C para 60°C, houve redução de 16,28% na força máxima e acréscimo de 15,95% na deformação última.

Uma tendência similar foi obtida com a alteração da temperatura de 22°C para 100°C, de forma que os resultados indicaram redução de 29,07% na força, 31,40% na tensão máxima e aumento de 54,63% na deformação correspondente. O módulo de elasticidade também foi alterado com a temperatura: com o aumento de 22°C para 60°C e de 22°C para 100°C, o módulo apresentou reduções de 32,78% e 51,50%, respectivamente.

Resultados da literatura também indicaram tendência similar de comportamento à tração em fibras de PVA expostas à alta temperatura residual (até 220°C). Houve redução do módulo de elasticidade variando de 6,4% até 46,1% com a alteração da temperatura entre 22°C e 90°C e até 220°C e diminuição na resistência à tração com variação de 9% a 63% com a correspondente alteração de 22°C para 90°C e 22°C para 220°C. No entanto, o alongamento máximo praticamente não foi alterado (MAGALHÃES *et al.*, 2013).

A análise estatística dos resultados também confirmou que a temperatura influenciou significativamente nos valores de módulo de elasticidade, força máxima e capacidade de deformação das fibras de PVA do presente estudo. A análise de variância (ANOVA) foi efetuada entre nas temperaturas de 22°C, 60°C e 100°C ao nível probabilístico de significância de 5% ($p < 0,05$).

As significativas alterações nas propriedades mecânicas de tração da fibra com o acréscimo da temperatura são ocasionadas por alterações físico-químicas no tipo de polímero da fibra, isto é, o PVA. Com aumento da temperatura, o coeficiente de poisson (ν), a perda de água (por desidratação) e a evaporação de produtos voláteis da fibra provavelmente ocasionam mudanças no comportamento mecânico do material. Do ponto de vista microestrutural, acima da temperatura de transição vítrea (T_g) ocorrem transformações no arranjo estrutural do material, além de mudanças na rigidez, na capacidade calorífica e no coeficiente de expansão térmica do PVA (CALLISTER JR., 2002). Callister Jr. (2000) também comenta que esse comportamento não se dá apenas para o PVA, mas também para outros polímeros sob alta temperatura.

4.3.3 Influência da umidade relativa do ar na temperatura *in situ* em testes de tração de fibra PVA

A Figura 4.11 apresenta curvas representativas de testes de tração de fibras realizados nas umidades relativas de 20%, 50% e 95% e nas temperaturas de 22°C, 60°C e 90°C. A Tabela 4.4 mostra os resultados médios do ensaio de tração e os respectivos desvios padrão entre parênteses.

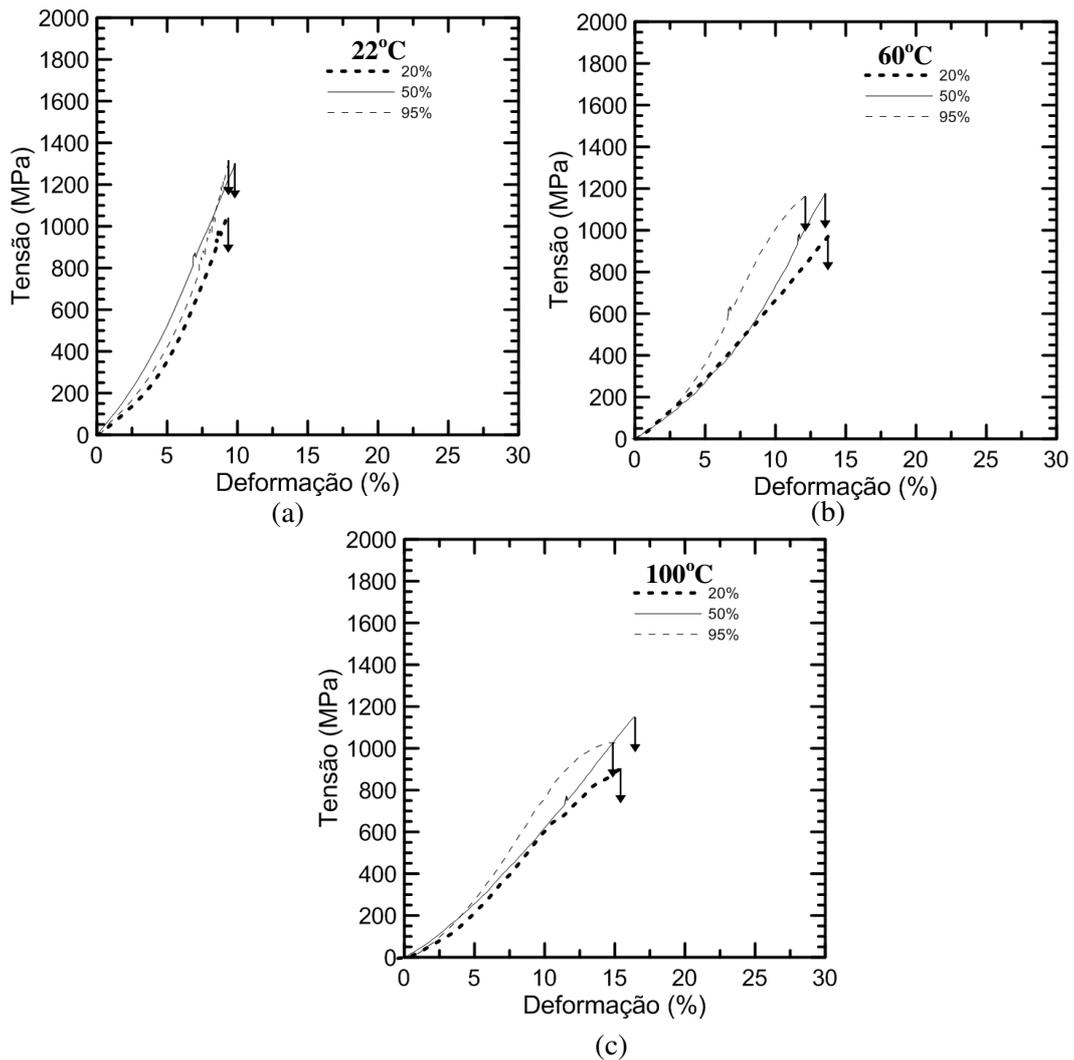


Figura 4.11 - Comportamento à tração de fibra PVA testada nos níveis de umidade interna de 22%, 50% e 95%: curvas representativas tensão *versus* deformação nas temperaturas de (a) 22°C, (c) 60°C e (e) 90°C.

Tabela 4.4 – Resultados médios do efeito do nível de umidade relativa do ar (20%, 50% e 95%) no comportamento à tração de fibras de PVA em temperaturas de 22°C, 60°C e 90°C (o desvio padrão entre parênteses).

T (°C)	Nível de umidade (%)	P _{máximo} (N)	$\sigma_{\text{tração}}$ (MPa)	$\delta_{\text{tração}}$ (%)	E (GPa)
22°C	20%	1,26 (0,19)	998,06 (154,11)	9,36 (1,31)	10,91 (1,74)
	50%	1,74 (0,31)	1345,81 (253,60)	9,91 (4,38)	11,93 (5,39)
	95%	1,69 (0,13)	1340,30 (104,55)	9,63 (2,53)	13,56 (5,29)
60°C	20%	1,45 (0,27)	1130,29 (181,62)	13,12 (4,68)	8,38 (2,01)
	50%	1,54 (0,18)	1188,51 (152,10)	13,35 (3,36)	8,14 (1,75)
	95%	1,39 (0,19)	1083,88 (141,50)	12,16 (2,10)	10,39 (3,14)
90°C	20%	1,40 (0,25)	1004,07 (156,76)	15,31 (2,57)	7,90 (2,04)
	50%	1,56 (0,22)	1146,55 (136,31)	15,40 (2,87)	6,93 (1,40)
	95%	1,29 (0,21)	971,28 (187,45)	15,05 (1,70)	7,85 (1,50)

Valores médios de 11 testes: P_{máximo} corresponde a força máxima de tração na ruptura, $\sigma_{\text{tração}}$ corresponde a tensão máxima (pico) de tração na ruptura e $\delta_{\text{tração}}$ corresponde a deformação na ruptura em %, E correspondende ao módulo de elasticidade entre 20% e 70% da carga máxima e A área de seção transversal de fibra medida por meio de microscópio eletrônico de varredura. Área de seção transversal de fibra considerada 0,001256 mm².

Os resultados da Figura 4.11 e Tabela 4.4 indicaram que com a redução da umidade de 95% para 0% na temperatura de 22°C houve redução de 25% da tensão máxima (pico), redução de 19% do módulo de elasticidade e manutenção da deformação de pico. Já para a temperatura de 60°C, a deformação de pico apresentou aumento de 8%, o módulo de elasticidade foi reduzido em 19% e a tensão máxima teve pequeno acréscimo de 4%. Quando os ensaios foram realizados a 90°C, a tensão máxima também teve pequeno acréscimo (3%), enquanto o módulo de elasticidade e a deformação de pico não foram alterados.

As curvas exibidas na Figura 4.11 estão reexibidas na Figura 4.12 para uma melhor visualização da influência da temperatura de teste, para cada umidade relativa estudada, no comportamento tensão *versus* deformação das fibras de PVA.

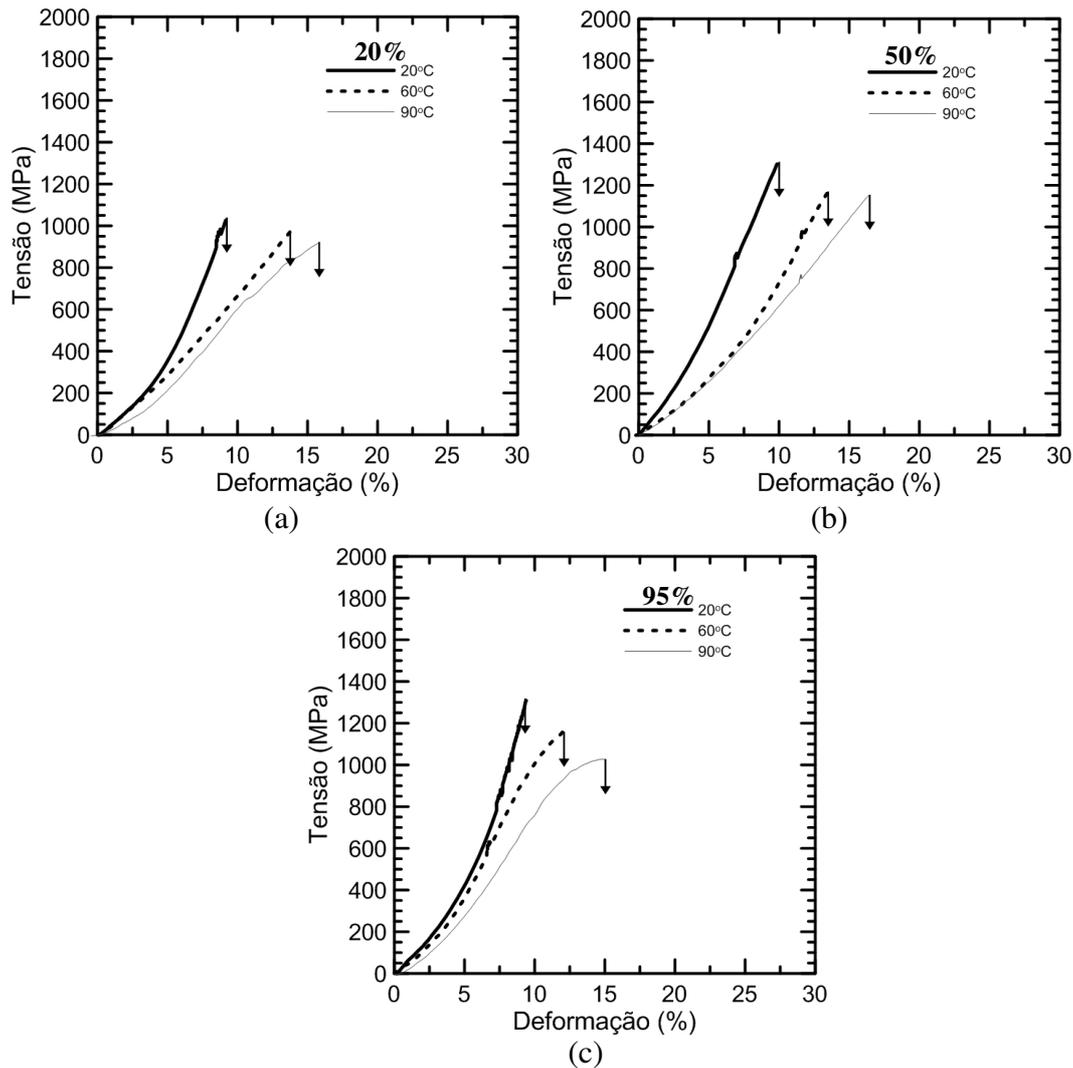


Figura 4.12 - Comportamento à tração de fibra PVA testada nas temperaturas de 22°C, 60°C e 90°C nas umidades de (a) 20%, (c) 50% e (e) 95%: curvas representativas tensão *versus* deformação.

Nota-se da Figura 4.12 que com o acréscimo da temperatura de 22°C para 90°C na umidade de 20% não houve alteração na tensão máxima, redução de 28% no módulo de elasticidade e aumento de 64% na deformação de pico. Na umidade de 50%, ocorreu redução da tensão máxima e do módulo de elasticidade em 15% e 42%, respectivamente e aumento da deformação em 55%. Já para a umidade de 95%, a tensão máxima e o módulo de elasticidade foram reduzidos em correspondentes 63% e 42%, enquanto a deformação teve aumento de 56%.

4.3.4 Análises térmicas da fibra de PVA

A curva de TG (termogravimetria) mostra a perda de massa com a temperatura da fibra e a de DTG a taxa de variação da sua perda de massa. A análise térmica diferencial é (DTA) é uma técnica térmica de medição contínua das temperaturas da amostra e de um material de referência termicamente inerte, à medida que ambos vão sendo aquecidos ou resfriados em um forno. Essas medições de temperatura são diferenciais, pois registra-se a diferença entre a temperatura da referência T_r , e a da amostra T_a , ou seja ($T_r - T_a = \Delta T$), em função da temperatura ou do tempo, dado que o aquecimento ou resfriamento são sempre feitos em ritmo linear ($dT/dt = Ct$) (IONASHIRO, 2004).

Por meio do DTA pode-se acompanhar os efeitos de calor associados com alterações físicas ou químicas da amostra, tais como transições de fase (fusão, ebulição, sublimação, congelamento, inversões de estruturas cristalinas) ou reações de desidratação, de dissociação e de decomposição e outras capazes de causar variações de calor. Em geral transições de fase, desidratações, reduções e certas reações de decomposição produzem efeitos endotérmicos, enquanto que cristalizações, oxidações, algumas reações de decomposição produzem efeitos exotérmicos (IONASHIRO, 2004).

As curvas de TG/DTG e DTA da fibra de PVA são apresentadas na Figura 4.13 e na Figura 4.14 são apresentadas as imagens da amostra de fibra PVA durante a análise.

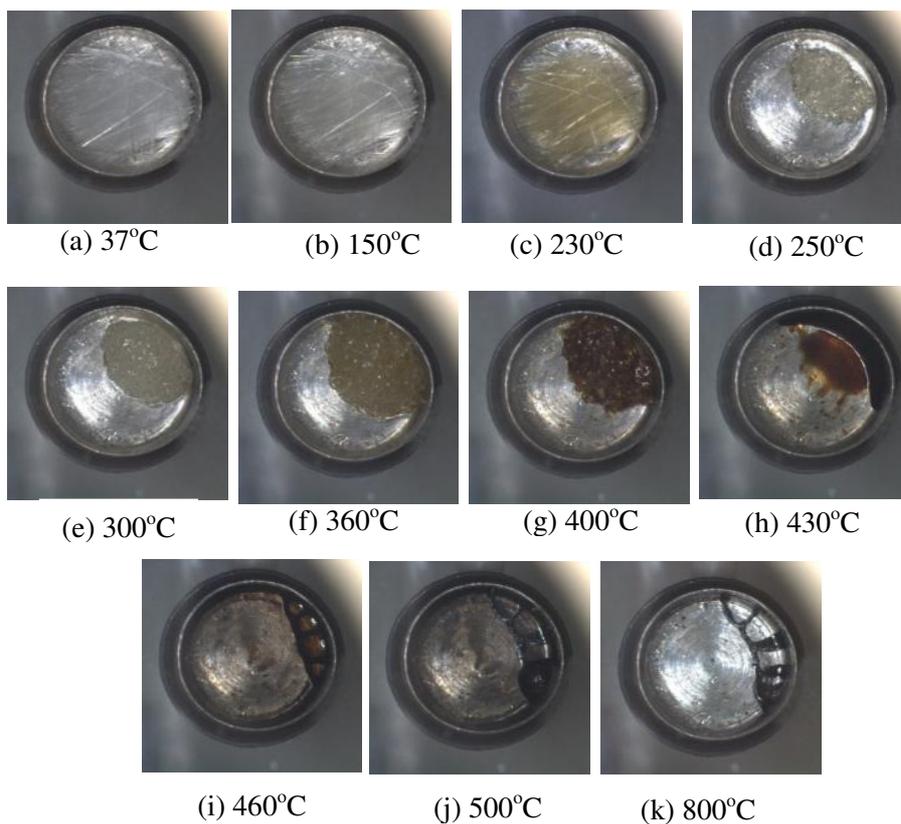
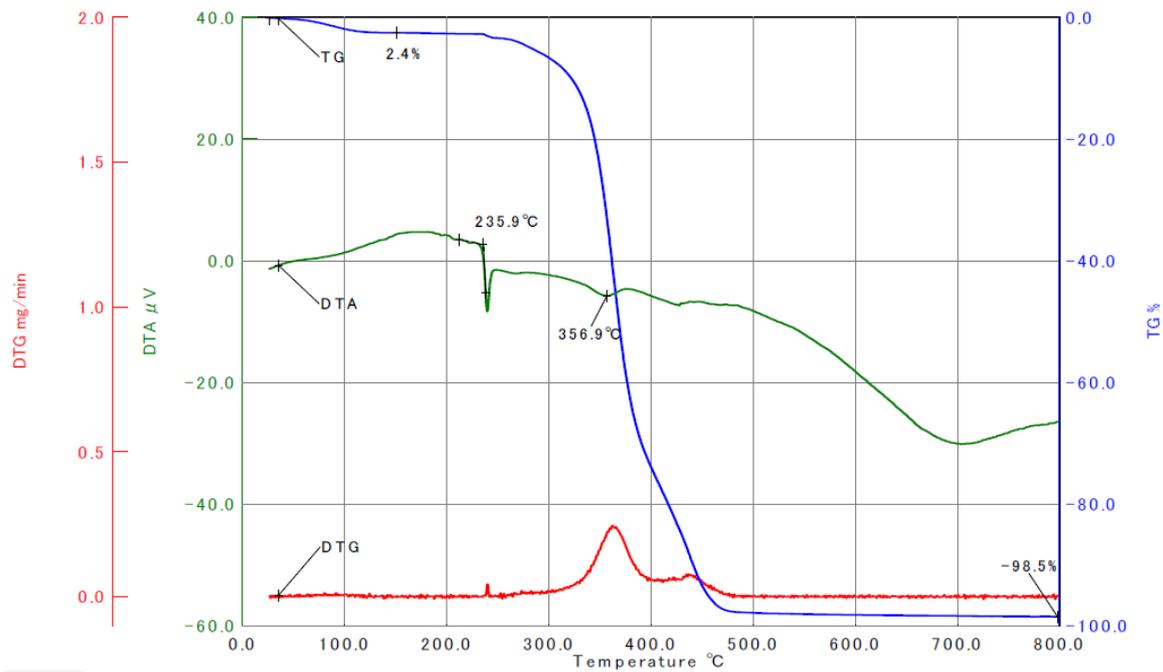


Figura 4.14 – Imagens de análise de TG/DTG e DTA de fibra PVA nas temperaturas de (a) 37°C (b) 150°C (c) 230°C (d) 250°C (e) 300°C (f) 360°C (g) 400°C (h) 430°C (i) 460°C (j) 500°C e (k) 800°C.

Na Figura 4.14, pode-se notar sobre o comportamento da fibra de PVA sobre alta temperatura na análise térmica:

- ✓ **60°C:** a fibra praticamente não perde massa (aproximadamente 0,30% de sua massa inicial);
- ✓ **90°C:** a fibra perde 1,16% de sua massa inicial. Isto talvez seja atribuído a eliminação de água adsorvida e evaporação de produtos voláteis de seu revestimento (*coating*) ou composição;
- ✓ **100°C:** a fibra perde massa, provavelmente, também por eliminação de água adsorvida e evaporação de alguns produtos voláteis de forma que ocorre perda de 2,03% de massa. A temperatura de 150°C essa perda é de 2,4%, indicada na Figura 4.15 (b);
- ✓ **230°C:** início do processo de fusão (Figura 4.15 (c)) e a temperatura de 235,9°C (Figura 4.15 (d)) ocorre o processo de fusão da fibra. Nesta temperatura ocorre parcial desidratação da fibra de PVA acompanhada pela formação de *polyeno* (TSUCHIYA e SUMI, 1969 , TUBS e TING, 1973 *apud* MAGALHÃES *et al.*, 2013.
- ✓ **300°C:** a decomposição da fibra avança sendo máxima na temperatura de 356,9°C com grande perda de massa devido à decomposição do *polyeno* produzindo oxigênio de baixa massa contendo produtos como *acetaldeído*, *benzaldeído*, *acroleína* e da decomposição de macrorradicais de *polyeno para cis* e derivados trans (TSUCHIYA e SUMI, 1969 *apud* MAGALHÃES *et al.*, 2013, GILMAN *et al.*, 1995 *apud* MAGALHÃES *et al.*, 2013); Figura 4.15 (e) e (f);
- ✓ **400°C - 480°C:** ocorre perda de massa devido aos primários polienes para cis e derivados trans seguidos por ciclização e a condensação das estruturas poliaromáticos (GILMAN *et al.*, 1995 *apud* MAGALHÃES *et al.*, 2013); Figura 4.15 (g) a (i). Apenas H₂O e CO₂ são gerados durante a combustão do PVA (KURARAY COMPANY, 2014).
- ✓ **500°C:** não ocorre mais perda de massa, Figura 4.15 (j);
- ✓ **800°C:** a porcentagem de resíduo de massa da amostra é de 1,5% (Figura 4.15 (k).

Os resultados de análises térmicas estão de acordo com os encontrados por MAGALHÃES *et al.* (2013). Esses autores adicionalmente determinaram a partir de curvas de DSC e orientações da ASTM E1356 que as temperaturas de transição vítrea (T_g) e de fusão de fibras de PVA utilizadas em *SHCC* são 66°C e 244°C , respectivamente. TEIXEIRA (2007) também registrou valor de T_g de PVA em 60°C , obtida por DSC. Segundo o autor, nessa temperatura de relaxação das cadeias, ocorre movimentos de longos segmentos de cadeias, o que pode ter ocasionado o aumento na capacidade de deformação do *SHCC* com o aumento da temperatura. Outros autores notaram a T_g do PVA entre 70°C e 85°C (SAKURADA, 1985) e 50°C (CHOI *et al.*, 1988 *apud* ELLIS e SMITH, 2009).

Foi analisada também a influência da taxa de aquecimento na TG/DTG da fibra de PVA. As taxas estudadas foram de $5^\circ\text{C}/\text{min}$, o qual foi a taxa utilizada nos testes de tração de fibra e de $10^\circ\text{C}/\text{min}$ que é uma taxa comumente utilizadas em análises térmicas. Os resultados estão apresentados na Figura 4.15. O tipo de gás de gás de arraste durante a análise (ao ar e em nitrogênio) na TG/DTG da fibra de PVA pode ser observada na Figura 4.16.

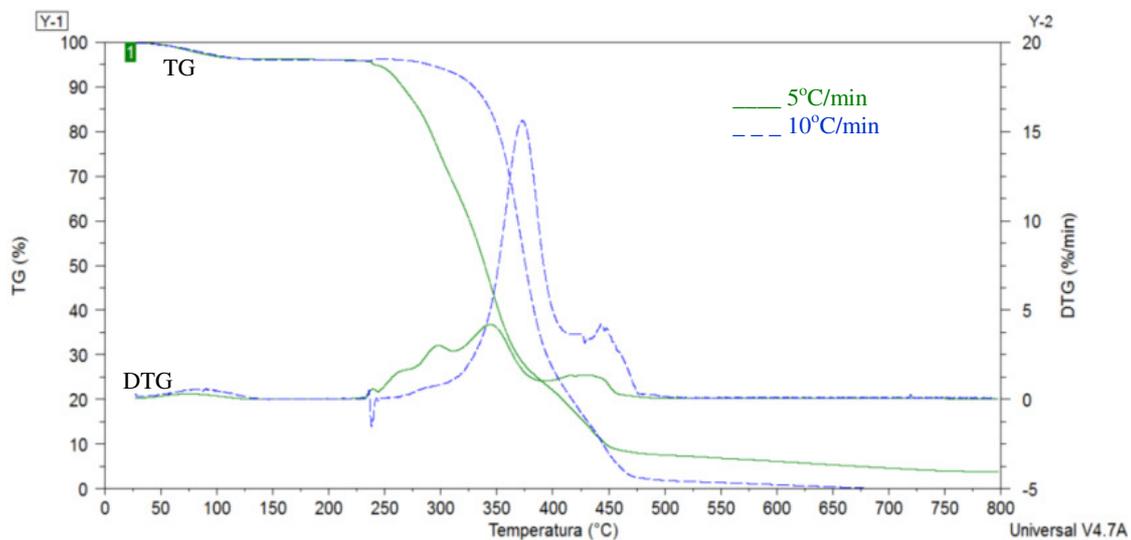


Figura 4.15 – Influência da taxa de aquecimento $5^\circ\text{C}/\text{min}$ e de $10^\circ\text{C}/\text{min}$ na TG/DTG da fibra de PVA sem exposição alta temperatura.

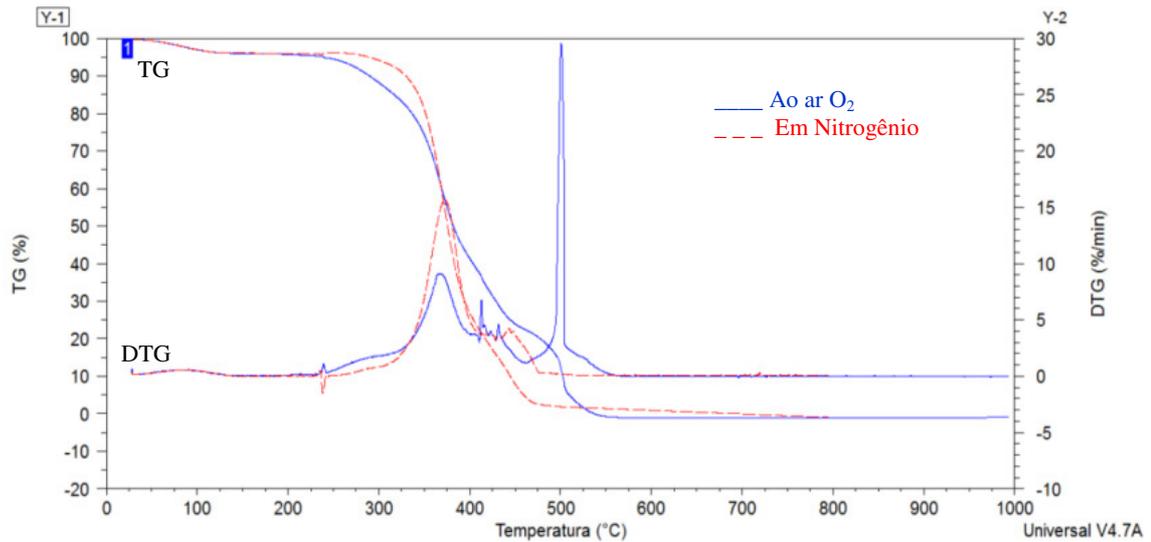


Figura 4.16 – Influência do tipo de gás de arraste no forno durante a TG/DTG da fibra de PVA sem exposição a alta temperatura.

Sobre o efeito da taxa de aquecimento, nota-se que o acréscimo da taxa de aquecimento do forno de 5°C/min para 10°C/min ocasiona, como esperado, alteração na temperatura de reações de fusão, decomposição e descarbonatação. Isto porque a fibra de PVA, como os outros materiais poliméricos, são muito sensíveis as mudanças no acréscimo da temperatura.

Em relação ao gás de arraste, a fibra de PVA como material polimérico também é sensível à natureza química do ambiente e o oxigênio pode acelerar as reações químicas durante a análise e faz com que os fenômenos de reações se sobreponham.

4.4 CONCLUSÕES

Neste Capítulo foram apresentados os resultados da influência da temperatura *in situ* de 22°C, 60°C e 100°C nas propriedades de tração de fibra de PVA. Com o acréscimo da temperatura ocorreram mudanças no comportamento mecânico da fibra, sendo as mudanças mais expressivas observadas para as amostras submetidas as temperaturas mais altas. Por exemplo, ao se aumentar a temperatura *in-situ* de 22°C para 100°C, houve redução na tensão de ruptura e no módulo de elasticidade e aumento na deformação de pico da fibra.

Em relação ao efeito da redução da umidade relativa de 95% para 20% nas propriedades mecânicas da fibra de PVA, nota-se que a tensão máxima de tração foi reduzida para a temperatura de 22°C e teve pequena alteração entre 3% e 4% para as temperaturas de 60°C e 90°C. O módulo de elasticidade foi reduzido em 19% para a temperatura de 22°C e 60°C e não houve alteração para 90°. A deformação de pico foi mantida para a temperatura de 22°C, apresentou aumento para a temperatura de 60°C e não foi alterada para 90°C.

Novamente analisando o efeito do aumento da temperatura 22°C para 90°C, houve redução no módulo de elasticidade de 28%, 42% e 42% nas correspondentes umidades de 20%, 50% e 95%. A tensão máxima não foi alterada para 20°C e foi reduzida em 15% e 63% para as umidades de 50% e 95%, respectivamente. A deformação de pico aumentou 64%, 55% e 56% para as umidades de 20%, 50% e 95%, nesta ordem.

5. ESTUDO DA INFLUÊNCIA DA TEMPERATURA E UMIDADE NA INTERFACE FIBRA-MATRIZ DO SHCC

5.1 INTRODUÇÃO

Este capítulo tem como objetivo investigar a influência da alta temperatura *in situ*⁶ e da umidade relativa interna de corpos de prova de matriz de SHCC nas propriedades de interface fibra/matriz. As temperaturas estudadas foram 22°C, 60°C e 100°C⁷ e os níveis de umidade interna nas amostras de 95%, 50%, 20% e 0%.

5.2 PROGRAMA EXPERIMENTAL: MATERIAIS E MÉTODOS

O estudo da interface compreendeu ensaios de arrancamento de fibra (*pullout*) embebida em matriz cimentícia. Desta forma, este capítulo apresenta o fluxograma de variáveis, a preparação dos corpos de prova, a configuração experimental dos ensaios realizados, a discussão dos resultados e as conclusões do estudo. A Figura 5.1 apresenta o programa experimental.

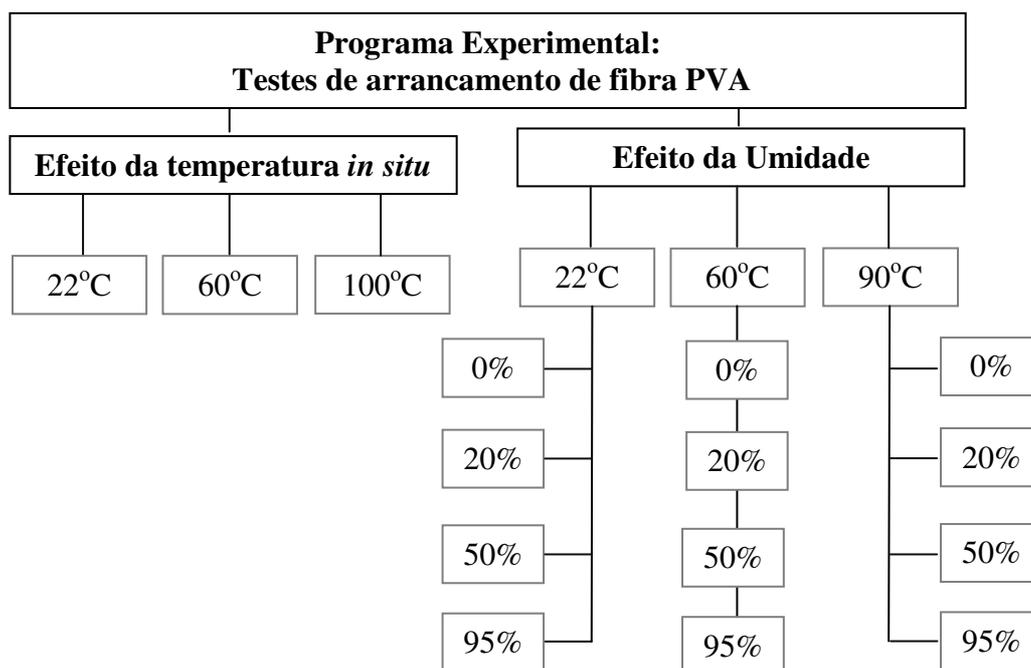


Figura 5.1 – Fluxograma do estudo de influência da temperatura *in situ* na interface fibra/matriz por meio de ensaios de pullout (arrancamento de fibra).

⁶ A umidade, nesse caso, é a umidade natural dos corpos de prova após processo de cura na idade de 23 dias. Não foi utilizada nessa condição de estudo, a umidade da câmara térmica e hídrica.

⁷ Como mencionado no Capítulo 4, devido a limitações técnicas da câmara térmica e hídrica utilizada, quando foi estudado o efeito da umidade acoplado ao efeito da alta temperatura, a temperatura *in situ* utilizada nos ensaios foi de 90°C e não 100°C.

5.2.1 Testes de arrancamento (pullout) de fibra: produção dos corpos de prova e configuração experimental

Os materiais para a produção dos corpos de prova para os ensaios de arrancamento foram os mesmos materiais utilizados para a produção do compósito. Esses materiais foram descritos no Capítulo 3 de “Desenvolvimento do compósito e caracterização mecânica em temperatura ambiente (22°C)”, item 3.2.1 Programa Experimental: Materiais e Métodos. O molde e o preparo dos corpos de prova para arrancamento de fibra foram baseados em KABELLE *et al.* (2006), JUN (2007) e FIDELIS (2014).

Para os testes de arrancamento foram empregadas fibras curtas de PVA com comprimento de 12 mm e diâmetro de 0,040 mm designadas de Kuralon KII-REC 15 do fabricante KURARAY COMPANY (2014).

Para realização dos testes de arrancamento, uma única fibra curta de PVA foi inserida em uma cânula médica oca na extremidade, apresentada na Figura 5.2 (a). A colocação da fibra na cânula foi executada com auxílio de lupa com iluminação e pinça. A fibra foi posicionada e posteriormente fixada com cera (parafina) quando o comprimento desejado, medido com paquímetro, foi atingido. Esse comprimento livre total da fibra na cânula foi de 6 mm (5 mm de embebimento na matriz e 1 mm de espaçamento entre a cânula e o molde). A Figura 52 apresenta detalhes da cânula e da cânula no molde de PVC utilizado.

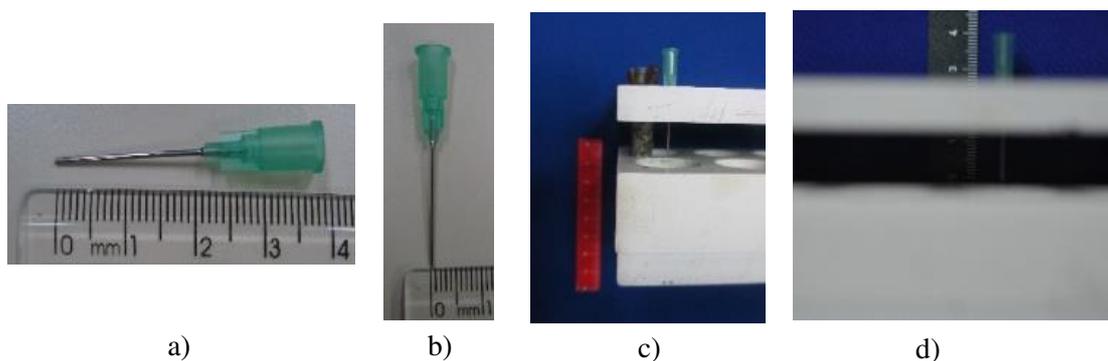


Figura 5.2 – Cânula utilizada (a) (b) detalhe e dimensões (c) (d) posicionamento e fixação no molde de PVC.

A Figura 5.3 apresenta o molde de PVC utilizado. Este molde foi constituído de fundo

ou base, corpo médio, tampa (onde as cânulas eram inseridas com as fibras), parafusos, borboletas e espaçadores.

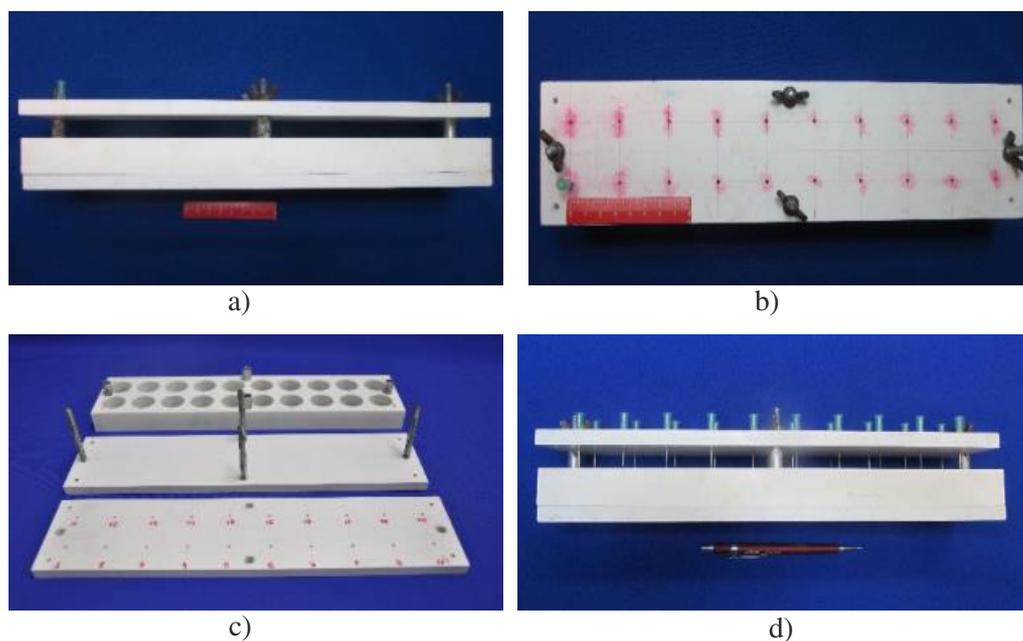


Figura 5.3 – Molde de PVC utilizado para a produção dos corpos de prova de arrancamento de fibra (a) partes corpo, base e tampa, (b) lateral molde montado (c) vista superior molde montado (d) molde com cânulas.

As cânulas foram posicionadas em um quadro com capacidade para 20 cânulas e/ou corpos de prova no molde, ver Figura 5.3 (a). Na configuração do molde apresentado não é possível testar o efeito de inclinação de fibra a partir da direção perpendicular à superfície da matriz no seu arrancamento.

A composição da matriz dos corpos de prova para os testes de *pullout* foi a mesma que para o compósito e baseada na literatura (BRÜDERN e MECHTCHERINE, 2011) com ajustes para materiais disponíveis no Brasil. A Tabela 4.4 do capítulo 4 apresenta a proporção dos constituintes da mistura. Contudo, como a produção da matriz foi para uma pequena quantidade (350 ml), foi necessário reduzir o tempo de mistura de 8,5 minutos para 7 minutos. Um misturador de bancada com capacidade para 5 litros modelo CT 345 Soil test fabricante Hobart utilizado está ilustrado na Figura 5.4 (a). O procedimento de mistura adotado está descrito a seguir e na Figura 5.4 (b) e (c) tem-se as fotos da matriz durante e após processo de mistura:

- ✓ após umedecimento da cuba e da pá do misturador, foram colocados na cuba todos os ingredientes sólidos da matriz (cimento, areia, aditivo modificador de viscosidade e cinza volante) e homogeneizados durante 30 segundos na velocidade 1 misturador, a qual corresponde a 62 rpm (rotor);
- ✓ Adição de toda a água durante 30 s na velocidade 1;
- ✓ Adição de 100% de superplastificante durante 60 s na velocidade 2 a 125 rpm (rotor);
- ✓ Mistura por 30 s na velocidade 1;
- ✓ Mistura por 60 s na velocidade 2;
- ✓ Parada (pausa) de 1,5 min (para limpeza de partes da cuba do misturador);
- ✓ Mistura de mais 1 min na velocidade 1.
- ✓ Mistura de mais 1 min na velocidade 2.
- ✓ Tempo total 7 minutos.

A Figura 5.4 também apresenta a mistura logo após o tempo de preparo.

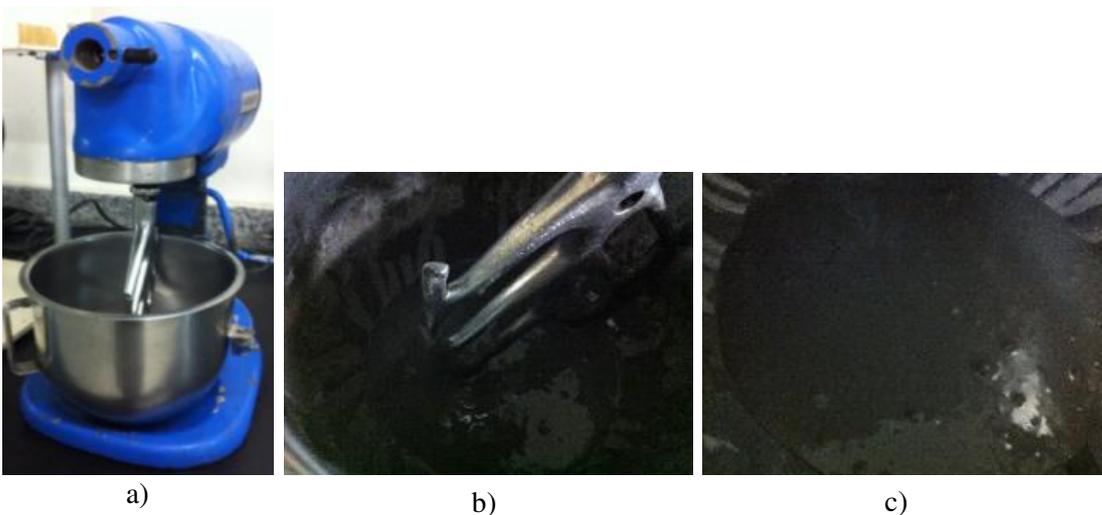


Figura 5.4 – (a) Misturador utilizado para a produção dos corpos de prova de arranchamento (b) foto da mistura durante o processo de homogeneização (c) foto da mistura logo após a homogeneização.

A moldagem foi realizada em sala climatizada ($21\pm 1^{\circ}\text{C}$) e com muito cuidado para não deslocar ou ocasionar danos nas fibra fixadas nas cânulas. Logo após o processo de mistura, a matriz foi colocada em recipiente plástico e depois no aplicador. Foram moldados corpos de prova nas formas cilíndricas de PVC untadas com graxa automotiva. O comprimento de embebimento da fibra na matriz foi de 5 mm. A matriz de SHCC foi colocada em cartucho vazio de embalagem de “silicone” de 280 g,

conforme modelos da Figura 5.5 (a) e (b). A moldagem foi possível por uso de aplicador metálico manual (“pistola”) para tubos de silicone (Figura 5.5 (c)). Os corpos de prova foram testados na idade de 23 dias . A Figura 5.5 (d) e (e) apresentam o processo de moldagem.

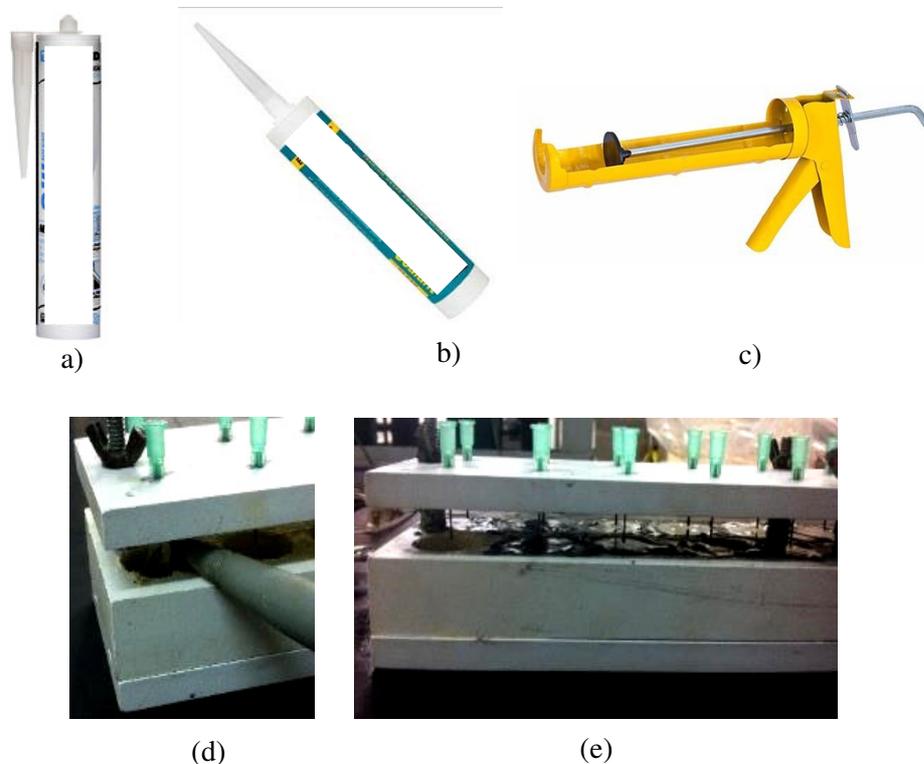


Figura 5.5 – Moldagem de corpos de prova de arrancamento de fibra (*pullout*): (a) (b) modelo de cartuchos utilizados para colocação de matriz de SHCC, (c) aplicador, (d) molde sendo preenchido e (e) molde preenchido faltando dar “acabamento” na face superior.

Os corpos de prova tiveram dimensões de 2,5 cm de diâmetro e 2,5 cm de altura. A desmoldagem foi efetuada rapidamente com jato de ar quente para amolecer a cera (parafina) utilizada para fixar a fibra na cânula. A Figura 5.6 ilustra o corpo de prova após a desmoldagem.

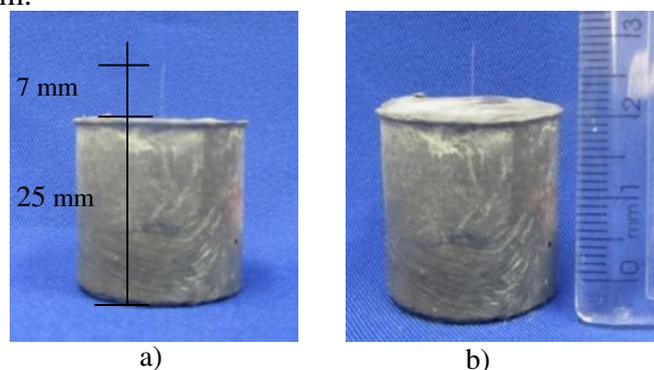


Figura 5.6- Corpo de prova de arrancamento com fibra PVA após a desmoldagem.

Após moldagem, os corpos de prova permaneceram em sala com temperatura controlada de $21^{\circ}\text{C} \pm 1^{\circ}\text{C}$ e UR de 75%). Os mesmos foram cobertos com panos úmidos e envolvidos por saco plástico para evitar saída de água da mistura. Com três dias de idade, os corpos de prova foram retirados do molde, colocados em recipientes plásticos e mantidos na sala de $21^{\circ}\text{C} \pm 1^{\circ}\text{C}$ até a idade de preparação dos corpos de prova para teste, o qual correspondeu a 23 dias.

Da mesma forma que os corpos de prova de compósito (Capítulo 6), os corpos de prova para ensaio de arrancamento após a cura, a qual neste caso ocorreu aos 14 dias de idade, foram considerados com 100% de umidade. Para entender o comportamento de permeabilidade à água nos poros permeáveis nas amostras de *pullout* em relação ao tempo: curvas de dessecção/absorção foram determinadas para os corpos de prova de matriz de SHCC. Seguindo recomendações da RILEM TC 116 (RILEM, 1999) com adaptações, três amostras (após 14 dias de idade) foram colocadas em estufa com circulação de ar até a constância de massa, isto é 0% de perda de massa de água. A quantidade total de água interna evaporável foi obtida. Em seguida, esses mesmos corpos de prova foram imersos e saturados com água deionizada. Suas massas foram registradas até a constância de massa. A temperatura da estufa a qual os corpos de prova foram colocados para redução do teor de umidade foi escolhida compatibilizando baixa temperatura e tempo. Um primeiro teste a temperatura de 40°C foi efetuado, no entanto, o tempo para redução do teor de umidade (0%) foi muito prolongado (a exemplo disso, para compósito foi necessário 28 dias de idade mais 60 dias em estufa, totalizando 88 dias de idade). Um novo teste foi efetuado na temperatura de 50°C em estufa com ventilação forçada. O tempo para atingir 0% de umidade, para compósito por exemplo, foi de 56 dias de idade (28 dias de idade e 28 dias em estufa). Desta forma, a temperatura de 50°C foi padronizada para secagem em estufa dos corpos de prova de arrancamento e de compósito. A Figura 5.7 apresenta a curva de perda e ganho de massa de água *versus* tempo.

Usando esta curva, os graus de umidade interna dos corpos de prova utilizados neste estudo foram definidos. Os graus de saturação de 95%, 50%, 20% e 0% foram determinados. Na condição de umidade de 0% (aqui considerada como seca),

possivelmente a água capilar presente nos poros da pasta de cimento e também parte da água adsorvida aos produtos de hidratação evaporaram. Provavelmente, nesta condição, haverá água nos micro e nanoporos não permeáveis, parte da água adsorvida e água interlamelar (adsorvida ao C-S-H) e água quimicamente combinada aos produtos de hidratação do cimento (METHA e MONTEIRO, 2014, OLLIVIER e VICHOT, 2014).

Assim, após o processo de cura na idade de 14 dias, os corpos de prova foram secos em estufa até atingir o teor de umidade desejado. O tempo zero no gráfico da Figura 5.7 indica 14 dias de cura nas amostras. Quando a umidade interna foi encontrada, cada corpo de prova foi imediatamente acondicionado em embalagem e saco plástico com objetivo de manter seu grau de saturação até a idade de 23 dias, que era a idade dos testes.

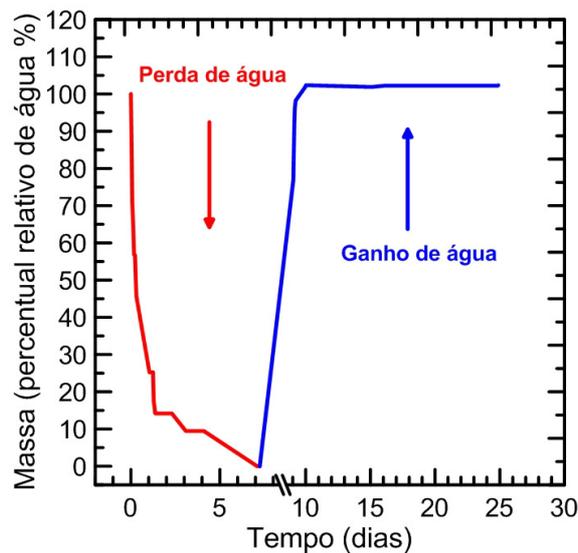


Figura 5.7 – Curva de dessorção/absorção de água para corpos de prova de matriz de SHCC: perda de umidade interna do corpo de prova em estufa a temperatura de 50°C e ganho de massa de água por imersão dos corpos de prova.

A Figura 5.8 apresenta o equipamento de ensaio Shimadzu AGX 100 kN com a câmara climática acoplada modelo TCR1L e o arranjo experimental usado nos testes arrancamento com controle de umidade e/ou temperatura. Os ensaios foram realizados em corpos de prova com fibra PVA com 5 mm de comprimento de embebedimento. A célula de carga utilizada no ensaio de arrancamento foi de 1 kN a velocidade de deslocamento de travessão de 0,1 mm/min. As amostras foram presas às garras da máquina de ensaio por meio de um sistema de encaixe. A força de aderência e o

correspondente deslocamento foram registradas continuamente durante os testes. O deslocamento obtido foi o da máquina de ensaios. Os níveis de umidade, temperatura e os dois efeitos acoplados foram definidos com base em limitações da câmara climática utilizada. Dessa forma, o nível de umidade interna de 0% para as amostras foram testados com 20% de umidade relativa da câmara, a qual é a configuração mínima que a câmara pode operar. Da mesma forma, os corpos de prova após a cura foram testados com 95% de umidade relativa no interior da câmara, que corresponde ao valor máximo da configuração da câmara. Os corpos de prova foram testados na idade de 23 dias. Na fibra de PVA foi aderida fita crepe e fita de alumínio (Figuras 6.8 “b” e “c”) para melhorar a aderência com a garra metálica. A cola utilizada foi um adesivo à base de Cianoacrílico Loctite 401.

Os ensaios de arrancamento permitiram a obtenção dos valores médios de força *versus* deslocamento, bem como valores de tensão adesional e tensão de atrito. Foram realizados ao mínimo de dez testes de arrancamento para cada situação de estudo.

A taxa de aquecimento utilizada foi de 5°C/min. Depois que a temperatura atingiu o valor estabelecido, os corpos de prova foram mantidos dentro da câmara climática (térmica e hídrica) durante 15 minutos e então testados. Esse tempo foi estabelecido para que a temperatura ficasse uniforme dentro da câmara e com base na massa do corpo de prova. Desta forma, o tempo de permanência (15 minutos) foi estabelecido como padrão para todas as condições de testes.

Por meio das áreas sob as curvas força *versus* deslocamento foi calculada a tenacidade durante o arrancamento de fibra. Esta tenacidade está relacionada à capacidade de absorver energia durante o teste. Foi calculada a tenacidade no deslocamento correspondente ao completo arrancamento da fibra ou até a ruptura da fibra.

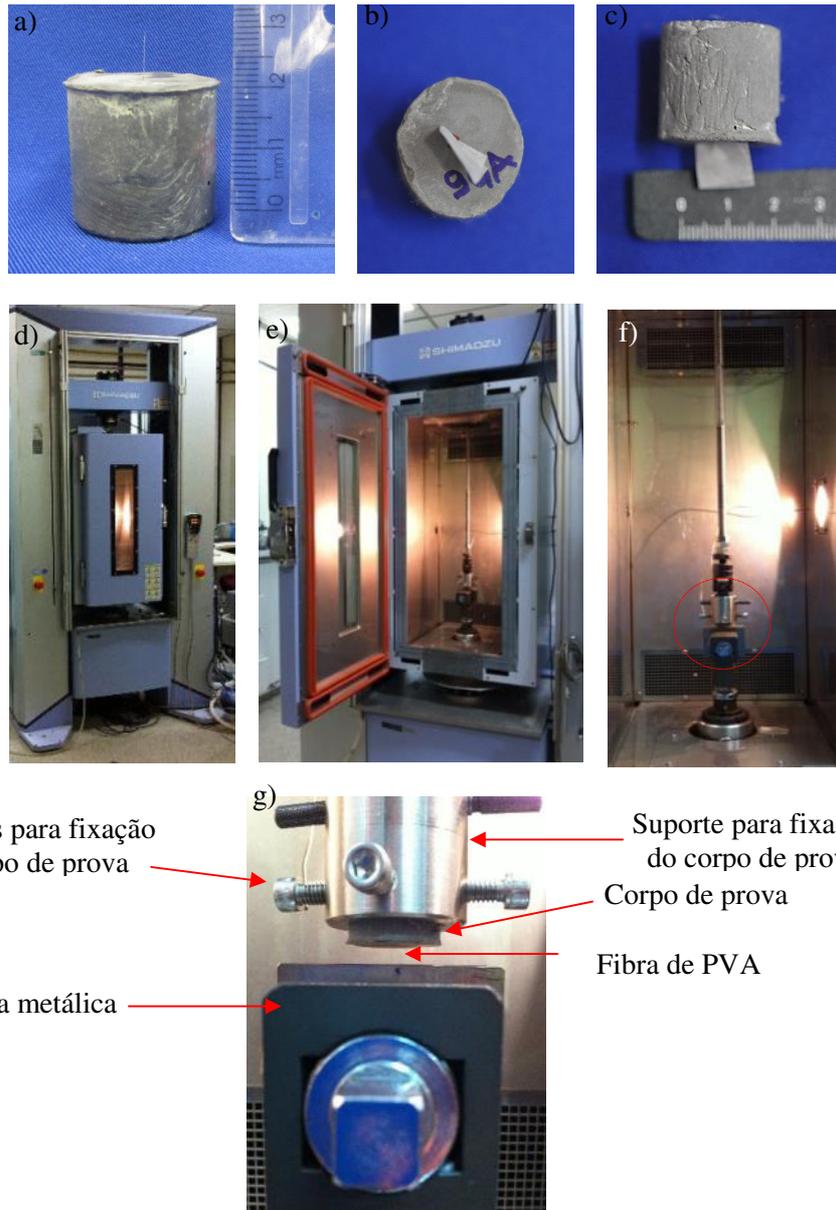


Figura 5.8 – Configuração experimental de ensaio de arrancamento de fibra com controle de temperatura e umidade *in situ* (a) (c) amostras de SHCC (d) (f) equipamento de ensaio com câmara climática acoplada (e) equipamento de ensaio com câmara acoplada com porta aberta (f) vista geral da configuração experimental do ensaio (g) detalhe fixação do corpo de prova e fibra sendo arrancada do corpo de prova durante o ensaio.

5.3 RESULTADOS E DISCUSSÃO

5.3.1 Influência da temperatura *in situ* no arrancamento de fibra

A Figura 5.9 apresenta as curvas representativas de força (N) *versus* deslocamento (mm) dos ensaios de arrancamento de fibra da matriz de SHCC na idade de 23 dias.

Esses corpos de prova foram testados após a cura e com alto nível de umidade interna (próximo a 100%).

A Tabela 5.1 exhibe os resultados médios de máxima tensão adesional e tensão friccional com desvios padrão entre parênteses. A Tabela 5.2 apresenta a influência da alta temperatura na incidência de arrancamento e/ou ruptura de fibras de PVA durante os testes.

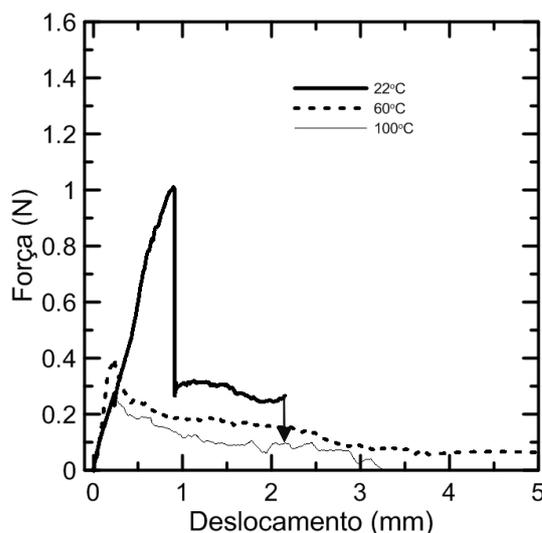


Figura 5.9 – Efeito da temperatura no arrancamento de fibra sob temperaturas *in situ* de 22°C, 60°C e 100°C: curvas representativas de força *versus* deslocamento.

Tabela 5.1 – Resultados médios do efeito da temperatura *in situ* no teste de arrancamento de fibra (desvio padrão apresentado entre parênteses).

Temperatura (°C)	P_{\max} (N)	δ (mm) (correspondente à P_{\max})	$\tau_{\text{adesional}}$ (MPa)	$\tau_{\text{friccional}}$ (MPa)
22	0,81 (0,30)	0,62 (0,25)	1,28 (0,48)	0,54 (0,26)*
60	0,37 (0,16)	0,46 (0,12)	0,58 (0,25)	0,39 (0,16)
100	0,27 (0,03)	0,43 (0,14)	0,44 (0,05)	0,15 (0,08)

P_{\max} = carga de arrancamento máxima ou ruptura de fibra.

δ = deslocamento referente à P_{\max} .

$\tau_{\text{adesional}}$ = tensão máxima adesional fibra – matriz.

$\tau_{\text{friccional}}$ = tensão de atrito.

* O cálculo da tensão friccional foi considerado para 100% das amostras testadas, inclusive para as amostras que tiveram ruptura de fibra e arrancamento da parte fraturada (60%). Considerando apenas as amostras que tiveram só arrancamento com tensão friccional, esse valor de tensão friccional é de 0,51 (0,21) MPa.

Tabela 5.2 – Influência da temperatura nos resultados de incidência de arrancamento e/ou ruptura de fibras de PVA durante os testes de arrancamento de fibras.

T (°C)	Percentual de fratura de fibras (%)	Número de fibras arrancadas (%)	Total
22°C	60	40	100%
60°C		100	100%
100°C		100	100%

T(°C) é a temperatura de ensaio dentro da câmara em graus Celsius

Nota-se da Figura 5.9 que a interface fibra-matriz é sensível a altas temperaturas. Conforme indica a Tabela 5.2, para a temperatura de 22°C, 60% dos resultados de arrancamento de fibra de PVA ocorreu ruptura de fibra como consequência da alta aderência na interface fibra-matriz. A ruptura de fibra de PVA ocorreu na parte da fibra embebida no interior da matriz, isto é 5 mm, conforme indica o desenho esquemático Da Figura 5.10 (a). Especificamente, o local onde a fibra foi fraturada dentro da matriz dependeu da microestrutura nas vizinhanças e ao redor da fibra. Esse comportamento de ruptura de fibra embebida no interior da matriz foi evidenciado nos resultados obtidos pela brusca e ampla redução da força de arrancamento quando a tensão adesional é máxima. Em continuidade ao teste, a parte fraturada da fibra foi arrancada, conforme indica a Figura 5.10 (b).

A parte da fibra arrancada da matriz (cerca de 1,5mm) para a temperatura de 22°C está ilustrada na Figura 5.11 (a). Na Figura 5.11 (b) nota-se que a fibra foi completamente arrancada da matriz para o ensaio de arrancamento realizado a uma temperatura de 90°C.

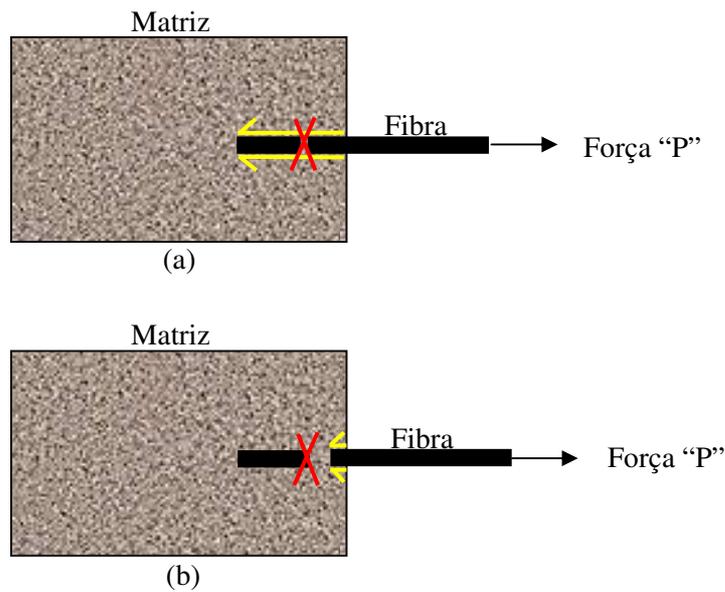


Figura 5.10 – Representação do modo de arrancamento típico de fibra para os ensaios realizados na temperatura de 22°C.

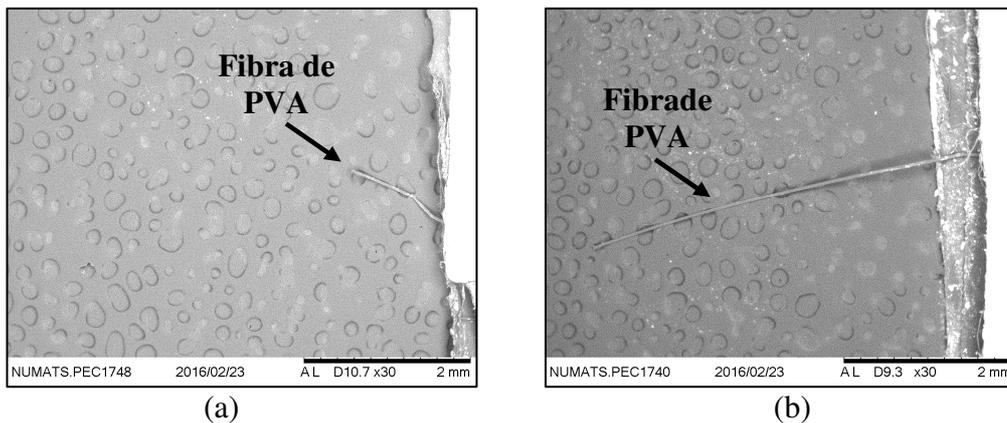


Figura 5.11 – Fotografias das fibras de PVA arrancadas da matriz para as temperaturas de (a) 22°C e (c) 100°C.

Para cerca de 40% dos ensaios de arrancamento de fibra de PVA realizados na temperatura de 22°C, conforme indica a Tabela 5.2, ocorreu arrancamento de fibra. A boa afinidade química entre a fibra de PVA e a matriz cimentícia explica a ruptura da maior parte das fibras ensaiadas.

Com o aumento da temperatura de ensaio de 22°C para 60°C houve uma redução de 55% na tensão adesional fibra-matriz e de 28% na tensão friccional. Quando a temperatura foi elevada de 22°C para 100°C ocorreu uma redução de 66% e 72% nas respectivas tensões adesional e friccional. Para os testes realizados em altas temperaturas (60°C e 100°C), houve predominância do comportamento de

arrancamento de fibras (ver Tabela 5.2). Com o acréscimo da temperatura de 22°C para 60°C e 100°C provavelmente o revestimento é alterado resultando em mudanças nas características interfaciais. Isso foi observado por MECHTECHERINE *et al.*, (2012).

5.3.2 Efeito combinado do nível de umidade interna dos corpos de prova de matriz de SHCC e da temperatura de exposição *in situ* no arrancamento de fibra

A Figura 5.11 apresenta curvas representativas de força (N) *versus* deslocamento (mm) para os ensaios de arrancamento de fibra da matriz de SHCC realizados sob diferentes condições de umidade. A Tabela 5.3 exibe os resultados médios de força máxima (P_{max}), deslocamento correspondente a força máxima (δ), tensão adesional ($\tau_{adesional}$) e de tensão friccional ($\tau_{friccional}$). A Tabela 5.4 apresenta a influência da alta temperatura na incidência de arrancamento e/ou ruptura de fibras de PVA durante os testes de arrancamento.

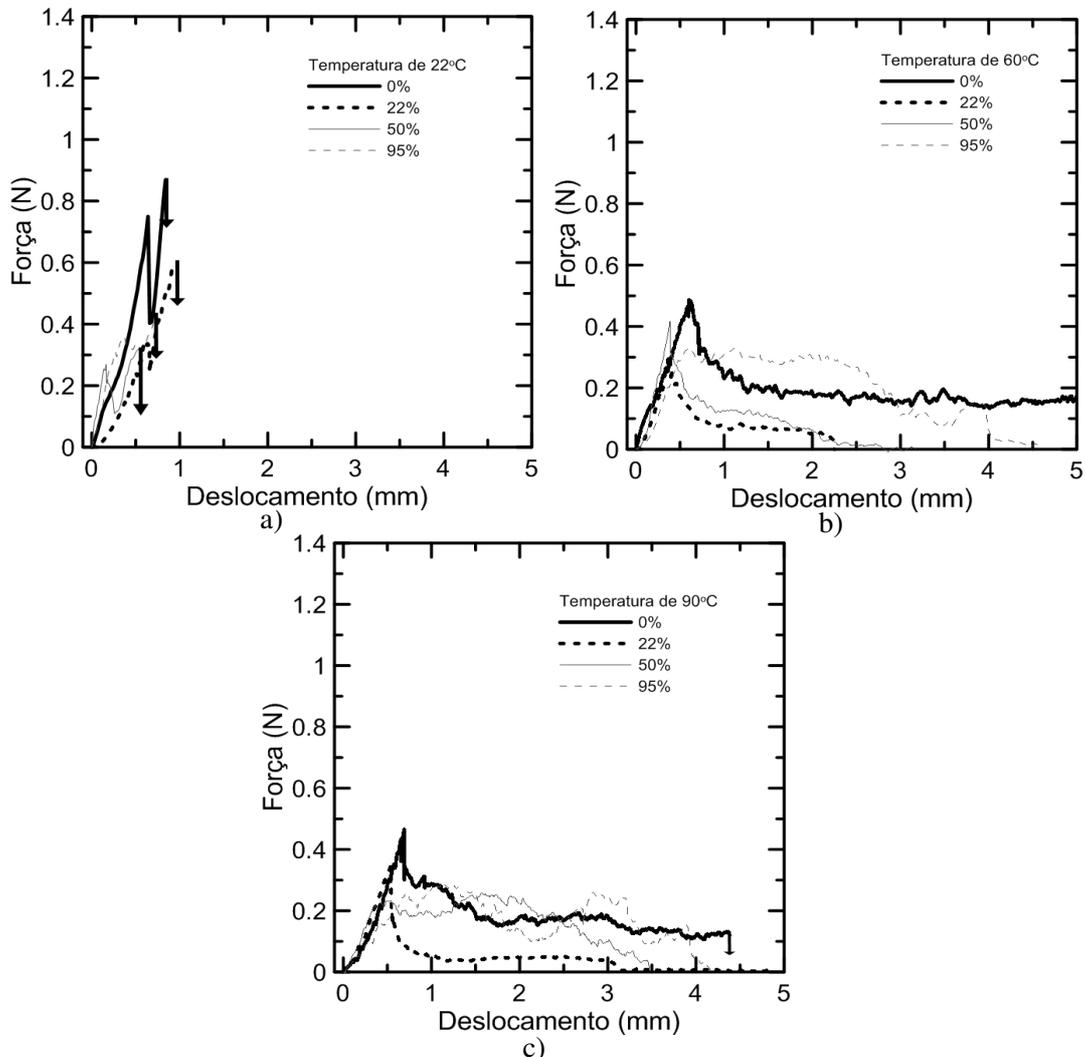


Figura 5.12 – Efeito da umidade interna em amostras de arrancamento de fibra nas temperaturas *in situ* de (a) 22°C, (b) 60°C e (c) 90°C: curvas representativas força *versus* deslocamento.

Tabela 5.3 – Resultados médios dos ensaios arrancamento de fibra realizados sob diferentes temperaturas e umidades relativas (desvio padrão apresentado entre parênteses).

T (°C)	U (%)	P _{máx} (N)	δ (mm) (correspondente à P _{máx})	τ _{adesional} máxima (MPa)
22	0%	0,86 (0,23)	0,88 (0,42)	1,36 (0,36)
	20%	0,50 (0,18)	0,78 (0,40)	0,80 (0,29)
	50%	0,46 (0,25)	0,62 (0,43)	0,73 (0,40)
	95%	0,46 (0,15)	0,52 (0,33)	0,74 (0,25)
60	0%	0,62 (0,18)	0,83 (0,46)	0,99 (0,28)
	20%	0,31 (0,08)	0,65 (0,31)	0,50 (0,13)
	50%	0,34 (0,13)	0,50 (0,36)	0,55 (0,20)
	95%	0,38 (0,13)	0,71 (0,43)	0,61 (0,22)
90	0%	0,49 (0,21)	0,70 (0,40)	0,78 (0,33)
	20%	0,37 (0,09)	0,69 (0,25)	0,59 (0,15)
	50%	0,32 (0,16)	0,65 (0,36)	0,52 (0,25)
	95%	0,30 (0,11)	1,83 (1,26)	0,48 (0,18)

T (°C) = temperatura de ensaio dentro da câmara em graus Celsius.

U (%) = nível de umidade interna da amostra expressa em percentagem.

P_{máx} (N) = força máxima atingida durante o ensaio de arrancamento.

δ (mm) = deformação correspondente ao força máxima.

τ_{adesional} = tensão máxima adesional fibra – matriz.

*O valor calculado refere-se ao percentual de 6% das amostras, as quais foram arrancadas da matriz.**O valor calculado refere-se ao percentual de 23% das amostras, as quais foram arrancadas da matriz.

Tabela 5.4 – Influência da temperatura nos resultados de incidência de arrancamento e/ou ruptura de fibras de PVA durante os testes de arrancamento de fibras.

T (°C)	U (%)	Porcentagem de fratura de fibras (%)	Número de fibras arrancadas (%)	Total (%)
22	0%	94,00	6,00	100,00
	20%	77,00	23,00	100,00
	50%	55,00	45,00	100,00
	95%	50,00	50,00	100,00
60	0%	0,00	100,00	100,00
	20%	15,40	84,60	100,00
	50%	0,00	100,00	100,00
	95%	27,27	72,72	100,00
90	0%	0,00	100,00	100,00
	20%	10,00	90,00	100,00
	50%	18,20	81,80	100,00
	95%	50,00	50,00	100,00

T (°C) = temperatura de ensaio dentro da câmara em graus Celsius.

U (%) = nível de umidade interna da amostra expressa em percentagem.

A Figura 5.11 ilustra que o comportamento de arrancamento para amostras com baixo nível de umidade da amostra é mais influenciado do que os das amostras ensaiadas sob altas umidades.

Para a temperatura de 22°C a redução de 95% para 0% de umidade aumentou significativamente os valores de força máxima (87%) e respectivo deslocamento correspondente (69%). Para a temperatura de 60°C com a redução do nível de umidade de 95% para 0%, a força máxima de arrancamento e a tensão de adesão aumentaram aproximadamente 66% e 62%, respectivamente. O mesmo comportamento foi observado a 90°C (aumento de 63% na força máxima com a redução da umidade de 95% para 0%), conforme indica a Tabela 5.4. A redução de umidade de 95% para 0% fez com que o comportamento de ruptura de fibra fosse predominante durante o teste de arrancamento realizado na temperatura de 22°C.

A Figura 5.12 mostra o efeito da temperatura para as umidades de 95%, 50%, 20% e 0% nas curvas representativas força (N) *versus* deslocamento (mm).

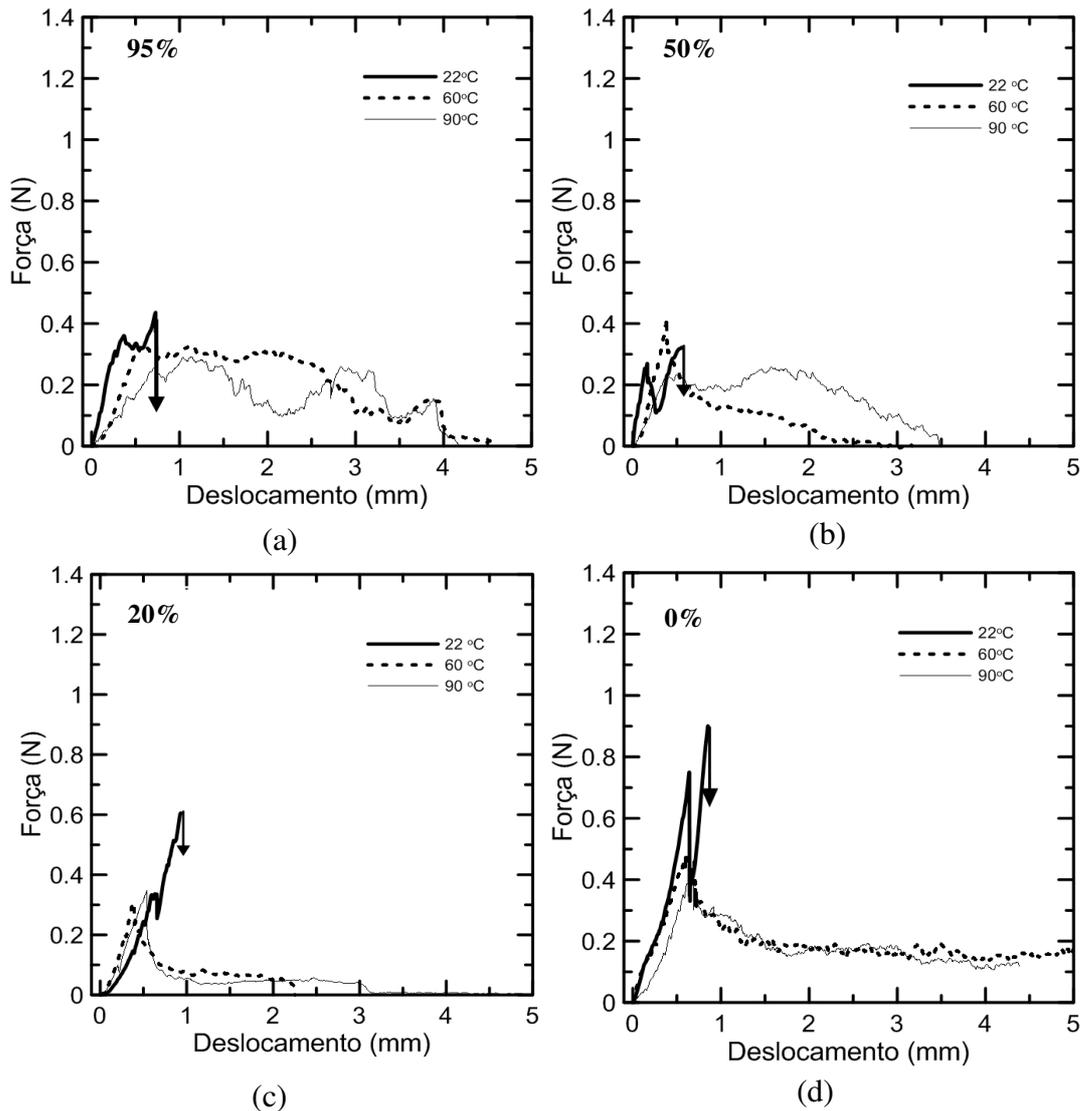


Figura 5.13 – Efeito da temperatura *in situ* na condição de umidade interna de amostras de arrancamento de fibra: curvas representativas força versus deslocamento (a) 95%, (b) 50%, (c) 20% e (d) 0%.

Da Figura 5.12 nota-se que, independente da umidade testada, o arrancamento de fibras foi fortemente influenciado pelo acréscimo da temperatura. Observa-se que em altas temperaturas, 60°C e 90°C, prevalece arrancamento de fibra independente do nível de umidade da amostra.

Para a umidade de 95%, a força adesional foi reduzida em 35% com o acréscimo da temperatura de 22°C para 90°. A mesma tendência de comportamento foi observada para as umidades de 50%, 20% e 0% com o aumento da temperatura de 22°C para 90°C, isto é, houve redução correspondente a 29%, 26% e 43% na tensão adesional.

Para todas as umidades estudadas, com o aumento da temperatura, houve alteração da forma como as fibras foram arrancadas da matriz, isto é de ruptura de fibra para arrancamento de fibra.

5.4 CONCLUSÕES

Este capítulo apresentou a influência da temperatura e da umidade nas propriedades de interface fibra de PVA-matriz de SHCC. Como resultado do efeito da temperatura, a medida que houve aumento da temperatura de 22°C para 100°C, houve redução nos valores de força máxima (0,81 N para 0,27 N) e de tensão adesional (1,28 MPa para 0,44 MPa). A elevação da temperatura alterou também a forma como as fibras são arrancadas da matriz. A temperatura de 22°C prevalece ruptura de fibra e a 60°C e 90°C prevalece arrancamento de fibra.

Com relação ao efeito da alta temperatura *in situ* acoplado aos níveis de umidade interna do corpo de prova, o mesmo comportamento foi observado: em altas temperaturas (60°C e 90°C) ocorre arrancamento de fibra. A força adesional diminuiu com o aumento da temperatura de 22°C para 90°C para todas as umidades estudadas.

6. ESTUDO DO EFEITO DA TEMPERATURA E DA UMIDADE NO COMPORTAMENTO MECÂNICO À TRAÇÃO DE SHCC

Este capítulo analisa a influência da temperatura e da umidade no comportamento mecânico à tração do SHCC.

6.1 INTRODUÇÃO

Materiais cimentícios quando expostos a altas temperaturas podem apresentar modificações em suas propriedades químicas, físicas e mecânicas influenciando sua durabilidade e seu desempenho mecânico. Pesquisas anteriores revelaram que o SHCC reforçado com fibras de PVA é bastante sensível à exposição de moderada e alta temperaturas tanto *in situ* quanto residuais (MECHTECHERINE *et al.*, 2012)

O programa experimental foi realizado no Laboratório de Estruturas e Materiais – LabEst da COPPE/UFRJ e foi elaborado com o intuito de verificar o comportamento à tração do SHCC quando exposto a altas temperaturas, diferentes níveis de umidade interna e a combinação desses dois parâmetros. A escolha das variáveis para o programa experimental baseou-se em trabalhos encontrados na literatura (MAGALHÃES, 2010; MECHTECHERINE *et al.*, 2012). As temperaturas estudadas foram 60°C e 100°C⁸, comparativamente a temperatura ambiente (22°C) e os níveis de umidade de 95%, 50%, 20% e 0%, correspondendo a graus de umidade interna nos corpos de prova de SHCC. Durante o teste de tração, um mesmo grau de umidade interna da amostra de SHCC foi mantido no ambiente, isto é, dentro da câmara térmica e hídrica.

Este capítulo apresenta o fluxograma das variáveis do estudo, a configuração experimental dos ensaios realizados, o preparo dos corpos de prova para os testes de tração sob efeito da temperatura, da umidade e da combinação entre esses dois parâmetros.

⁸ Por limitações técnicas do equipamento utilizado (câmara térmica e hídrica), quando foi estudado o efeito da umidade acoplado ao efeito da alta temperatura, a temperatura *in situ* utilizada nos ensaios foi de 90°C e não 100°C.

6.2 PROGRAMA EXPERIMENTAL: MATERIAIS E MÉTODOS

Foi estudada a influência da temperatura de exposição dos corpos de prova (22°C, 60°C e 100°C) nas idades de 28 e 56 dias e a influência do efeito combinado de umidade interna dos corpos de prova (95%, 50%, 20% e 0%) nas temperaturas mencionadas, quais sejam 22°C, 60°C e 90°C no comportamento à tração. A Figura 6.1 e a Figura 6.2 apresentam um resumo do programa experimental.

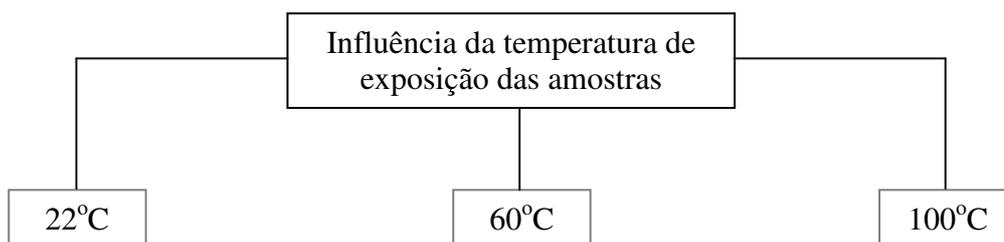


Figura 6.1 – Fluxograma do estudo de influência da temperatura *in situ* no comportamento à tração do SHCC.

No estudo apenas da influência da temperatura *in situ*, o nível de umidade interna dos corpos de prova (após a cura) foi avaliado por meio do registro de suas massas na condição saturada com a superfície seca (SSS) entre 28 e 100 dias de idade. A máxima absorção foi de 2,2%, indicando nível de saturação de 97,8% para os corpos de prova aos 100 dias de idade. O item 6.2.2 tratará da metodologia dessa avaliação.

A influência da condição de umidade interna dos corpos de prova (95%, 50%, 20% e 0%) e da idade (28, 56 e 365 dias) no padrão de fissuração na temperatura de 22°C também foi estudada.

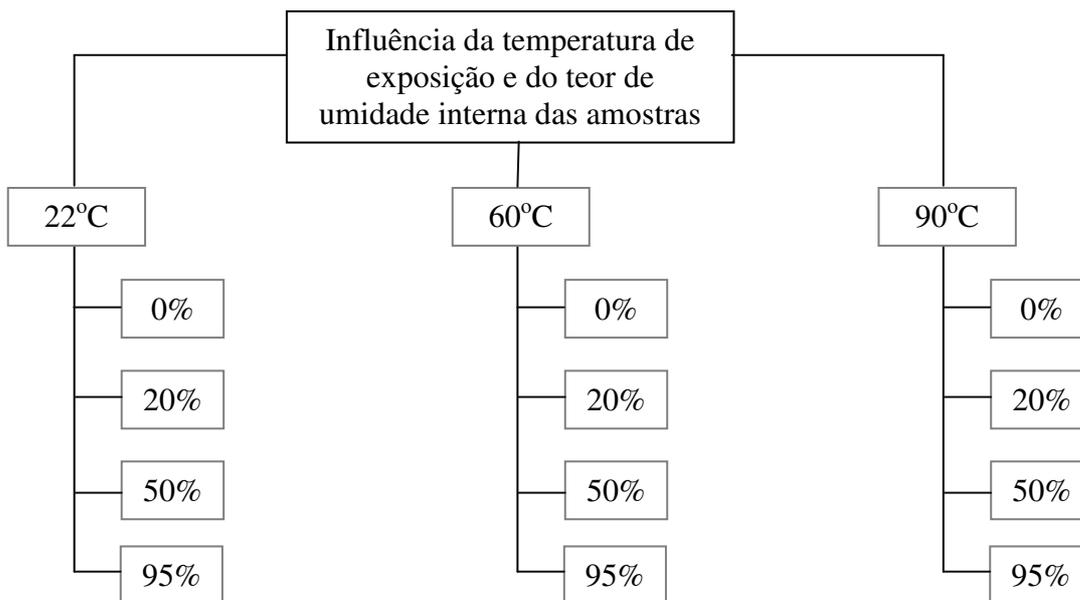


Figura 6.2 – Fluxograma do estudo da influência da umidade interna das amostras no comportamento à tração do SHCC.

6.2.1 Materiais utilizados e processamento do compósito

Conforme comentado no Capítulo 3, a composição do SHCC utilizada no estudo da influência da temperatura e da umidade foi baseada nos trabalhos de BRÜDERN e MECHTCHERINE (2011) com adaptações para os materiais locais. A proporção dos constituintes da mistura foram apresentadas na Tabela 3.4 do capítulo 3.

Todos os corpos de prova foram moldados na horizontal em formas metálicas em formato de haltere. Também corpos de prova em formato de haltere foram usados neste estudo (MECHTCHERINE, 2007a; ROKUGO *et al.*, 2008). Os corpos de prova com seção transversal de 30 x 30 mm e comprimento de 330 mm, foram testados na idade de 56 dias.

Após a moldagem, os moldes foram cobertos com filme plástico, armazenados em sala com temperatura controlada (22°C e UR de 75%) e cobertos com panos umedecidos. No terceiro dia de idade, os corpos de prova foram retirados das formas, colocados em sacos plásticos, novamente recobertos com panos umedecidos e armazenados em temperatura de 22°C até a idade de preparação dos corpos de prova para os testes (28 dias).

6.2.2 Preparação das amostras para os testes

Após 28 dias de idade, cinco corpos de prova em formato de haltere foram selecionados para determinação da condição de umidade interna. Inicialmente, após a desmoldagem (no terceiro dia de idade) e durante a cura, os corpos de prova foram mantidos em sacos plásticos. Esta condição foi considerada autógena e inicialmente com 100% de umidade. Para confirmar esta hipótese, os corpos de prova selecionados tiveram suas massas medidas e registradas na condição saturada com superfície seca (SSS) entre 28 e 100 dias de idade.

A Figura 6.3 (a) apresenta a curva média de absorção de água (%) desses corpos de prova de *SHCC*. Para dois dias de imersão, a qual correspondeu a idade de 30 dias, a absorção média foi de 0,8%. Para 28 dias de imersão que equivale a 56 dias de idade, a absorção média foi de 1,5%. Por fim, durante os 100 dias de leitura das massas de ganho de água, a máxima absorção foi 2,2% indicando o nível de saturação de 97,8% para os corpos de prova. Por limitações de câmara climática, todas as amostras foram consideradas com 95% de umidade interna na idade de 56 dias de idade.

Também para entender o comportamento de permeabilidade a água nos poros permeáveis do compósito em relação ao tempo: curvas de dessorção/absorção foram determinadas para os corpos de prova de *SHCC*. Baseando em recomendações da RILEM TC 116 (RILEM, 1999) com adaptações, amostras de *SHCC* (após 28 dias de idade) foram colocadas em estufa inicialmente a 40°C sem circulação de ar. Essa temperatura demandou tempo excessivamente longo para evaporação de água nos poros permeáveis do *SHCC*. Desta forma, uma nova tentativa, com três outras amostras de corpos de prova de *SHCC* foram colocadas em estufa com circulação de ar a temperatura de 50°C até a constância de massa. A quantidade total de água interna evaporável foi obtida. Em seguida, esses mesmos corpos de prova foram imersos e saturados com água deionizada. Suas massas foram registradas até a constância de massa.

Desta forma, a Figura 6.3 (b) apresenta a curva de perda e ganho de massa de água *versus* tempo. Usando esta curva, os graus de umidade interna dos corpos de prova

utilizados neste estudo foram definidos. Os graus de saturação de 95%, 50%, 20% e 0% foram investigados. Na condição de umidade de 0% (aqui considerada como seca), possivelmente a água capilar presente nos poros da pasta de cimento e também parte da água adsorvida aos produtos de hidratação evaporaram. De fato, provavelmente nesta condição haverá água nos micro e nanoporos não permeáveis, parte de água adsorvida e água interlamelar (adsorvida ao C-S-H) e água quimicamente combinada aos produtos de hidratação do cimento (METHA e MONTEIRO, 2014, OLLIVIER e VICHOT, 2014).

Assim, após o processo de cura, na idade de 28 dias os corpos de prova foram secos em estufa até atingirem o teor de umidade desejado. Quando a umidade interna foi encontrada, cada corpo de prova foi imediatamente selado à vácuo com objetivo de manter seu grau de saturação até a idade de 56 dias, a qual correspondeu a idade dos testes.

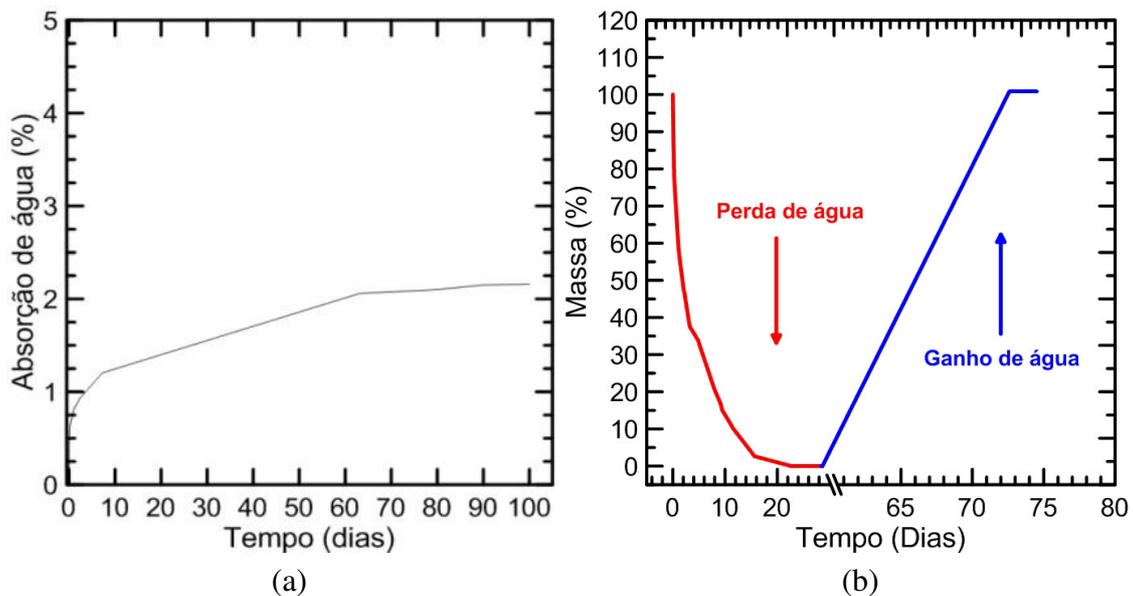


Figura 6.3 – Curvas de dessorção/ absorção de água para corpos de prova de *SHCC* (a) determinação da umidade interna dos corpos de prova após o processo de cura e (b) perda de umidade interna do *SHCC* em estufa a temperatura de 50°C e ganho de massa de água por imersão dos corpos de prova.

6.2.3 Procedimento de Testes

6.2.3.1 Testes de tração em *SHCC*

Os testes foram realizados em câmara climática com controle da temperatura e da

umidade (*in situ*) de fabricante Shimadzu. Os níveis de umidade, temperatura e os dois efeitos acoplados foram definidos com base em limitações da câmara climática utilizada. Os corpos de prova foram testados na idade de 56 dias.

A Figura 6.4 apresenta o equipamento de ensaio com a câmara climática e o arranjo experimental dos testes de tração. Foi utilizada célula de carga de 50 kN e taxa de deslocamento de 0,024 mm/s, a qual corresponde a a taxa de deformação de $3 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$. Essa taxa escolhida foi bem controlada no estudo experimental para evitar que os resultados pudessem ser influenciados.

A carga de tração e a correspondente deformação foram registradas continuamente durante os testes. A deformação foi obtida por meio de dois LVDT's especiais modelo LIN 256 fabricante *RDP Eletronics*, apropriados para altas temperaturas e umidade, posicionados conforme mostrado na Figura 6.4 (c). O comprimento de medida dos LVDT's foi de 80 mm. O corpos de prova foram afixados entre placas de aço, por meio de parafusos, com aplicação de um torque aproximado de 13,6 Nm. Isto evitou que os corpos de prova deslizassem entre as placas e ao mesmo tempo que se concentrassem tensões devido a fixação da amostra na configuração utilizada.

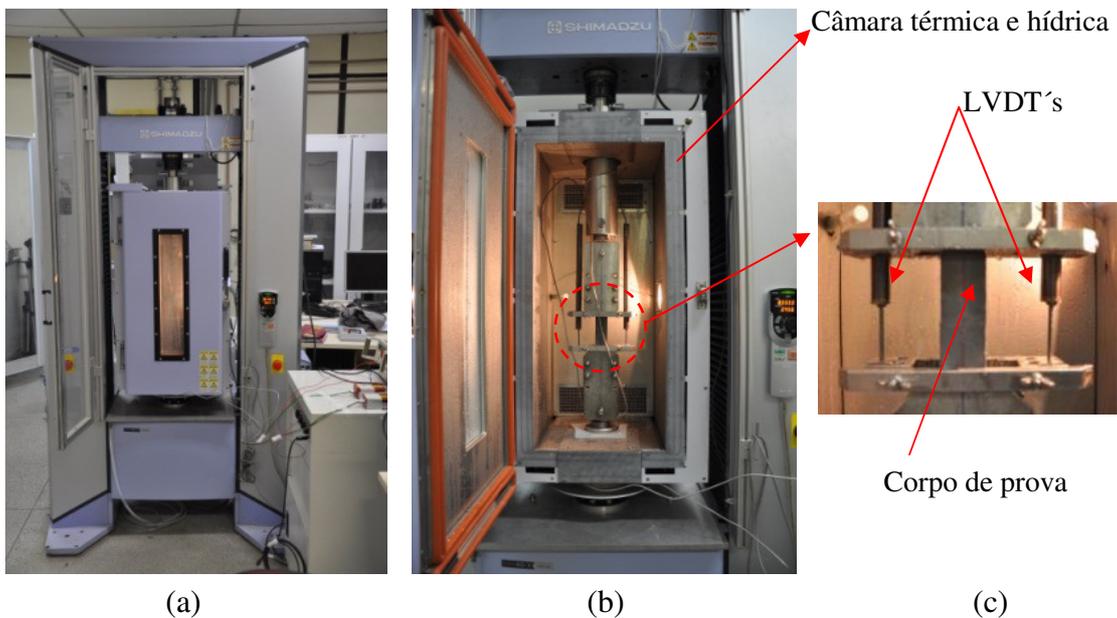


Figura 6.4 - Configuração experimental: (a) equipamento de ensaio e câmara climática (b) configuração do teste apresentando o corpo de prova e instrumentação e (c) detalhe da instrumentação utilizada.

A taxa de aquecimento utilizada foi de aproximadamente 5°C/min. Após o forno atingir a temperatura de ensaio, os corpos de prova foram mantidos por uma hora dentro do forno e então testados. Estudo prévio apresenta que esse tempo de uma hora é suficiente para que a temperatura seja uniformizada dentro do forno.

Da mesma forma como no ensaio de tração do compósito (capítulo 3 seção 3.2.4.1), foi realizado controle do padrão de fissuração nos corpos de prova testados a 22°C e verificada a influência do grau de umidade interna do compósito. A preparação dos corpos de prova para melhor visualização das fissuras e a metodologia para quantificação do número de fissuras, cálculo do espaçamento e espessura de fissuras foi descrito no capítulo 3, seção 3.2.4.1.

Durante os testes, a região tracionada das amostras (80 mm na parte central) foi monitorada pela aquisição de imagens de uma máquina fotográfica digital fabricante Nikon modelo D90 com lente Nikon 60 mm modelo AF micro com resolução de 12,3 megapixels acoplada ao ensaio. Imagens foram captadas a cada 10 segundos durante os ensaios. Com as imagens e as referências milimétricas coladas às amostras e por meio do software Image J foi possível correlacionar o número, o espaçamento e a abertura de fissuras com a deformação e a tensão aplicada. A Figura 6.5 apresenta a configuração do ensaio.

O módulo de elasticidade foi calculado no trecho elástico linear inicial (40% da tensão de primeira fissura). Neste estágio até a formação da primeira fissura, a rigidez do compósito é determinada pelas propriedades da matriz.

Por meio das áreas sob as curvas força *versus* deslocamento foi calculada a tenacidade dos compósitos. Esta tenacidade está relacionada à capacidade de absorver energia dos compósitos, principalmente na região pós-fissuração onde a atuação das fibras é predominante. Sendo assim, foi calculada a tenacidade corresponde a força máxima, força última antes da ruptura e localização do dano e nas deformações de 1%, 2%, 3%, 4%, 5%, 6%. Foi calculada também a tenacidade (resiliência) da matriz até a força correspondente a formação da primeira fissura

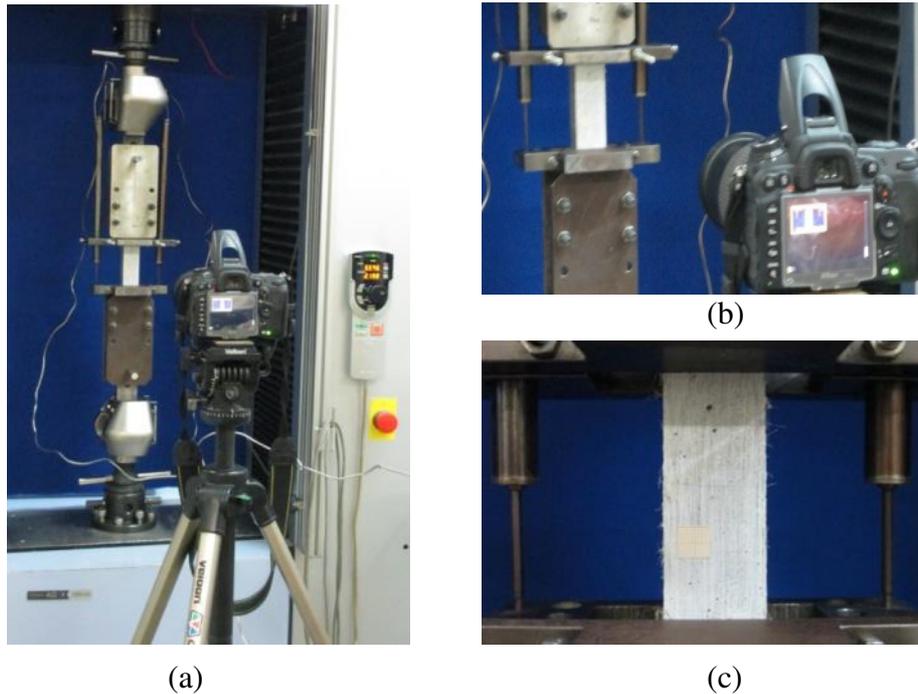


Figura 6.5 - Configuração experimental para o estudo da influência da umidade no padrão de fissuração dos corpos de prova na temperatura de 22°C (a) (b) Detalhe câmera para registro fotográfico (c) detalhe corpo de prova pronto para início dos testes.

6.2.3.2 Microanálises

Com objetivo de estudar as mudanças ocorridas no compósito e na fibra após exposição à temperatura e/ou umidade, a microestrutura da seção fraturada dos compósitos após os testes de tração, a seção transversal e a superfície das fibras de PVA foram investigadas. As análises microscópicas foram realizadas por meio de Microscópio Eletrônico de Varredura - MEV de bancada fabricante Hitachi modelo TM 3000 em imagens de elétrons retroespalhados, ilustrado na Figura 6.7 (a), do Laboratório de Técnicas Analíticas (Labest/COPPE/UFRJ). As amostras foram aderidas por adesivo condutor de carbono em porta amostras (Figura 6.6) e analisadas em baixo vácuo sem revestimento.

Foi realizada análise térmica na matriz de *SHCC* e no compósito *SHCC*. As análises foram realizadas no laboratório de técnicas analíticas do LabEst/PEC/COPPE em equipamento de análises simultâneas TGA/DTA/DSC da TA Instruments, modelo SDT Q600 (Figura 4.8 do Capítulo 4) em amostras com massa de aproximadamente 10 mg. As análises foram realizadas em atmosfera de nitrogênio e fluxo do registrador de 100 ml/min. A análise por DTG e DSC foram obtidas por meio da curva de TG. Os ensaios foram feitos em cadinhos de platina.

No compósito, os ensaios foram realizados após 56 dias de idade. Foi avaliada a influência da condição de aquecimento: isoterma de 35°C por 1 h no interior do equipamento para remoção de água livre na amostra. A taxa de aquecimento de 5°C/min, a qual corresponde à taxa aproximada utilizada em câmara térmica durante os ensaios de tração em alta temperatura, foi empregada com e sem isoterma. Também a taxa de 10°C/min, comumente utilizada na literatura, foi apresentada.

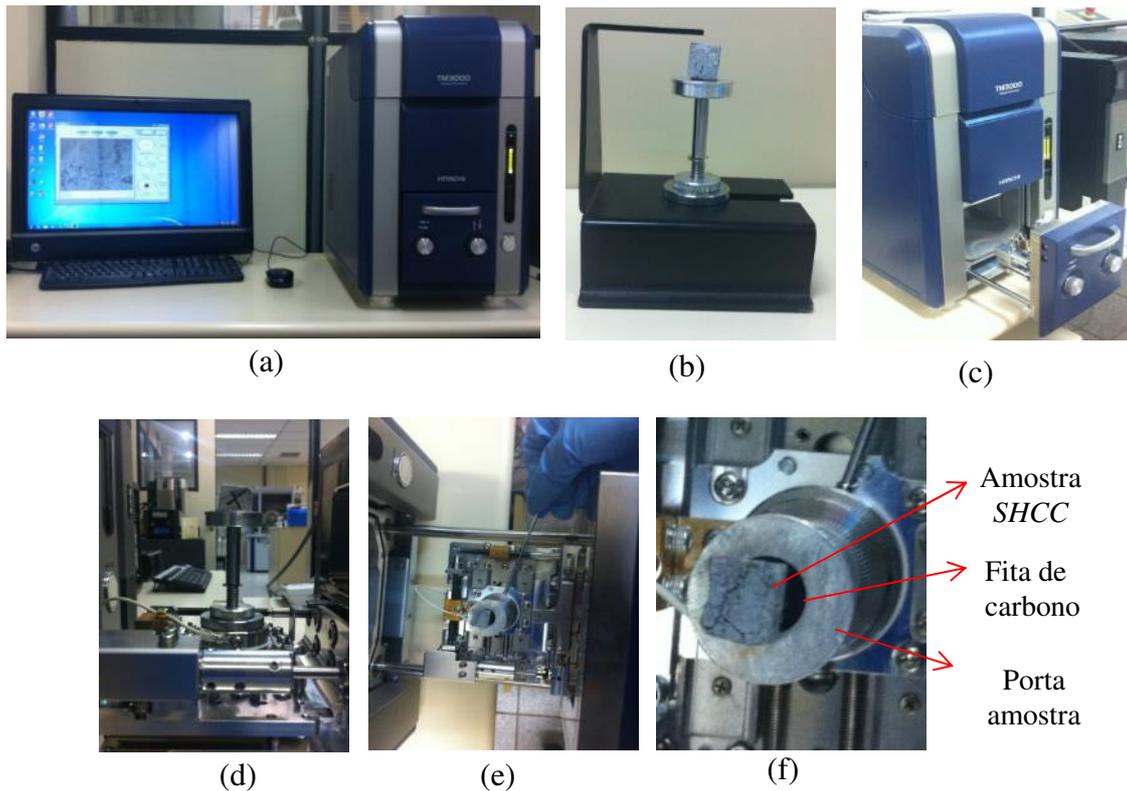


Figura 6.6 - Equipamento de utilizado para caracterização microestrutural (a) microscópio de eletrônico de varredura de bancada (b) colocação e ajuste de altura de amostra fraturada de SHCC em porta amostra, (c) colocação de amostra em microscópio, (d) vista lateral de amostra dentro do equipamento, (e) vista superior da amostra em equipamento e (f) detalhe fixação da amostra com fita de carbono dupla face.

6.3 APRESENTAÇÃO E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

6.3.1 Influência da temperatura

A Figura 6.7 (a) apresenta curvas representativas do ensaio de tração realizado na idade de 56 dias. A Figura 6.7 (b) apresenta o padrão de fissuração típico representativo de corpos de prova testados nas três temperaturas. Os resultados de E, tensão de primeira-

fissura ($\sigma_{1^{\text{fissura}}}$), resistência à tração (σ) e deformação (ϵ) são apresentados na Tabela 6.1 com o desvio padrão entre parênteses.

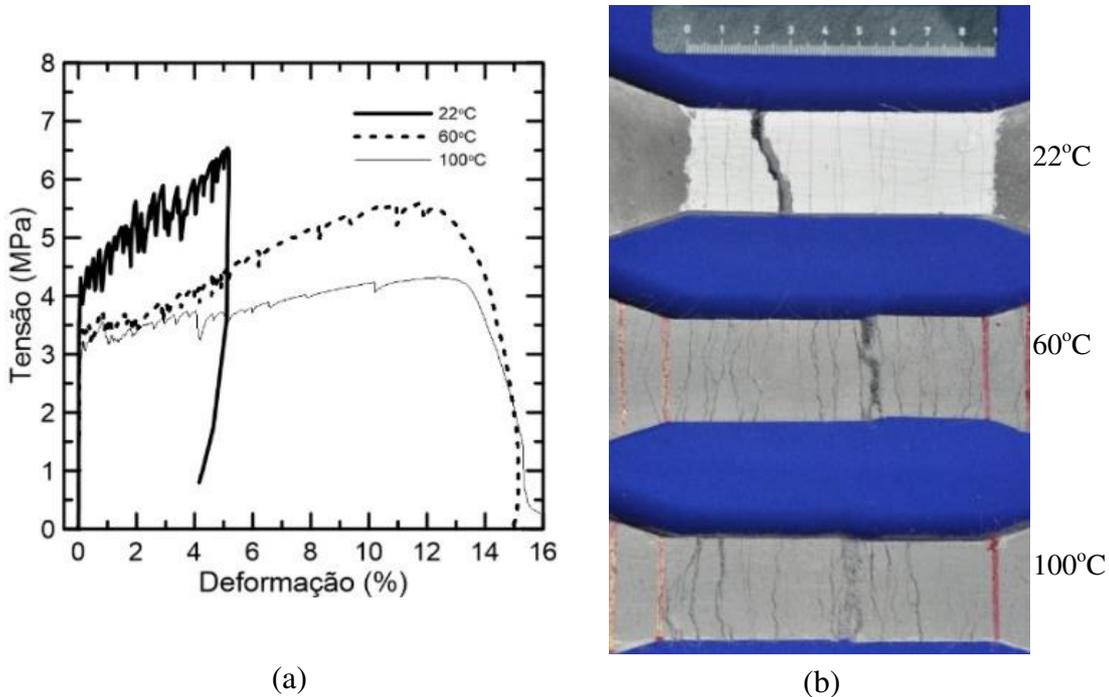


Figura 6.7 - Resposta tensão *versus* deformação à tração do SHCC testado com temperaturas *in situ* de 22°C, 60°C e 100°C: (a) curvas representativas e (b) padrão de fissuração representativo de corpos de prova testado nas diferentes temperaturas.

Tabela 6.1 - Resultados médios obtidos dos ensaios de tração realizados nas temperaturas *in situ* de 22°C, 60°C e 100°C (desvio padrão entre parênteses).

Temperatura (°C)	E_t (GPa)	Valores de $\sigma_{1^{\text{fissura}}}$		Valores máximos		Valores últimos	
		$\sigma_{1^{\text{fissura}}}$ (MPa)	ϵ na $\sigma_{1^{\text{fissura}}}$ (%)	σ_m (MPa)	ϵ_m (%)	σ_u (MPa)	ϵ_u (%)
22	23,63 (1,38)	4,06 (0,32)	0,03 (0,02)	6,39 (0,45)	5,07 (0,81)	6,36 (0,48)	5,30 (0,52)
60	16,43 (2,35)	3,56 (0,30)	0,02 (0,01)	5,78 (0,22)	11,53 (0,96)	5,72 (0,24)	12,14 (1,14)
100	10,58 (2,10)	2,97 (0,56)	0,03 (0,01)	4,34 (0,23)	13,16 (1,44)	4,23 (0,16)	13,87 (1,57)

E_t = módulo de elasticidade à tração dos compósitos SHCC.

$\sigma_{1^{\text{fissura}}}$ = tensão de primeira fissura, adotada como a máxima tensão antes da primeira queda na curva tensão *versus* deformação.

ϵ na $\sigma_{1^{\text{fissura}}}$ = deformação correspondente a tensão de primeira fissura.

σ_m e ϵ_m = valor máximo de tensão e deformação correspondente pós fissuração.

σ_u = deformação no ponto onde ocorre localização do dano, isto é, após a formação das múltiplas fissuras no compósito ocorre a abertura de uma das inúmeras fissuras, conduzindo à ruptura da amostra. A partir desse valor, a tensão é decrescente.

ϵ_u = deformação referente à localização do dano.

Da Figura 6.7 e da Tabela 6.1 pode ser visto que o comportamento do *SHCC* é alterado pela alta temperatura *in situ*. No geral, o desempenho do *SHCC* foi caracterizado por pronunciada resposta de *strain hardening* independente da temperatura testada, acompanhado pela formação de múltiplas finas fissuras.

A tensão de primeira fissura foi reduzida em 27% com o aumento da temperatura de 22°C para 100°C, apresentando redução de 4,06 MPa para 2,97 MPa, ver Figura 6.8.

Já a capacidade de deformação apresentou um aumento de 5,30% para 13,87% quando as temperaturas *in situ* aumentaram de 22°C para 100°C. A resistência à tração reduziu em 33% na mesma temperatura, apresentando redução de valores de 6,36 MPa para 4,23 MPa. Para a temperatura *in situ* de 60°C, a mesma tendência foi observada: uma clara redução na tensão de primeira fissura e resistência à tração, assim como um aumento na capacidade de deformação, conforme apresenta a Figura 6.7, 6.8 e Tabela 6.1. Por exemplo, a capacidade de deformação aumentou em 129% (5,30% para 12,14%) e a resistência à tração reduziu de 6,36 MPa para 5,72 MPa, quando a temperatura *in situ* alterou de 22°C para 60°C.

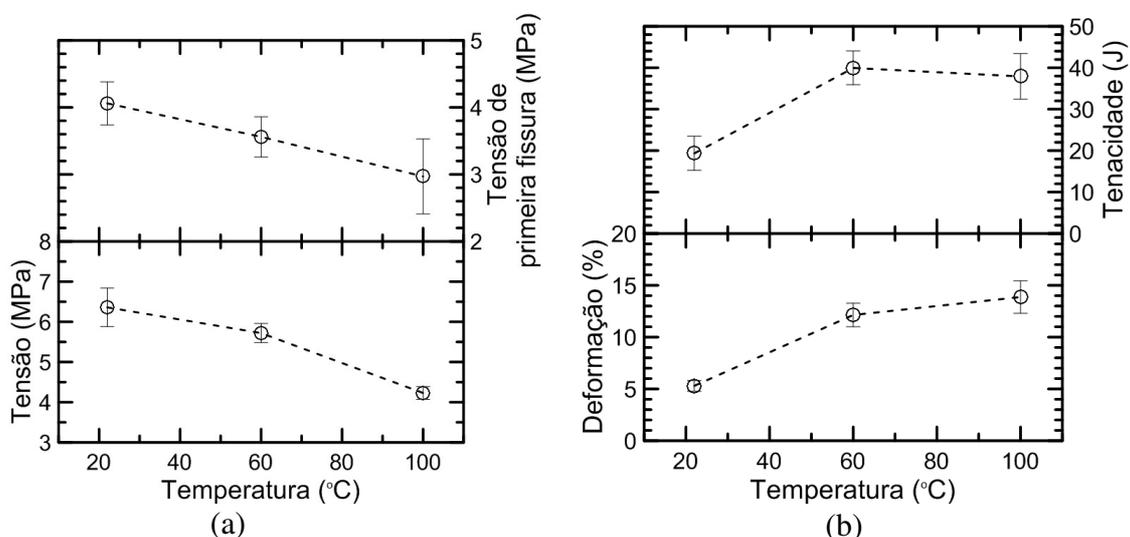


Figura 6.8 – Efeito da temperatura nas propriedades mecânicas do *SHCC* (a) resistência à tração e tensão de primeira fissura e (b) capacidade de deformação e tenacidade nas temperaturas de 22°C, 60°C e 100°C.

O módulo de elasticidade do compósito também foi alterado com o aumento da temperatura. Houve redução de 30,5% e de 55,9% com a alteração da temperatura de 20°C para 60°C e de 20°C para 100°C, respectivamente.

Os resultados encontrados estão em concordância com o resultados apresentados pela literatura (MECHTCHERINE *et al.*, 2012) para *SHCC* reforçado com fibras de PVA nas mesmas condições de temperatura e velocidade de ensaio, isto é, a capacidade de deformação aumenta, a resistência à tração e a tensão de primeira fissura reduzem com o aumento da temperatura. No entanto, MECHTCHERINE *et al.* (2012) encontraram redução bem maior (58%) na tensão de primeira fissura de *SHCC* com o acréscimo de 22°C para 100°C.

Diversos autores realizaram ensaios de tração após exposição a altas temperaturas, (MAGALHÃES, 2010, MAGALHÃES *et al.*, 2015, MECHTCHERINE *et al.*, 2012, WU *et al.*, 2014). Quando comparados resultados de corpos de prova testados *in situ* e a frio, o comportamento mecânico é diferente. Corpos de prova pré-aquecidos apresentam maior resistência à tração, maior tensão de primeira fissura e menor capacidade de deformação do que aqueles corpos de prova testados *in situ*. Os resultados indicam que os testes a tração *in situ* representam condições mais severas, isto é, afetam mais os componentes do *SHCC* (matriz, fibra e interface) do que os testes realizados a frio (MECHTCHERINE *et al.*, 2012).

O padrão de fissuração dos compósitos foi alterado pelo acréscimo da temperatura. O *SHCC* testado a 22°C apresentou fissuras mais finas que a 60°C e a 100°C, como apresentado na Figura 7.7 (b). Esses resultados estão em concordância com trabalhos prévios da literatura (MECHTCHERINE *et al.*, 2012) para estudos nas mesmas temperaturas *in situ*. Nas temperaturas de 60°C e 100°C, a abertura das fissuras resultou em uma maior capacidade de deformação do *SHCC*, em decorrência de alterações na interface fibra-matriz com o acréscimo da temperatura. A menor adesão entre fibra e matriz permite que as fissuras já existentes fiquem com maior abertura.

Uma possível explicação para a redução da resistência à tração com o aumento da temperatura esta relacionada com a perda do agente de lubrificação (*coating*) que reveste as fibras de PVA e que segundo LI *et al.* (2002) formam um filme da ordem de 100 nm de espessura. Com o aumento da temperatura, esse filme se deteriora, ou pode ter suas propriedades alteradas, influenciando na transferência de tensões fibra-matriz.

Estudos realizados por MECHTCHERINE *et al.*, 2012 reforçam essa hipótese. LI *et al.* (2002) relacionaram uma menor quantidade de revestimento das fibras à formação de menor número de fissuras durante o ensaio de tração do compósito.

Outras possibilidades estão relacionadas diretamente as características da fibra de PVA. Uma delas é à temperatura de transição vítrea (T_g) das fibras de PVA que segundo MAGALHÃES *et al.* (2015) é de aproximadamente 55°C e a retração da fibra de PVA que pode atingir 3,4% após exposição em água aquecida até 100°C durante 30 minutos (KURARAY COMPANY, 2014). Essas mudanças de propriedades podem mudar os parâmetros de interface fibra/matriz e, portanto, o comportamento mecânico macroscópico do compósito.

Em relação à redução da tensão de primeira fissura com o aumento da temperatura, algumas hipóteses são descritas a seguir para tentar explicar esse comportamento. Uma primeira hipótese é a de haver contribuição de deformações diferenciais em mesoescala e microescala dos materiais que compõem o compósito quando tracionados e submetidos à alta temperatura. Nesse sentido, os materiais do *SHCC* possuem distintos coeficientes de Poisson⁹ (ν). Por exemplo, a fibra de PVA apresenta ν entre 0,42 e 0,48 (FROMAGEAU *et al.*, 2003), a areia entre 0,15 a 0,40 (BARREIROS, 2002) e a argamassa entre 0,06 a 0,16 (MOHAMAD, 2009). Por fim, o próprio *SHCC* reforçado com fibras de PVA tem ν de 0,226 (ROKUGO *et al.*, 2008). Desta forma, como a areia possui maior Poisson que a pasta, ela se deforma mais do que a pasta quando submetidos às mesmas tensões. Sobretudo, o coeficiente de Poisson pode ser ainda mais distinto quando os materiais são expostos a temperaturas moderadas (60°C e 100°C), o que pode alterar o comportamento macroscópico do compósito.

Os materiais que compõem o *SHCC* possuem α muito distintos. Para a areia esse valor é de $11,8 \mu\epsilon^\circ\text{C}^{-1}$ (SMITH e COLLIS, 2001), para a pasta de cimento entre $14 \mu\epsilon^\circ\text{C}^{-1}$ e

⁹ Coeficiente de Poisson (ν) mede a deformação transversal (em relação à direção longitudinal de aplicação da carga) de um material homogêneo e isotrópico. Por exemplo, o coeficiente de Poisson do concreto entre 0,15 e 0,20 (METHA e MONTEIRO, 2014).

20 $\mu\epsilon$ °C⁻¹ e para a fibra de PVA de 4,4 $\mu\epsilon$ °C⁻¹ (TEPFERS *et al.*, 2000). Além disso, acima da temperatura de transição vítrea do PVA, seu coeficiente de expansão linear é modificado (DWECK, 2010) e isso altera as propriedades da interface fibra/matriz. A literatura relata grande alteração no comportamento mecânico residual após exposições a temperaturas de até 200°C em SHCC produzido com diferentes areias. Os autores observaram que a composição do SHCC, como o tipo de areia, por exemplo, (leito de rio – natural ou areia de quartzo) influencia significativamente no seu comportamento mecânico residual. Já que a quantidade de areia adicionada ao SHCC foi a mesma, WU *et al.*, (2014) justificaram com o coeficiente de expansão térmica diferente dos materiais. Desta forma, é provável que, quando uma amostra de SHCC é submetida a alta temperatura *in situ* possam haver diferenças de expansão na pasta de cimento, no agregado e na própria fibra (SMITH, COLLIS, 2001). Isto também justificaria as alterações no comportamento mecânico do SHCC, especificamente na tensão de primeira fissura, quando esse é exposto a temperatura estudada.

Por meio da área sob as curvas força *versus* deslocamento foi calculada a tenacidade dos compósitos testados. A tenacidade está relacionada à capacidade de absorver energia do SHCC, principalmente na região pós-fissuração onde a atuação das fibras é predominante. Até a tensão de primeira fissura, a resiliência também foi obtida. A Tabela 6.2 apresenta os valores de tenacidade à tração, correspondentes aos deslocamentos de primeira fissura e deslocamentos de 1%, 2%, 3%, 4%, 5%, 6% e aos deslocamentos referentes à tensão máxima e tensão última referente à ruptura do compósito.

Tabela 6.2 - Resultados médios de tenacidade na tração do efeito da exposição dos corpos de prova de SHCC a temperatura *in situ* (desvio padrão entre parênteses).

Temperatura (°C)	Tenacidade (N.m)								
	R _{1ªfissura}	W _{1,0}	W _{2,0}	W _{3,0}	W _{4,0}	W _{5,0}	W _{6,0}	W _{máxima}	W _{último}
22	0,03 (0,02)	3,08 (0,31)	6,53 (0,87)	10,03 (1,56)	13,81 (2,18)	18,97 (2,02)	-	18,53 (5,27)	19,34 (4,13)
60	0,04 (0,01)	2,45 (0,11)	5,02 (0,23)	7,72 (0,35)	9,65 (1,98)	13,61 (0,54)	16,86 (0,67)	37,98 (2,89)	39,95 (4,08)
100	0,04 (0,01)	2,22 (0,06)	4,60 (0,09)	7,01 (0,11)	9,49 (0,18)	12,01 (0,22)	14,65 (0,26)	35,63 (4,72)	37,91 (5,48)

R_{1ªfissura} é resiliência.

W é a tenacidade referentes aos deslocamentos de 1,0 a 6,0%, tensão máxima e tensão última (a qual ocorre dano no compósito).

Ao contrário das tensões de primeira fissura, a tenacidade até a tensão de primeira fissura dos compósitos foi pouco alterada pelo aumento da temperatura. Para os valores de tenacidade correspondente a deformação de 5%, houve redução com o aumento da temperatura. Contudo, na tenacidade correspondente à tensão última, o comportamento foi alterado: a maior tenacidade foi apresentada na temperatura de 60°C (39,95 N.m), seguida pela temperatura de 100°C (37,91 N.m) e com menor valor de tenacidade na temperatura de 22°C (19,34 N.m). Resultados similares foram encontrados por MECHTCHERINE *et al.* (2012).

Para tentar um melhor entendimento do efeito da temperatura no comportamento mecânico do compósito, as superfícies fraturadas das amostras após teste de tração nas temperaturas de 22°C, 60°C e 100°C foram observadas por microscopia eletrônica de varredura por elétrons retroespalhados. A Figura 6.9 apresenta a superfície fraturada dos corpos de prova. As amostras não foram recobertas com fina camada de ouro (Au) e foram analisadas em baixo vácuo. Imagens representativas da fratura de fibras e da interface fibra/matriz são apresentadas na Figura 6.10 e Figura 6.11.

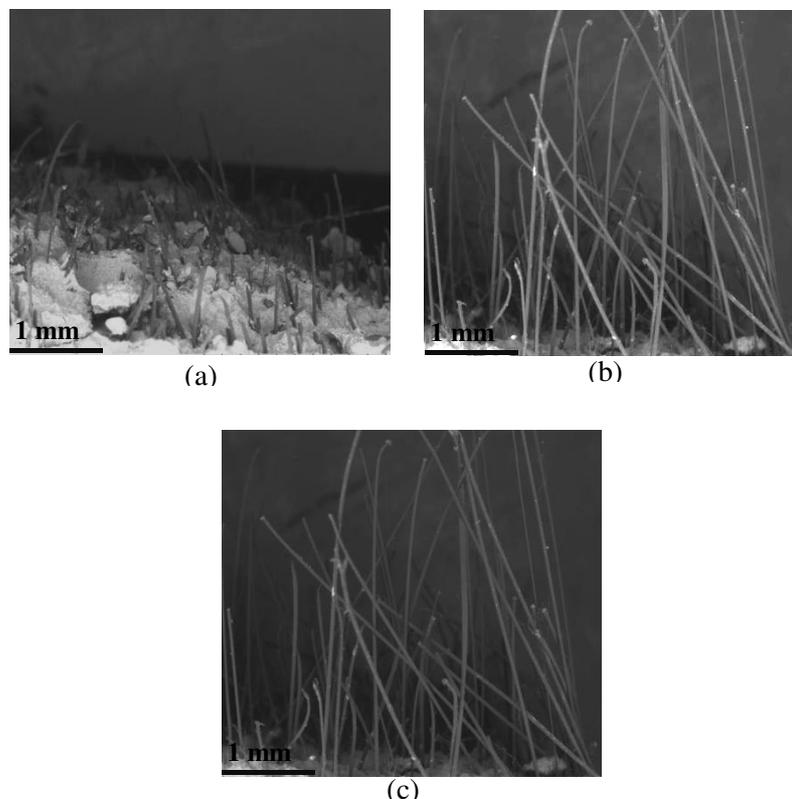


Figura 6.9 - Imagens por MEV de amostras fraturadas de testes à tração nas temperaturas de (a) 22°C e (b) 60°C e (c) 100°C.

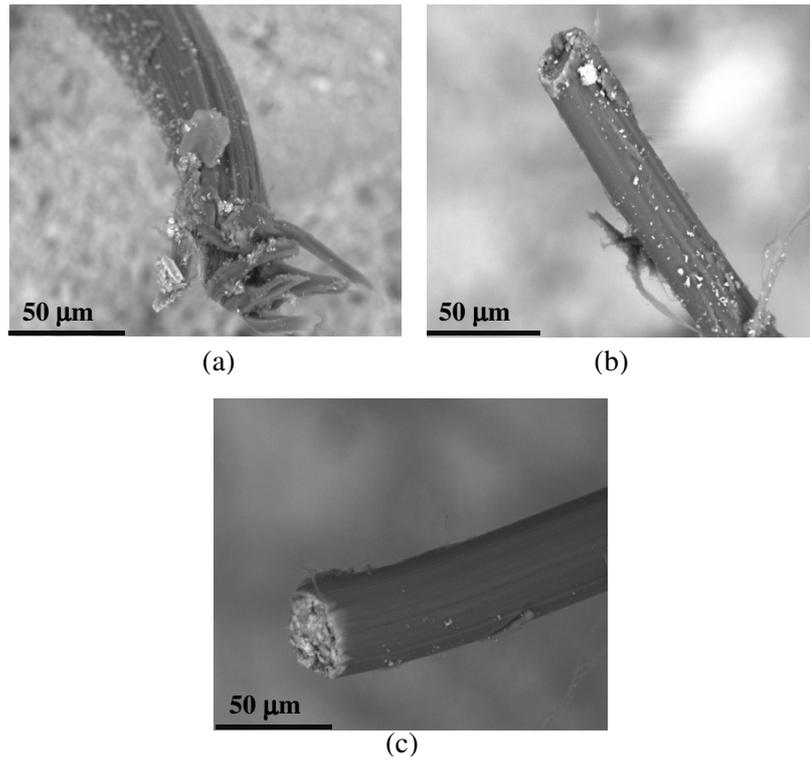


Figura 6.10 - Detalhe de fibra PVA de imagens por MEV de amostras fraturadas de testes à tração na temperatura de (a) 22°C, (b) 60°C e (c) 100°C.

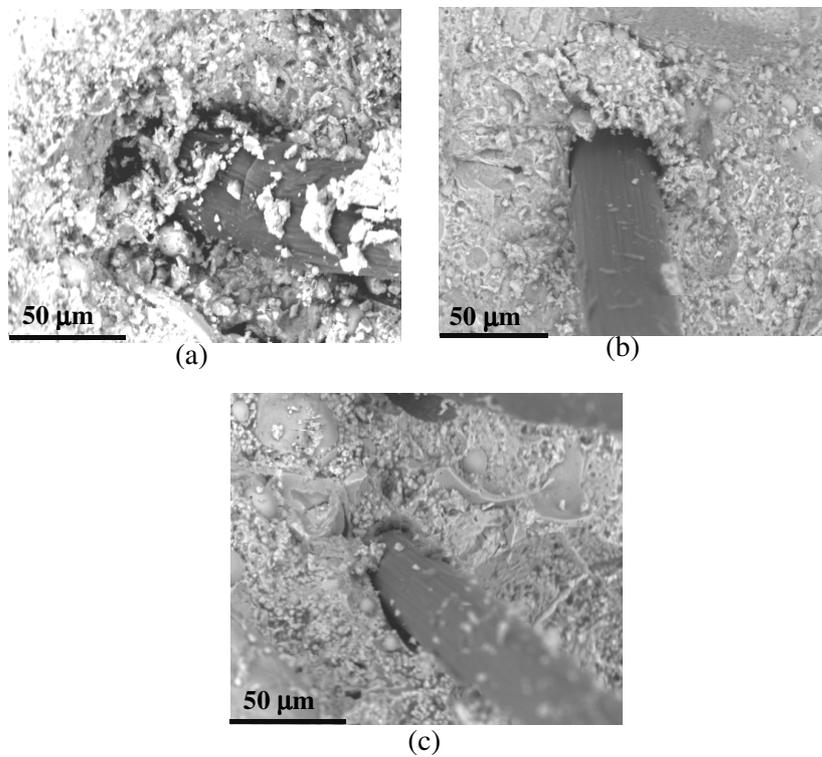


Figura 6.11 - Imagens por MEV de amostras fraturadas de testes à tração nas temperaturas de (a) 22°C e (b) 60°C e (c) 100°C.

Nota-se da Figura 6.9 que o comprimento de arrancamento de fibra PVA na temperatura de 22°C é menor do que nas temperaturas de 60°C e 100°C. Isso está em concordância com os resultados dos ensaios de arrancamento. Uma possível explicação para esse fenômeno é que o óleo que reveste as fibras de PVA se degrade com o acréscimo da temperatura. Provavelmente já a partir de 60°C, mudanças físico-químicas ocorrem neste óleo, o que pode resultar em alterações no comportamento mecânico do *SHCC*. Desta forma, a aderência da fibra (adesional e química) à matriz é reduzida, reduzindo também a tensão de tração e aumentando a capacidade de deformação e a formação de fissuras no compósito. Esses mesmos mecanismos foram observados por MECHTCHERINE *et al.* (2012).

Em geral, as fibras em temperatura ambiente (22°C) apresentam mais produtos hidratados em sua superfície do que à 100°C. O mecanismo de ruptura de fibras foi mais frequente a temperatura de 22°C do que a 100°C, indicando melhor ancoragem e aderência fibra/matriz. Na Figura 6.10, as fibras testadas a 22°C apresentaram seção transversal reduzida o que indica deformações plásticas, comparativamente às fibras testadas nas temperaturas a 60°C e 100°C. Com o aumento da temperatura, a resistência de aderência fibra/matriz foi reduzida e houve maior frequência de arrancamento de fibras (Figura 6.11). Também a 100°C, ranhuras nas fibras foram observadas, o que indicam severas deformações elásticas e plásticas da fibra durante o arrancamento e contribuição para capacidade de absorção de energia do compósito. Maior frequência de desfibrilamento foi notada a 100°C.

6.3.1.1 Resultados de TG/DTG de matriz e de compósito *SHCC*

Foi avaliada a influência da taxa de aquecimento de 5°C/min e 10°C/min e o efeito da isoterma na taxa de 5°C/min. A taxa de 5°C/min foi a utilizada nos testes de tração com temperatura e umidade e a taxa de 10°C/min constituiu a taxa mais comumente apresentada pela literatura. Os resultados das análises estão apresentados na Figura 6.12 e estão expressos em relação à massa inicial da amostra.

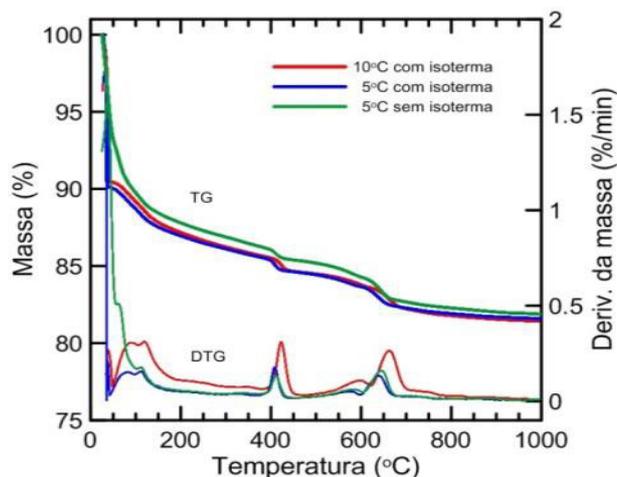


Figura 6.12 – Curvas de TG / DTG da matriz de cimento do SHCC em relação à massa inicial da amostra.

Da Figura 6.12 nota-se uma redução de massa considerável de quase 10% na matriz na taxa de ensaio utilizada nos ensaios mecânicos com temperatura acoplada (5°C/min sem isoterma). Também da Figura 6.12, observa-se nas curvas de termogravimetria derivada (DTG), o pico entre 50° e 200°C corresponde à decomposição da etringita e do silicato de cálcio hidratado (C-S-H). Entre 380° e 450°C ocorre a desidroxilação do hidróxido de cálcio e entre 600° e 700°C ocorre a carbonatação do carbonato de cálcio (DWECK *et al.*, 2009, NEVES JUNIOR *et al.*, 2012, ROCHA *et al.*, 2013, MELO FILHO *et al.*, 2013).

No que se refere ao efeito da taxa entre os testes de 5°C/min e 10°C/min (ambos com isoterma), nota-se que quanto maior a taxa de aquecimento empregada, maior é a cinética da reação química a ocorrer. Isso significa que as reações de decomposição e desidroxilação ocorrem em velocidade muito rápida, enquanto que a duração das reações são menores. Quanto maior a taxa de aquecimento, maior calor empreendido nas reações exotérmicas, melhor a visualização de cada evento na curva e maior a variação do percentual de perda de massa em relação ao tempo. A perda de massa (%) é ligeiramente superior para a taxa de 10°C/min em cada evento e ligeiramente menor no fim da análise, comparativamente a taxa de 5°C/min. Observando a curva de DTG, a razão de aquecimento menor (5°C/min) provoca uma diminuição nas temperaturas aparentes das reações de decomposição da matriz, bem como nas temperaturas nas quais as reações se completam.

Em relação ao efeito da isoterma na DTG na curva com razão de aquecimento de 5°C/min, nota-se que até aproximadamente 160°C, parece ocorrer perda de água da matriz associada a fenômenos de decomposição de etringita e C-S-H da matriz de *SHCC*.

6.3.1.2 Resultados de TG/DTG de compósito *SHCC*

A Figura 6.13 apresenta as curvas de termogravimetria (TG) e termogravimetria derivada (DTG) para amostras de compósitos *SHCC* na idade de 56 dias. Serão apresentadas análises de *SHCC* com taxa de aquecimento de 10°C/minuto, o qual é uma taxa bastante utilizada em análises térmicas, e na taxa de 5°C/minuto que foi a taxa usada nos ensaios mecânicos com alta temperatura. A influência da isoterma a título de comparação haja vista que grande parte das análises térmicas em materiais cimentícios é efetuadas desta forma foi efetuada. Dessa forma, a isoterma foi efetuada na temperatura de 40°C durante uma hora para retirada de água livre da amostra foi também avaliada nas duas taxas de aquecimento testadas.

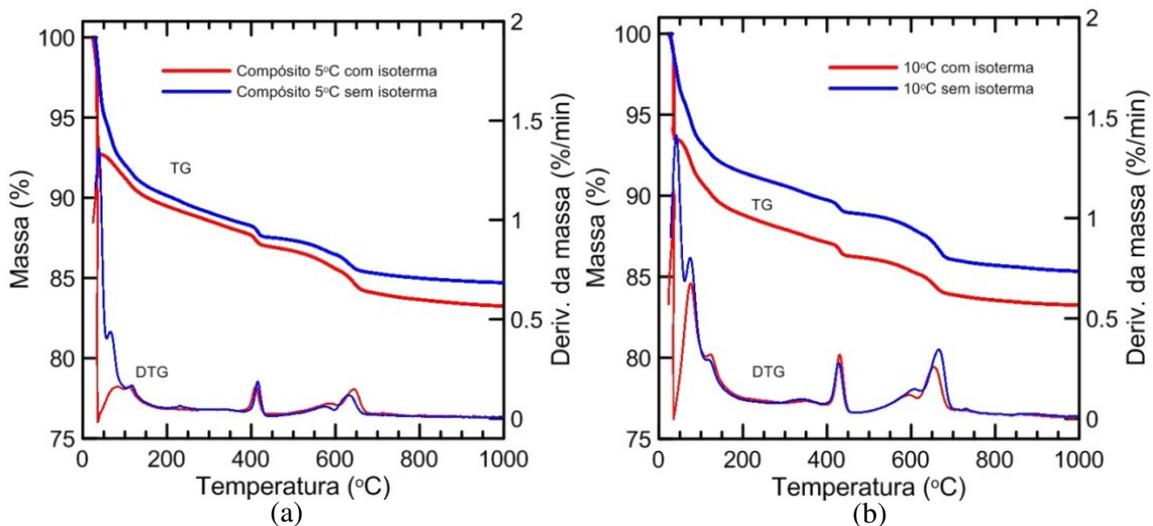


Figura 6.13 – Análises térmicas de amostra de *SHCC* na idade de 56 dias analisando a influência da isoterma na taxa de (a) 5°C/min e de (b) 10°C/min.

Da Figura 6.13 (b) da curva com taxa de aquecimento de 10°C com isoterma, podemos notar:

- ✓ na curva de TG a presença de um primeiro patamar de perda de massa referente à secagem inicial da amostra realizada a 40°C, com o objetivo de perder a água livre.

A partir das curvas de DTG, pode-se observar os seguintes picos característicos:

- ✓ o primeiro pico entre 50 - 350°C é característico da decomposição do C-S-H e etringita e também ao início da decomposição da fibra;
- ✓ terceiro pico entre 350 - 550°C, refere-se a desidratação do hidróxido de cálcio e em menor escala à decomposição da fibra e, por último, dois discretos picos entre 600-880°C característicos da descarbonatação do carbonato de cálcio.
- ✓ A perda de massa ao final do ensaio (1000°C) foi de aproximadamente 12,5%, sendo que 2,5% foi referente à água livre na amostra (secagem inicial) e 10% referente ao processo de decomposição do compósito.

Sobre o efeito da taxa de aquecimento, nota-se que a diminuição da razão de aquecimento do forno de 10°C/min para 5°C/min ocasiona uma pequena alteração nas temperaturas aparentes das reações de decomposição, desidratação e descarbonatação, bem como na temperatura na qual a reação se completa. IONASHIRO (2004) também observou essas reações.

Sobre o efeito da isoterma, ela muda as curvas até a temperatura aproximada de 100°C, a qual corresponde a evaporação de água livre e também nos picos onde ocorre a descarbonatação do carbonato de cálcio (600-880°C).

6.3.1.3 Efeito da umidade interna no padrão de fissuração dos corpos de prova de SHCC na temperatura de 22°C

A Figura 6.14 apresenta as curvas de densidade, a distância e a espessura das fissuras *versus* deformação para cada teor de umidade estudado. A Tabela 6.3 também apresenta um resumo desses dados.

Tabela 6.3 – Estimativa da densidade, da distância, da espessura e da espessura máxima de fissuras.

ε (%) e UR (%)	Número de Fissuras (nº/metro)				Distância entre fissuras (mm)				Espessura (abertura) de fissura (mm)				Espessura máxima de fissura (mm)			
	95	50	20	0	95	50	20	0	95	50	20	0	95	50	20	0
0,25	69	83	93	48	14,7	12,1	10,8	21,0	0,06	0,051	0,067	0,064	0,08	0,08	0,10	0,13
0,50	114	118	163	143	8,5	8,5	6,2	7,1	0,06	0,071	0,077	0,069	0,09	0,11	0,10	0,18
0,75	160	154	198	215	6,3	6,6	5,1	4,7	0,07	0,102	0,078	0,070	0,09	0,21	0,12	0,18
1,00	183	177	221	215	5,6	5,7	4,6	3,7	0,08	0,114	0,079	0,071	0,10	0,21	0,12	0,18
1,50	240	248	245	274	4,2	4,1	4,2	3,4	0,08	0,116	0,080	0,074	0,15	0,24	0,15	0,19
2,00	252	272	268	298	4,1	3,8	3,8	3,4	0,09	0,123	0,097	0,083	0,15	0,24	0,17	0,23
2,50	309	284	337	298	3,3	3,6	3,0	3,4	0,10	0,203	0,101	-	0,19	1,76	0,20	-
2,90	-	284	-	-	-	3,7	-	-	-	0,248	-	-	-	2,91	-	-
3,00	343	-	372	-	3,0	-	2,7	-	0,10	-	0,103	-	0,19	-	0,21	-
3,50	377	-	384	-	2,3	-	2,7	-	0,10	-	0,114	-	0,19	-	0,22	-
3,70	-	-	384	-	-	-	2,7	-	-	-	0,168	-	-	-	2,16	-
4,00	435	-	-	-	2,4	-	-	-	0,10	-	-	-	0,19	-	-	-
4,50	515	-	-	-	2,0	-	-	-	0,10	-	-	-	0,20	-	-	-
5,00	526	-	-	-	2,0	-	-	-	0,11	-	-	-	0,21	-	-	-
5,17	526	-	-	-	2,0	-	-	-	0,12	-	-	-	0,21	-	-	-

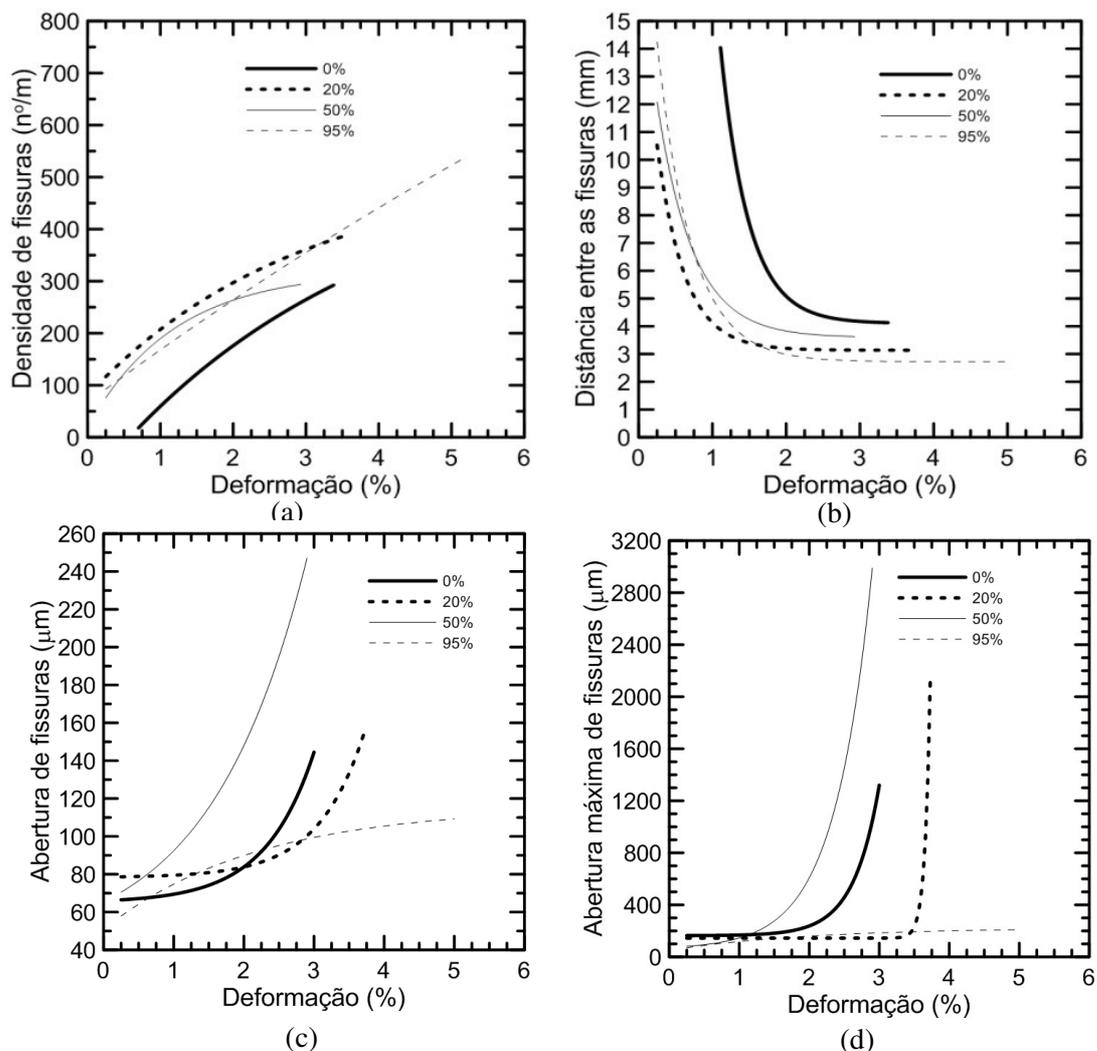


Figura 6.14 – Padrão de fissuras das amostras a 22°C: (a) densidade de fissuras, (b) distância entre as fissuras, (c) abertura (espessura) de fissuras e (d) abertura máxima de fissura *versus* deformação.

Pode-se observar pela Figura 6.14 que independente do nível de umidade interna, o *SHCC* é conduzido pela formação de novas fissuras com pequena abertura média. A densidade de fissuras é menor para o compósito sem umidade (0%), assim como o espaçamento entre elas é maior

Em relação à abertura média e máxima de fissuras, a umidade de 95% apresenta comportamento diferente das demais umidades, as quais tendem a um rápido acréscimo na abertura de fissuras com o aumento na deformação do compósito. Na ruptura, os compósitos apresentaram abertura máxima de fissura de 1,3 mm e 3,0 mm para as umidades de 0% e 50%, respectivamente. No compósito com umidade de 95%, a abertura de fissura máxima foi de 0,20 mm.

6.3.2 Efeito combinado da temperatura e da umidade no comportamento do SHCC

A Figura 6.15 apresenta a influência da umidade dos corpos de prova testados na idade de 56 dias nas temperaturas de 22°C, 60°C e 90°C. Os níveis de umidade investigados foram 0%, 20%, 50% e 95%. Os resultados médios são dados na Tabela 6.4 e também na Figura 6.15 tem-se o padrão de fissuração dos corpos de prova.

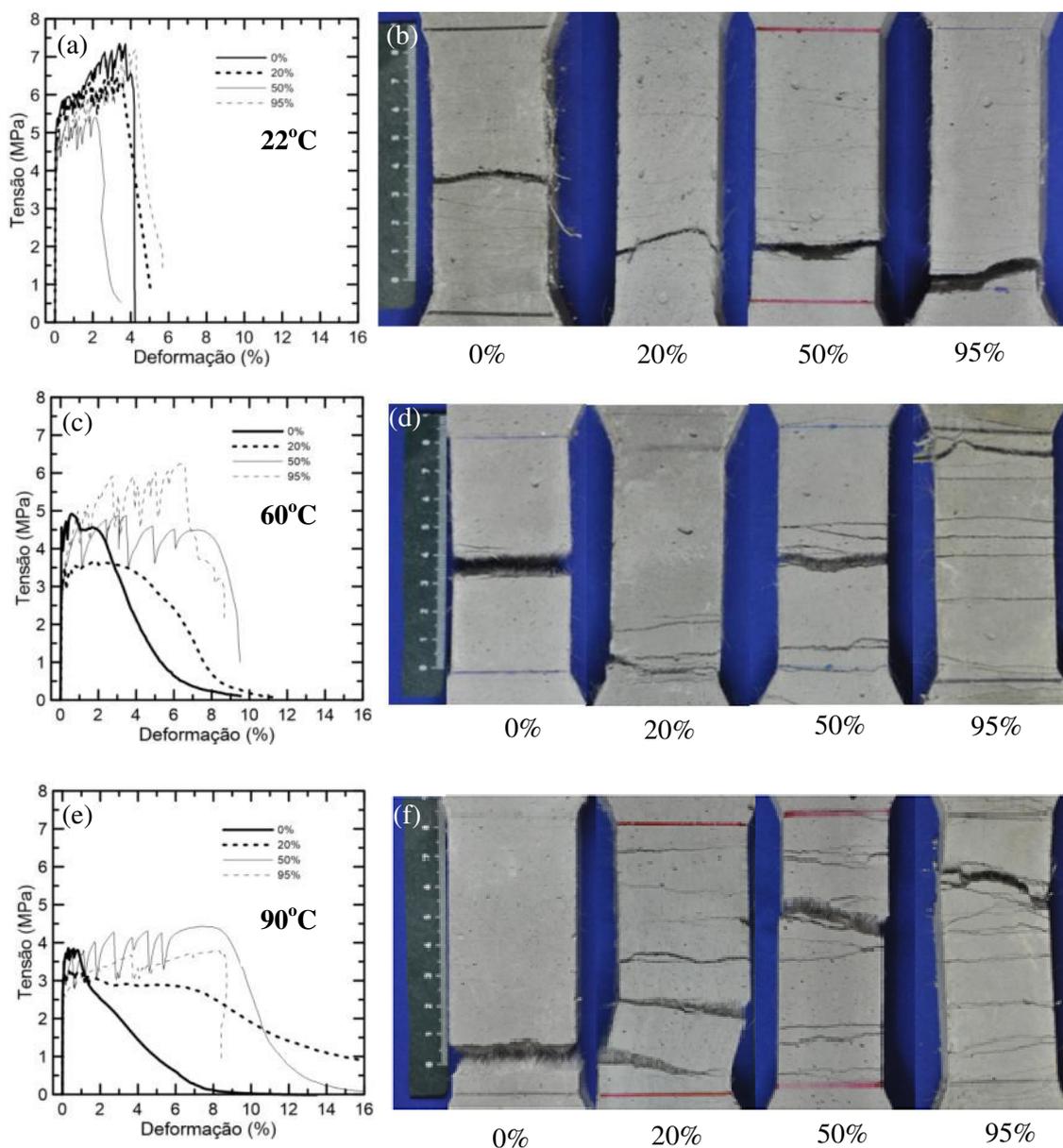


Figura 6.15 - Comportamento à tração do SHCC testado nos níveis de umidade interna de 0%, 22%, 50% e 95%: curvas tensão *versus* deformação representativas nas temperaturas de (a) 22°C, (c) 60°C e (e) 90°C e padrão de fissuração dos corpos de prova (b) 22°C, (d) 60°C e (f) 90°C.

Tabela 6.4 - Resultados médios do efeito combinado da temperatura e do nível de umidade interna do SHCC no comportamento mecânico a 22°C, 60°C e 90°C (o desvio padrão é dado entre parênteses).

T (°C)	Nível de umidade (%)	E _t (GPa)	Valores de $\sigma_{1^{*fissura}}$		Valores máximos		Valores últimos	
			$\sigma_{1^{*fissura}}$ (MPa)	σ_m (MPa)	σ_m (MPa)	ϵ_m (%)	σ_u (MPa)	ϵ_u (%)
22°C	0%	17,54 (5,41)	5,64 (0,47)	0,05 (0,01)	6,88 (0,56)	4,12 (0,36)	6,46 (0,18)	4,28 (0,24)
	20%	17,32 (2,10)	4,75 (0,01)	0,04 (0,00)	6,39 (0,15)	2,21 (1,46)	6,25 (0,16)	3,68 (0,30)
	50%	18,42 (1,41)	4,25 (0,51)	0,03 (0,02)	5,28 (0,20)	1,83 (1,18)	5,06 (0,34)	2,41 (0,88)
	95%	13,67 (1,99)	3,98 (0,34)	0,05 (0,03)	6,93 (0,45)	3,68 (0,54)	6,92 (0,44)	4,02 (0,41)
60°C	0%	12,84 (1,52)	4,42 (0,60)	0,04 (0,01)	5,04 (0,32)	0,36 (0,22)	4,24 (0,39)	2,12 (0,29)
	20%	12,49 (1,73)	2,67 (0,36)	0,03 (0,03)	3,77 (0,30)	1,56 (0,68)	3,68 (0,31)	4,04 (1,48)
	50%	12,87 (3,96)	3,76 (0,18)	0,03 (0,01)	4,85 (0,18)	2,37 (1,56)	4,43 (0,28)	7,62 (1,16)
	95%	18,08 (0,64)	2,96 (0,48)	0,004 (0,003)	6,19 (0,24)	4,95 (1,94)	6,03 (0,38)	6,27 (0,57)
90°C	0%	11,54 (1,50)	3,22 (0,51)	0,02 (0,01)	3,92 (0,16)	0,40 (0,17)	3,76 (0,13)	0,60 (0,20)
	20%	9,14 (2,12)	2,63 (0,32)	0,02 (0,01)	3,35 (0,23)	1,27 (1,01)	3,07 (0,23)	5,38 (1,66)
	50%	13,74 (1,38)	2,92 (0,03)	0,03 (0,00)	4,16 (0,36)	7,41 (1,25)	4,07 (0,30)	8,00 (0,37)
	95%	14,77 (2,90)	2,56 (0,40)	0,02 (0,01)	3,72 (0,20)	7,97 (1,46)	3,43 (0,30)	9,28 (1,51)

Em geral, a partir destes resultados pode ser visto que o SHCC é sensível a alterações nas condições de umidade nas temperaturas de 22°C a 90°C. Essa sensibilidade foi mais significativa para os compósitos submetidos a altas temperaturas (60°C e 90°C), onde houve uma grande mudança na capacidade de deformação e, em particular, na resistência à tração e no padrão de fissuração das amostras.

Na temperatura de 22°C, aparentemente, as condições de umidade internas do SHCC parecem influenciar menos no comportamento mecânico à tração. Além disso, nessa temperatura, todos os corpos de prova foram caracterizados por uma pronunciada resposta de *strain hardening* acompanhada pela formação de finas fissuras, devidamente espaçadas e de pouca espessura.

Contudo em moderadas temperaturas (60°C e 90°C), o padrão de fissuração observado mostrou maior densidade de fissuras para os corpos de prova com maiores teores de umidade, sendo um indicativo de que em altas umidades, mesmo com alta temperatura, ocorre endurecimento e formação de múltiplas fissuras. Essas fissuras formadas são responsáveis pela alta capacidade de deformação obtida. Nas temperaturas de 60°C e 90°C em baixo nível de umidade (0% - seco) poucas fissuras foram formadas com grande espessura, sendo responsáveis pela capacidade de deformação do compósito.

Adicionalmente para todas as temperaturas, a tensão de primeira fissura foi alterada com o nível de umidade dos compósitos. Em geral, houve uma tendência de aumento da tensão de primeira fissura com a redução do teor de umidade interna do *SHCC* em diferentes níveis, dependendo da temperatura. Esses aumentos foram de 41,7%, 49,3% e 25,8% para as temperaturas de 22°C, 60°C e 90°C, respectivamente, para redução do nível de umidade de 95% para 0%. A temperatura de 22°C, a tensão de primeira fissura foi acrescida em 6,7% e 19,3% com a mudança das condições de umidade correspondente a 95% para 50% e de 95% para 20%. Para 60°C e 90°C, não houve tendência clara em umidades intermediárias (50% e 20%).

A capacidade de deformação para a temperatura de 22°C não foi tão bruscamente afetada nas umidades consideradas como para as temperaturas de 90°C e 60°C. Nessas altas temperaturas, a capacidade de deformação foi reduzida em 93,8 % e 66,2% nos níveis de umidade de 95% e 0%, respectivamente. Para a temperatura de 22°C, houve comportamento contrário, isto é, um pequeno aumento de 6,5% na capacidade de deformação considerando o nível de umidade de 95% para 0%. Ao contrário, a baixa deformação obtida é atribuída à abertura de algumas ou de uma única fissura.

Com a variação do nível de umidade de 95% para 0%, a resistência à tração mostrou tendência de redução de 6,6% para 22°C e 29,7% para 60°C. No entanto, para 90°C, ocorreu aumento da resistência à tração de 9,6% nas mesmas variações de umidade.

Para a temperatura de 22°C, o módulo de elasticidade aumenta com a redução do nível de umidade interna do corpo de prova de 95% para 0% em 28%. No entanto, o mesmo comportamento não pode ser observado para as temperaturas de 60°C e 90°C, isto é, não

há padrão de comportamento, embora haja tendência de redução do módulo de elasticidade com a redução da umidade.

A tabela 6.5 apresenta o efeito da condição de umidade interna das amostras de SHCC nas temperaturas *in situ* de 22°C, 60°C e 90°C na tenacidade média à tração.

Tabela 6.5 - Resultados médios de tenacidade na tração do efeito da umidade interna dos corpos de prova de SHCC a temperatura *in situ* de 22°C, 60°C e 90°C (desvio padrão entre parênteses).

T (°C)	Nível de umidade (%)	Tenacidade (N.m)								
		W _{1^{fissura}}	W _{1,0}	W _{2,0}	W _{3,0}	W _{4,0}	W _{5,0}	W _{6,0}	W _{máxima}	W _{último}
22°C	0%	0,12 (0,02)	4,00 (0,13)	8,23 (0,26)	12,76 (0,48)	17,41 (0,71)	19,56 (1,66)	-	18,03 (1,51)	18,79 (1,34)
	20%	0,09 (0,00)	3,88 (0,05)	8,23 (0,22)	12,59 (0,30)	16,13 (0,91)	19,23 (0,29)	-	9,18 (6,49)	15,53 (1,08)
	50%	0,06 (0,03)	3,56 (0,66)	7,03 (0,82)	9,37 (1,47)	12,94* (1,95)	14,33* (1,95)	-	6,36 (3,56)	8,46 (2,93)
	95%	0,09 (0,05)	3,29 (0,18)	7,06 (0,48)	11,21 (0,92)	15,40 (1,95)	20,16* (1,95)	-	14,08 (3,13)	15,70 (3,52)
60°C	0%	0,07 (0,01)	3,05 (0,21)	6,03 (0,48)	8,65 (0,78)	10,51 (1,08)	11,60 (1,28)	12,86 (0,74)	1,07 (0,67)	6,39 (1,26)
	20%	0,04 (0,03)	2,38 (0,14)	4,88 (0,22)	7,45 (0,27)	9,94 (0,44)	12,19 (0,86)	14,10 (1,54)	2,18 (2,31)	10,19 (4,23)
	50%	0,04 (0,01)	2,89 (0,10)	6,04 (0,19)	9,27 (0,27)	12,51 (0,30)	15,66 (0,37)	18,90 (0,57)	7,49 (5,09)	24,23 (3,34)
	95%	0,004 (0,005)	2,87 (0,00)	6,32 (0,02)	10,09 (0,14)	13,79 (0,33)	17,69 (0,57)	21,62 (1,00)	18,03 (7,83)	22,95 (3,16)
90°C	0%	0,03 (0,01)	2,41 (0,09)	4,27 (0,09)	5,82 (0,09)	7,00 (0,07)	7,81 (0,08)	8,36 (0,19)	0,97 (0,39)	1,46 (0,47)
	20%	0,02 (0,01)	2,23 (0,11)	4,53 (0,28)	6,79 (0,44)	9,03 (0,58)	11,13 (0,75)	12,46 (0,28)	2,90 (2,32)	12,37 (4,15)
	50%	0,03 (0,01)	2,14 (0,28)	4,53 (0,53)	7,09 (0,85)	9,63 (1,07)	12,35 (1,39)	15,13 (1,64)	19,39 (4,24)	20,92 (3,08)
	95%	0,03 (0,02)	2,15 (0,30)	4,45 (0,52)	6,92 (0,84)	9,39 (1,15)	11,87 (1,50)	14,45 (1,81)	19,93 (5,99)	23,45 (7,23)

*Não há desvio padrão. Uma única amostra atingiu este valor de tenacidade.

A tenacidade dos compósitos foi influenciada pela umidade e pela temperatura. De forma que a tenacidade foi reduzida em 72,2% e 93,8% nas correspondentes temperaturas de 60°C e 90°C com a redução do nível de umidade de 95% para 0%. Enquanto que para 22°C, a tenacidade aumentou em 19,7% com a redução da condição de umidade de 95% para 0%.

As superfícies fraturadas dos corpos de prova testados na temperatura de 22°C e 90°C nas umidades de 95%, 50% e 0% foram investigadas por microscopia eletrônica de varredura por elétrons retroespalhados. Imagens representativas das amostras são apresentadas na Figura 6.16 e Figura 6.17.

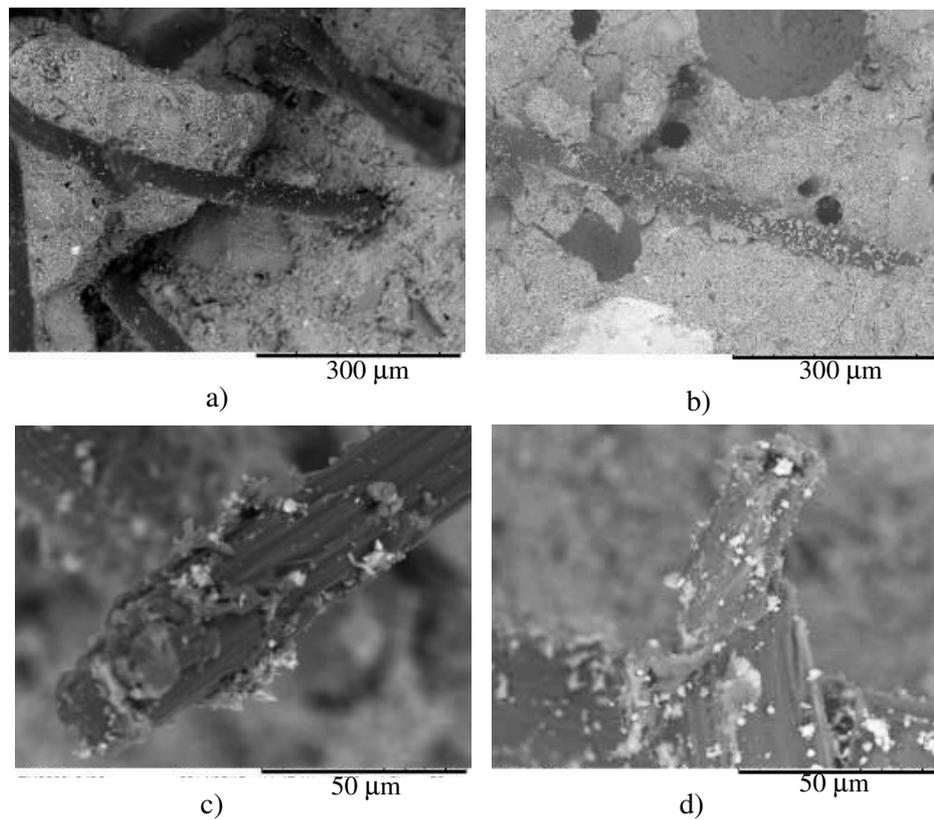


Figura 6.16 - Imagens por MEV de amostras fraturadas de testes à tração na temperatura de 22°C superfície de fibra (a) 95% (b) 0% e ruptura de fibra (c) 95% e (d) 0%.

Nota-se da Figura 6.16 que a fibra a 22°C com umidade de 0% apresenta mais produtos hidratados em sua superfície do que a fibra na umidade de 95%. A 0% de umidade houve maior frequência de arrancamento de fibras.

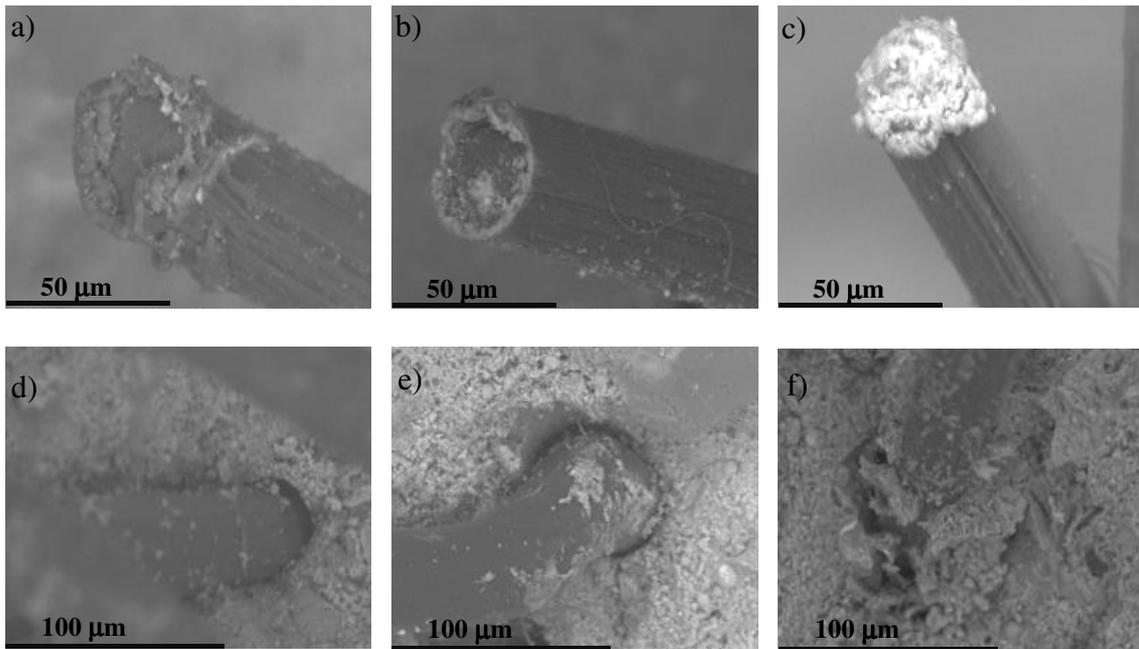


Figura 6.17 - Imagens por MEV de amostras fraturadas de testes à tração na temperatura de 90°C superfície de fibra (a) 95% (b) 50% (c) 0% e ruptura de fibra (d) 95% (e) 50% e (f) 0%.

Da Figura 6.17, nota-se que para compósitos submetidos a umidade de 95% há vazio entre a fibra e a matriz na interface. A 50% parece que esse vazio é menor e a 0% parece que a fibra está mais aderida a matriz. Isso é notado pela maior presença de produtos hidratados próximos à interface fibra/matriz, sugerindo que houve uma maior densificação na formação dos produtos hidratados da pasta.

Para avaliar a influência da umidade na matriz de *SHCC*, testes de resistência à compressão foram realizados na matriz do compósito na condição de 0% e 95% de umidade interna das amostras em idade de 56 dias e na taxa de 0,015mm/min. Os materiais caracterizados e descritos no capítulo 4 foram utilizados. A preparação da matriz também foi descrita no capítulo 4 sem a adição de fibras. A idade de 56 dias foi escolhida para que os níveis de umidade das amostras pudessem ser atingidos.

Curvas típicas de tensão à compressão *versus* deformação são apresentadas na Figura 6.18 (a). Em paralelo, a resistência à compressão da matriz e do compósito na idade de 28 dias também foi avaliada e apresentada na Figura 6.18 (b). A Figura 6.18 (c) uma fratura representativa da matriz na idade de 28 dias e a Figura 6.18 (d) exibe uma fratura

representativa da matriz na idade de 56 dias com 95% e 0% de umidade. Os resultados dos testes estão sumarizados na Tabela 6.6.

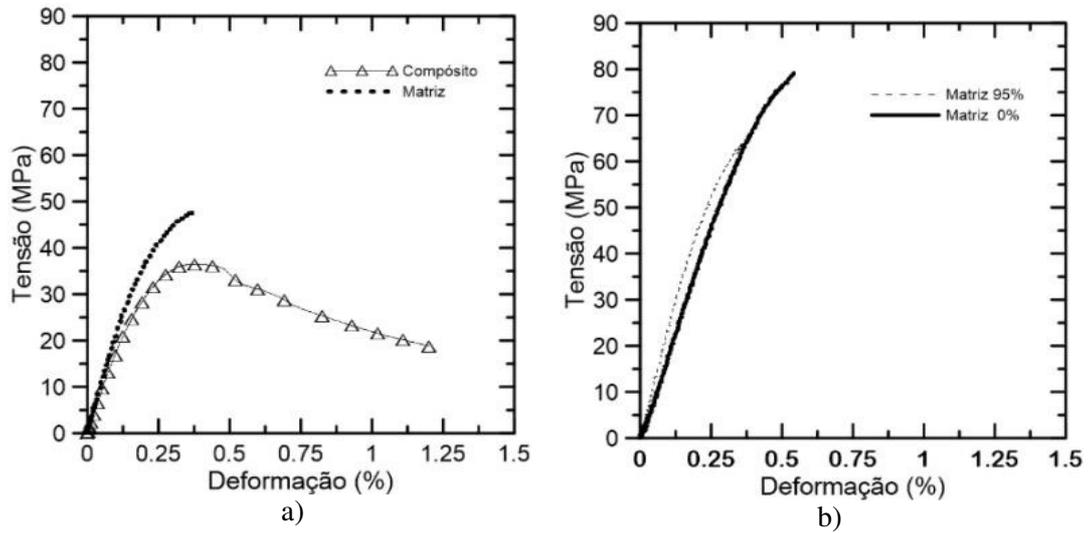


Figura 6.18 – Resultados de resistência à compressão: (a) curvas representativas de testes de resistência à compressão após período de cura na idade de 28 dias de matriz e compósito e (b) matriz na idade de 56 dias nos níveis de umidade de 95% e 0% (c) fratura típica de corpos de prova de matriz na idade de 28 dias e (d) fratura típica de matriz na umidade de 95% (esquerda) e 0% (direita).

Tabela 6.6 - Resultados médios de resistência à compressão da matriz e do compósito na idade de 28 dias e da matriz na idade de 56 dias nas condições de umidade de 0% e 95% (desvio padrão entre parênteses).

Descrição	Idade	E _t (GPa)	Valores de ruptura	
			σ _r (MPa)	ε _r (%)
Matriz 95%	28 dias	25,57 (0,21)	46,47 (3,79)	0,36 (0,06)
Compósito 95%		17,39 (0,78)	36,05 (0,64)	0,37 (0,01)
Matriz 95%	56 dias	23,30 (0,64)	64,50 (1,70)	0,39 (0,03)
Matriz 0%		18,99 (0,55)	78,50 (3,99)	0,47 (0,04)

Da Figura 6.18 e Tabela 6.6, nota-se que a resistência à compressão e o módulo aos 28 dias de idade foram alterados pela presença das fibras poliméricas de PVA: o compósito apresentou redução de 22% na tensão de pico e no módulo de elasticidade em relação à matriz. A presença das fibras pode ter incluído vazios e maior área de interface e, por isso, a resistência do compósito foi menor do que a da matriz.

Em relação à matriz na idade de 56 dias, a influência da umidade foi notável: houve aumento de 22% na resistência à compressão com a alteração da umidade de 95% para 0% como resultado da intensificação das reações cimentícias e pozolânicas. Da mesma forma, a deformação de ruptura correspondente também apresentou acréscimo de 20%. Contudo, houve redução no módulo de elasticidade em 18%.

Para apresentar a influência do nível de umidade interna do *SHCC* em relação as temperaturas *in situ* estudadas, os mesmos resultados já apresentados durante esta seção são reapresentados na Figura 6.19 por meio de curvas representativas de tensão *versus* deformação de corpos de prova de *SHCC*.

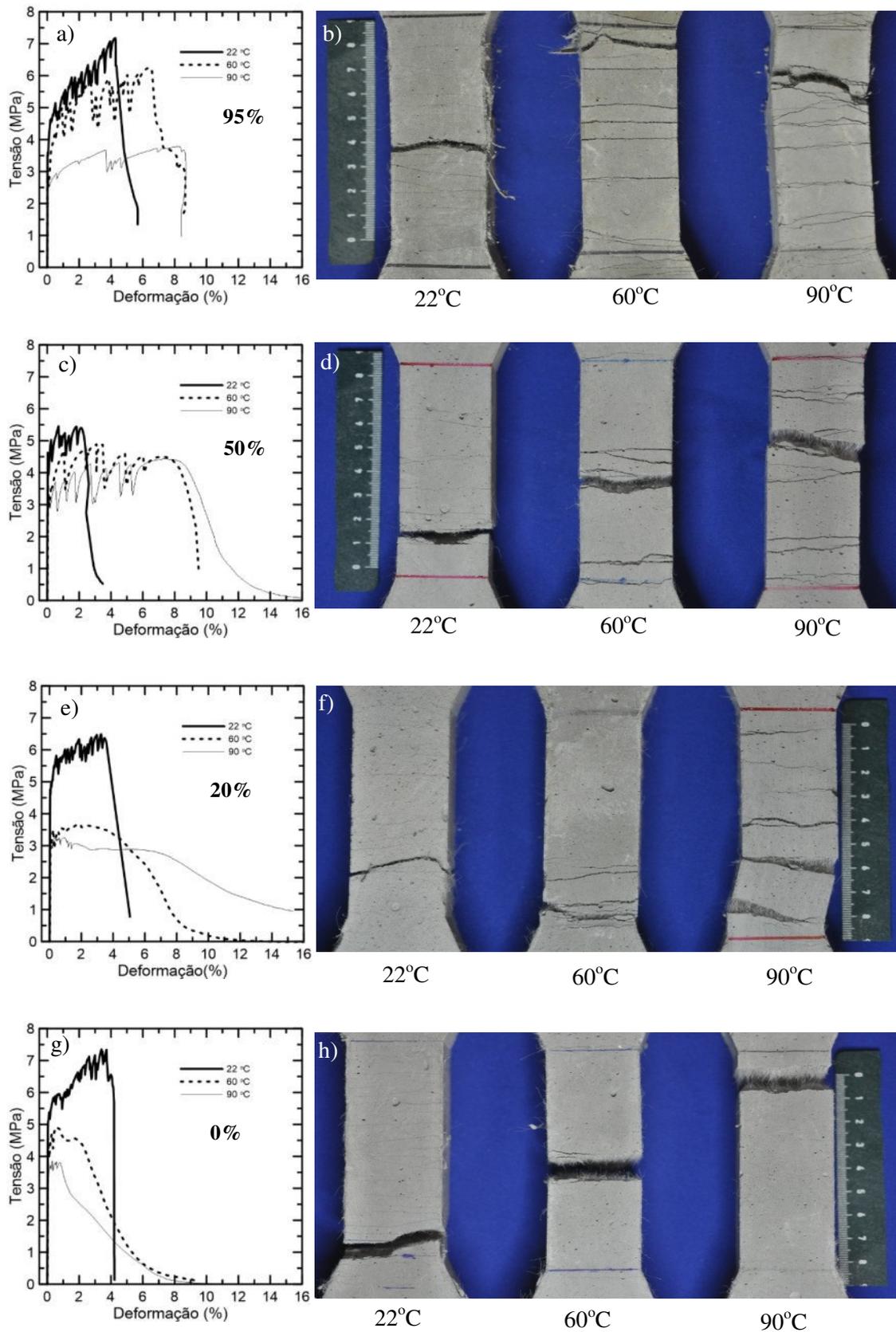


Figura 6.19 – Efeito acoplado da alta temperatura in situ nos níveis de umidade interna dos corpos de prova de SHCC: curvas representativas das temperaturas de 22 °C, 60 °C e 90°C (a) 95% (c) 50% (e) 20% e (g) 0% e padrão de fissuração representativo de corpos de prova

testado nas temperaturas *in situ* mencionadas nas condições de umidade de (b) 95% (d) 50% (f) 20% (h) 0%.

Para as várias condições de umidade testadas, pode-se notar que o *SHCC* é influenciado pelo aumento de temperatura de 22°C para 90°C. A tensão de primeira fissura, independente da condição de umidade interna da amostra, foi reduzida quando a temperatura aumentou de 22°C para 90°C. Por exemplo, a 95% de umidade, a tensão de primeira fissura a 90°C reduziu em 35% quando comparada a 22 °C. De fato, o aumento da temperatura *in situ* afeta a tensão de primeira fissura dos compósitos, como discutido na seção anterior 6.3.2.

Considerando um mesmo nível de umidade, o aumento da temperatura de 22°C para 90°C resultou em menor quantidade de fissuras formadas e maior abertura dessas fissuras (largura), ou seja, os corpos de prova testados a 60 °C e 90 °C exibiram menos fissuras do que as amostras testadas a 22 °C. A grande capacidade de deformação dos corpos de prova em altas temperaturas é consequência da grande abertura das poucas fissuras formadas. Esse comportamento reflete alterações na interface fibra/matriz com o aumento da temperatura *in situ* e redução do nível de umidade.

Considerando o efeito da umidade na capacidade de deformação, para os níveis de 95%, 50% e 20%, houve aumento da capacidade de deformação com o aumento da temperatura de 22°C para 90°C. Por exemplo, nos testes desenvolvidos na condição de umidade de 95%, houve aumento de 56% e de 131% com o aumento da temperatura de 22°C para 60°C e de 22°C para 90°C, significando alteração nos valores de 4,02 % para 6,27 % e de 4,02 % para 9,28 %, respectivamente. Os percentuais de aumento na capacidade de deformação para 50% de umidade variaram de 216% e 232% nas faixas de temperatura de 22°C para 60°C e de 22°C para 90°C. A 20% de umidade, os acréscimos na deformação do compósito apresentaram menor proporção, isto é, 9,8% de 22°C para 60°C e 46,2% de 22°C para 90°C. Como resultado, os corpos de prova expostos a altas temperaturas exibiram um pequeno comportamento de *strain-hardening* com formação de algumas poucas fissuras, como pode ser visto na Figura 6.19. Para 0% de umidade houve redução na capacidade de deformação em 50% e 86% de 22°C para 60°C e 22°C para 90°C, correspondendo aos valores de 4,28% para 2,12% e de 4,28% para 0,6%.

A tenacidade foi calculada até a capacidade de deformação e correspondente resistência à tração. Para as umidades de 95% e 50%, houve acréscimo da tenacidade com o aumento da temperatura. Contudo, para as umidades de 22% e 0%, comportamento contrário foi observado, ou seja, redução dos valores de tenacidade com o aumento da temperatura. Sobretudo para 0%, as reduções foram significativamente diferentes correspondendo a 66% e 92% com o acréscimo da temperatura de 22°C para 60°C e de 22°C para 90°C.

Para explicar o efeito da temperatura nas diferentes umidades no comportamento mecânico à tração do compósito, as superfícies fraturadas dos corpos de prova testados na umidade de 95%, 50% e 0% nas temperaturas de 22°C e 90°C foram investigadas por microscopia eletrônica de varredura por elétrons retroespalhados. Na Figura 6.20 são apresentadas imagens de amostras referentes ao nível de umidade de 95%, na Figura 6.21 no nível de 50% e na Figura 6.21 o nível de 0% de umidade.

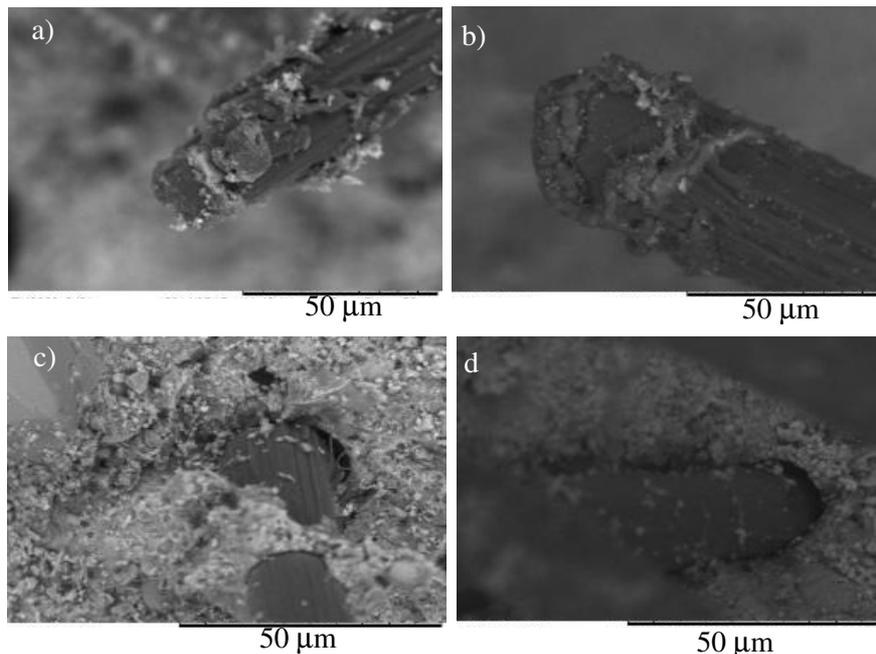


Figura 6.20 - Imagens por MEV de amostras fraturadas de testes à tração na umidade de 95%: superfície fraturada de fibra (a) temperatura de 22°C (b) 90°C e interface fibra/matriz (c) 22°C e (d) 90°C.

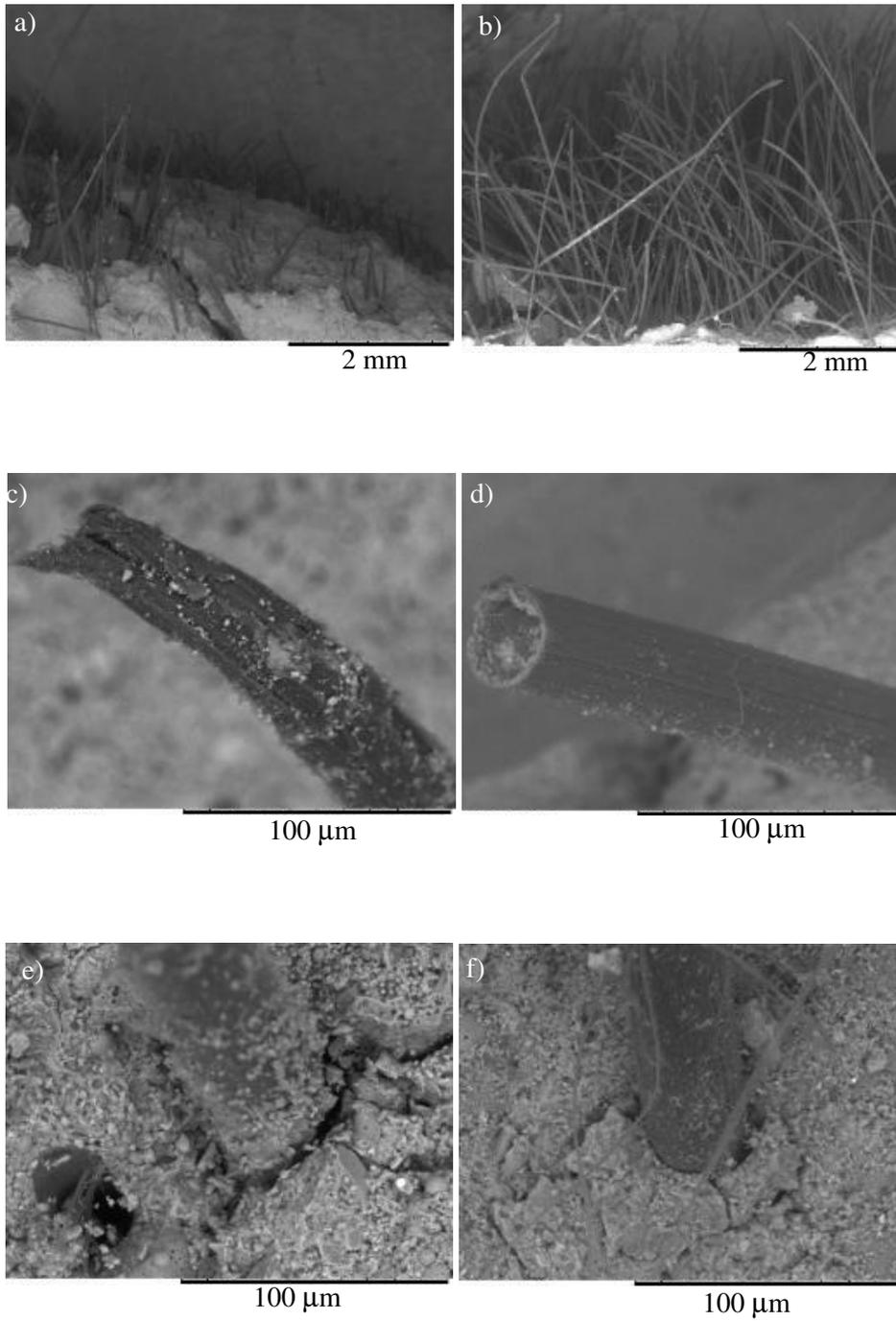


Figura 6.21 - Imagens por MEV de amostras fraturadas de testes à tração na umidade de 50%: visão lateral (a) temperatura de 22°C (b) 90°C, superfície de fibra (c) 22°C (d) 90°C e interface fibra/matriz (e) 22°C e (f) 90°C.

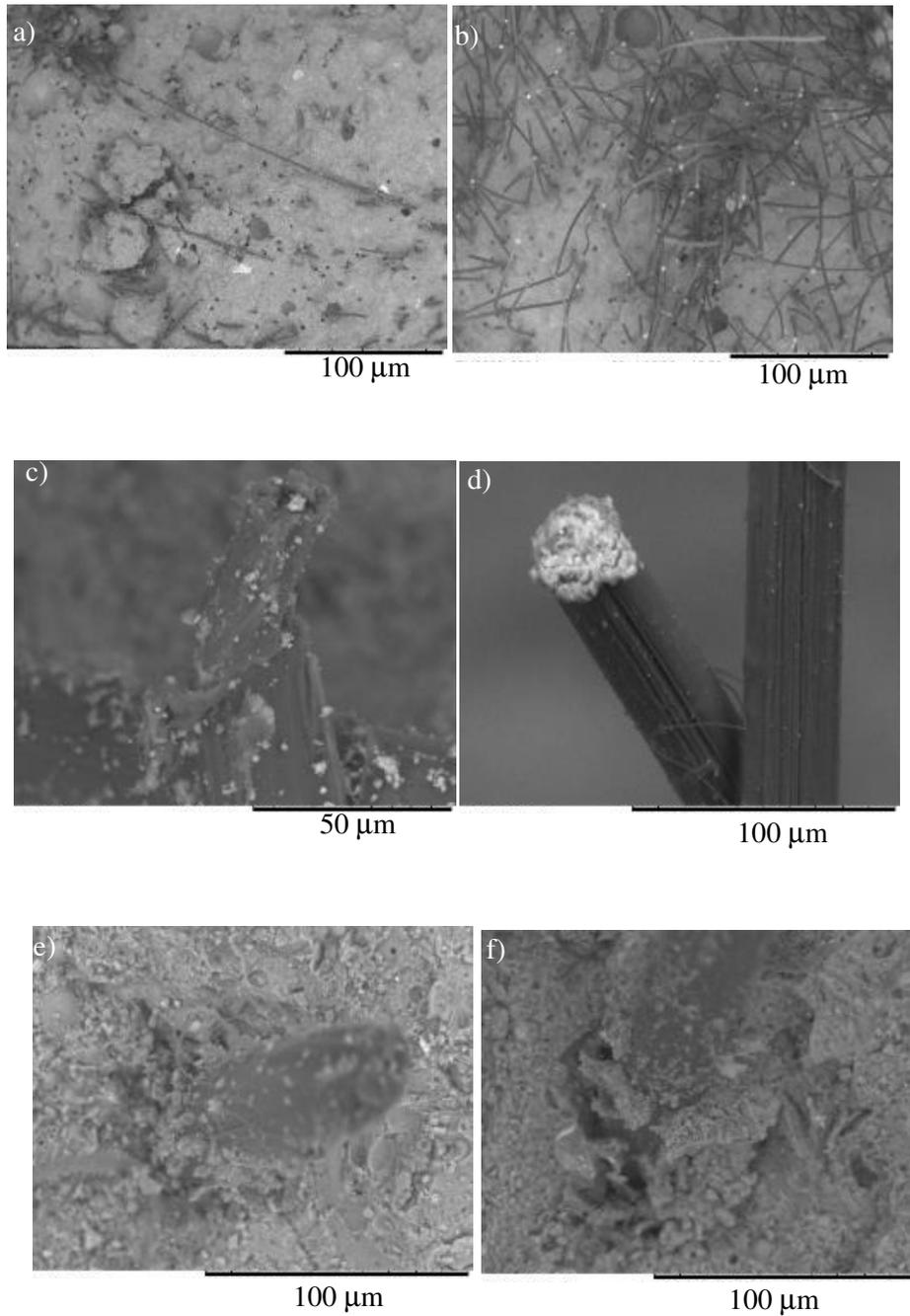


Figura 6.22 - Imagens por MEV de amostras fraturadas de testes à tração na umidade de 0%: visão lateral (a) temperatura de 22°C (b) 90°C, superfície de fibra (c) 22°C (d) 90°C e interface fibra/matriz (e) 22°C e (f) 90°C. colocar barra de escala

Nota-se das Figuras 6.20 a Figura 6.22 que o aumento da temperatura de 22°C para 90°C ocasionou diferenças na microestrutura dos compósitos em todos os níveis de umidade estudados.

Da mesma forma, a 22°C o comprimento de ancoragem das fibras nas superfícies fraturadas dos *SHCC*'s foram significativamente menores que a 90°C. Isso reflete no comportamento mecânico do *SHCC*, assim, a 22°C uma grande quantidade de fibras foram fraturadas, um comportamento de endurecimento foi notado e a formação de uma nova fissura quando solicitado, resultando em uma elevada densidade de fissuração. Entretanto, quando testadas a 90°C as fibras foram, em sua maior parte, arrancadas da matriz, indicando alta capacidade de deformação em níveis elevados de umidade e abertura de poucas ou única fissura em baixos níveis de umidade.

Estes mesmos mecanismos foram observados por MECHTCHERINE *et al.* (2012) em testes de *SHCC* reforçados com fibras de PVA analisando a influência da temperatura *in situ*.

Na temperatura de 90°C também notou-se uma matriz mais densificada, com menor quantidade de fissuras e fibras com menor quantidade de produtos hidratados em suas superfícies. Há alguns vazios entre a fibra e a matriz na interface tanto a temperatura de 22°C quanto em 90°C. Contudo, a 90°C parece que esse vazio tem maior dimensão, sugerindo retração da fibra.

Em resumo, a influência da alta temperatura *in situ* no comportamento mecânico do *SHCC* nas várias umidades testadas tem efeito sinérgico de danos na fibra, na matriz e na interface fibra/matriz. As hipóteses propostas para esses danos estão descritas na seção 7.3.2 sobre o efeito da alta temperatura e 7.3.3 sobre o efeito da umidade.

O efeito da alta temperatura nas diversas condições de umidade foi mais significativo para os compósitos submetidos a baixa umidade (0%), onde houve grande redução na capacidade de deformação, na tensão última e principalmente no padrão de fissuração das amostras.

6.3.4 Influência da idade no comportamento à tração do SHCC

6.3.4.1 Influência da idade de 28, 56 e 365 dias no padrão de fissuração do SHCC

A avaliação do comportamento à tração em corpos de prova de SHCC foi efetuado nas idades de 28 dias, 56 dias e 365 dias na temperatura de 22°C. As curvas médias e o padrão de fissuração estão apresentados na Figura 6.23. Os resultados médios das propriedades de tração são mostrados na Tabelas 6.710.

Tabela 6.7 - Resultados médios do efeito da idade no comportamento à tração de corpos de prova de SHCC na temperatura de 22°C (desvio padrão entre parênteses).

Idade (dias)	E_t (GPa)	Valores de $\sigma_{1^{\text{fissura}}}$		Valores máximos		Valores últimos	
		$\sigma_{1^{\text{fissura}}}$ (MPa)	σ_m (MPa)	σ_m (MPa)	ϵ_m (%)	σ_u (MPa)	ϵ_u (%)
28	21,58 (0,89)	2,77 (0,38)	0,03 (0,01)	5,24 (0,59)	3,84 (0,74)	5,14 (0,53)	4,51 (1,31)
56	23,63 (1,38)	4,06 (0,32)	0,03 (0,02)	6,39 (0,45)	5,07 (0,81)	6,36 (0,48)	5,30 (0,52)
365	20,44 (1,49)	4,64 (0,48)	0,03 (0,00)	6,78 (0,41)	2,11 (0,10)	6,73 (0,37)	2,17 (0,11)

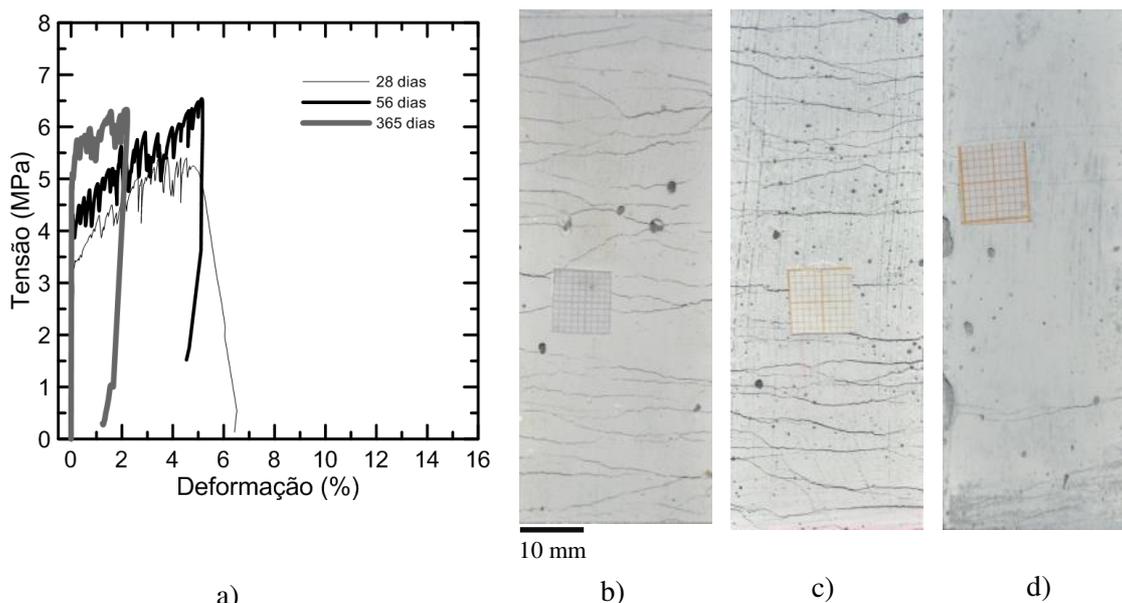


Figura 6.23 - Resposta tensão versus deformação de SHCC testado com idade de 28, 56 e 365 dias de idade na temperatura de 22°C: (a) curvas representativas e padrão de fissuração representativo dos corpos de prova (b) 28 dias, (c) 56 dias e (d) 365 dias.

¹⁰ Não foi avaliado o efeito da umidade interna das amostras. Após a desmoldagem (em três dias de idade), as amostras foram embaladas em saco plástico e mantidas até a data de realização dos testes mecânicos) em ambiente com temperatura controlada (21°C ± 1°C).

Observando os dados da Figura 6.22 e Tabela 6.7, nota-se que a idade influencia na rigidez do compósito. Desta forma, o comportamento mecânico nas idades consideradas foram diferentes. A tensão de primeira fissura, a tensão última e o módulo de elasticidade aumentaram com o aumento da idade, tendendo a estabilizar. A tensão de primeira fissura cresceu em 47% e 12% com o desenvolvimento das idades de 28 para 56 e 56 para 365 dias.

Já para a tensão última, este crescimento foi de 24% e de 6% nas mesmas idades mencionadas. Em relação ao módulo, o seu valor manteve-se próximo nas idades estudadas e a capacidade de deformação reduziu em 59% aos 365 dias em relação a 56 dias de idade.

O padrão de fissuração de 28 e 56 dias também foi significativamente diferente de 365 dias. Houve menor número de fissuras formadas (densidade de fissuração) e grande espaçamento entre elas. Diferenças no comportamento mecânico do SHCC com o avanço da idade foram relatados por VAN ZIJL (2011). LI e LEPECH (2004) notaram uma gradual redução na capacidade de deformação de aproximadamente 4,3% para 3,0% para as respectivas idades de 10 dias e 180 dias. Justificaram essa redução com o contínuo processo de hidratação da matriz. Parece que na idade de 80 dias, a capacidade de deformação estabiliza (VAN ZIJL, 2011).

A análise do padrão de fissuração dos compósitos foi efetuada em uma única amostra de cada situação escolhida como representativa. Foram medidas e computadas todas as fissuras visíveis nas amostras. A Figura 6.24 apresenta as curvas da densidade, espaçamento, abertura média e abertura máxima de fissuras dos corpos de prova testados na temperatura de 22°C nas idades de 28, 56 e 365 dias.

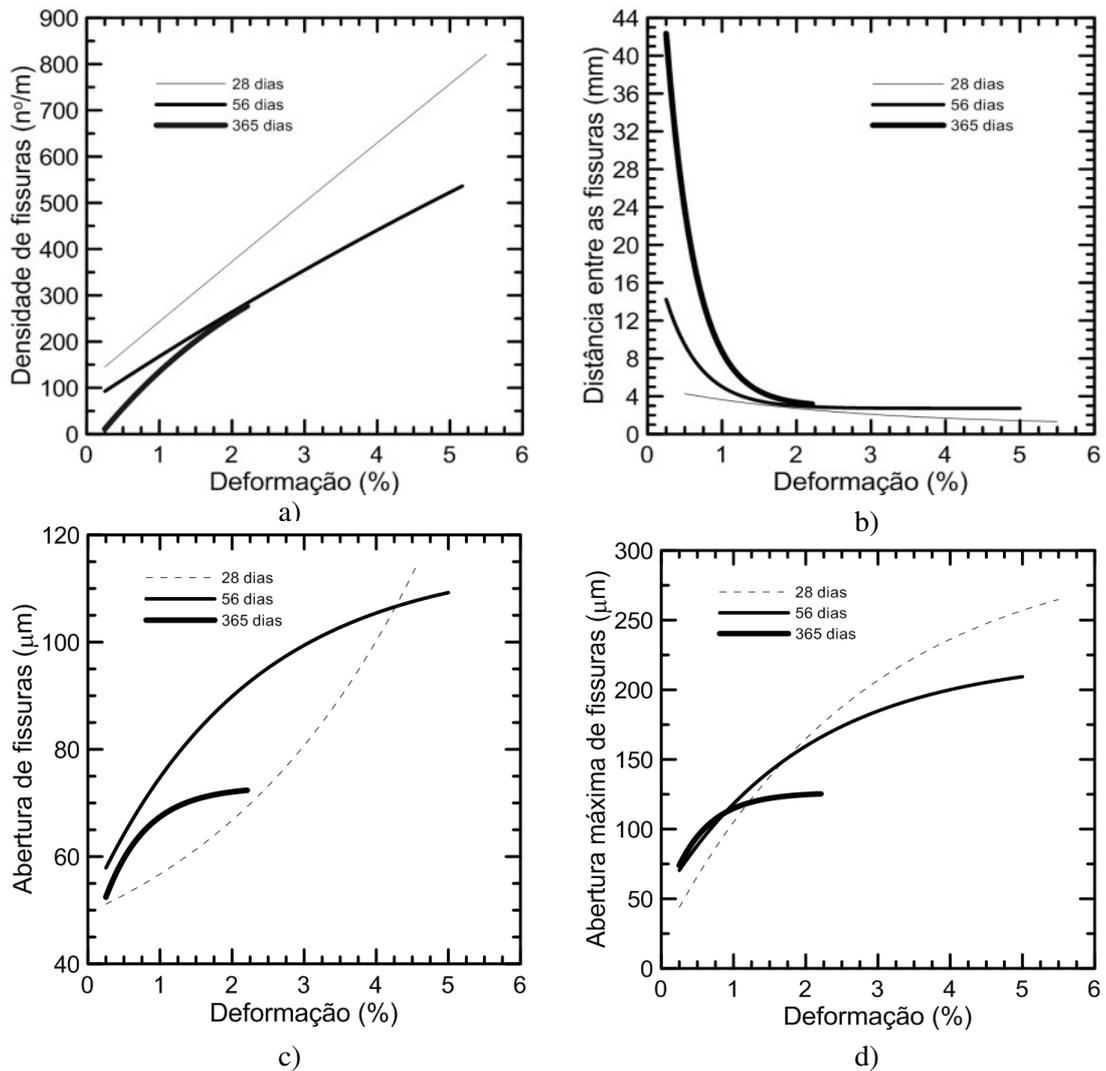


Figura 6.24 – Padrão de fissuras das amostras a 22°C: (a) densidade de fissuras (b) distância entre as fissuras (c) espaçamento de fissuras e (d) abertura (espessura) máxima de fissuras *versus* deformação.

Os resultados apresentados de influência da idade no padrão de fissuração, nota-se que a continuidade do processo de hidratação contribui para o aumento da rigidez do compósito, redução da capacidade de deformação e aumento das tensões de primeira fissura e última.

6.5 CONCLUSÕES

As seguintes conclusões podem ser obtidas do estudo:

✓ Para os corpos de prova testados a 22°C e em várias condições de umidade, não foram observadas alterações significativas no comportamento mecânico, exceto para a umidade de 50%.

✓ Quando os corpos de prova foram testados em condições de alta temperatura e umidade, houve redução da tensão de primeira fissura e da resistência à tração com o aumento da temperatura em todos os níveis de umidade. Os valores de capacidade de deformação aumentaram para os níveis de umidade de 50% e 95%. Para os baixos níveis de umidade, um comportamento oposto foi observado. A densificação da matriz também alterou o comportamento mecânico do compósito aos 28 e 56 dias de idade.

7. ESTUDO DE FLUÊNCIA À TRAÇÃO SOB AÇÃO DE CARGAS TÉRMICAS DE SHCC REFORÇADO COM FIBRAS DE PVA

7.1 INTRODUÇÃO

Este capítulo tem como objetivo investigar o comportamento do SHCC reforçado com fibras de PVA em relação às deformações diferidas no tempo sob influência de alta temperatura. A primeira etapa constituiu ensaios de caracterização mecânica por meio de testes de tração e a segunda etapa de testes de fluência à tração durante 70 dias. Em todos os testes foi avaliada a influência da alta temperatura (60°C e 100°C) em comparação às condições de referência (temperatura de 22°C).

Será exibido o programa experimental, os materiais, a dosagem, a moldagem dos os corpos de prova e o arranjo experimental empregados nos testes sob altas temperaturas.

7.2 PROGRAMA EXPERIMENTAL: MATERIAIS E MÉTODOS

O objetivo dos testes de fluência foi avaliar a influência da alta temperatura (60°C e 100°C), comparativamente a condição de referência (22°C), do nível de carga imposta e da condição da amostra (se fissurada ou não) nas deformações dependentes do tempo sob carga constante de longa duração, em corpos de prova de SHCC reforçados com fibras de PVA. O estudo da temperatura na fluência é de grande interesse, por exemplo, em concretos para aplicações em vasos de concreto protendido para reatores nucleares (*PCR- prestressed concrete reactor vessel*) porque a atenuação de nêutrons e a absorção de raios gama aumentam a temperatura do concreto, induzindo à fissuração e perda de protensão. As câmaras do reator normalmente são projetadas para operar com temperaturas de 71°C (METHA e MONTEIRO, 2014).

Inicialmente, o estudo de fluência do SHCC compreendeu a execução de testes de tração monotônica no compósito sob temperatura de 22°C, 60°C e 100°C, de forma a determinar o comportamento na curva tensão *versus* deformação e as cargas que seriam utilizadas na fluência e a realização dos próprios ensaios de fluência à tração. Em seguida, nos testes de fluência foram ensaiados corpos de prova não fissurados e

previamente fissurados. A grande vantagem do *SHCC* é a sua elevada capacidade de deformação a qual é acompanhada pela formação de varias fissuras, por isso o estudo de corpos de prova pré-fissurados. Também nessa condição, ocorre simulação das condições do material em serviço com consequente manutenção da carga nos níveis escolhidos. Por outro lado, corpos de prova não fissurados, além de comparar como situação de referência, permitem avaliar as deformações dependentes do tempo na matriz (BOSHOFF e VAN ZIJL, 2007a). A literatura relata testes de cargas constantes no tempo em compósitos *SHCC* reforçados com fibras de PVA fissuradas (BOSHOFF, MECHTCHERINE e VAN ZIJL, 2009, JUN, 2011) e não fissuradas (BOSHOFF e VAN ZIJL, 2005, 2007a).

Os corpos de prova foram previamente fissurados por meio de configuração experimental de teste de tração monotônico (não cíclico) até que o nível de deformação 0,5%¹¹ fosse atingido. A partir daí, o teste foi interrompido, as cargas trativas retiradas e, no máximo em três dias, os corpos de prova eram posicionados nos pórticos de fluência.

As cargas aplicadas no ensaio de fluência foram correspondentes a 60% e 80% da tensão de primeira fissura do material. O fluxograma das variáveis de estudo está apresentado na Figura 7.1. Os corpos de prova não foram selados. Adicionalmente, a retração em corpos de prova submetidos a testes de fluência a 22°C foi avaliada. Pressupondo 95% de umidade interna das amostras após a cura, com base nos comentários do capítulo 7, as amostras de *SHCC* permaneceram em estufa durante 2,5 dias com ventilação forçada a 50°C para atingir o nível de umidade de 50%, a qual corresponde a umidade da sala onde ocorreram os ensaios de fluência.

Os níveis de carga escolhidos a serem impostos e mantidos com o tempo para os testes de fluência nas amostras foram na região elástica do *SHCC* (antes da tensão primeira fissura média e antes da fase de endurecimento do material). Dois níveis de carga foram escolhidos para os testes de fluência na temperatura de 22°C (80% e 60% da tensão de

¹¹A definição do nível de deformação prévia de 0,5% foi baseada em continuidade aos testes de JUN (2011).

primeira fissura) e apenas o nível mais elevado para as temperaturas de 60°C e 100°C (80% da tensão de primeira fissura). Esses níveis de carga correspondem a tensões de aproximadamente 2,20 MPa e 3,00 MPa, quais sejam 45% e 60% da tensão última do material.

A Figura 7.2 apresenta o fluxograma do estudo de fluência.

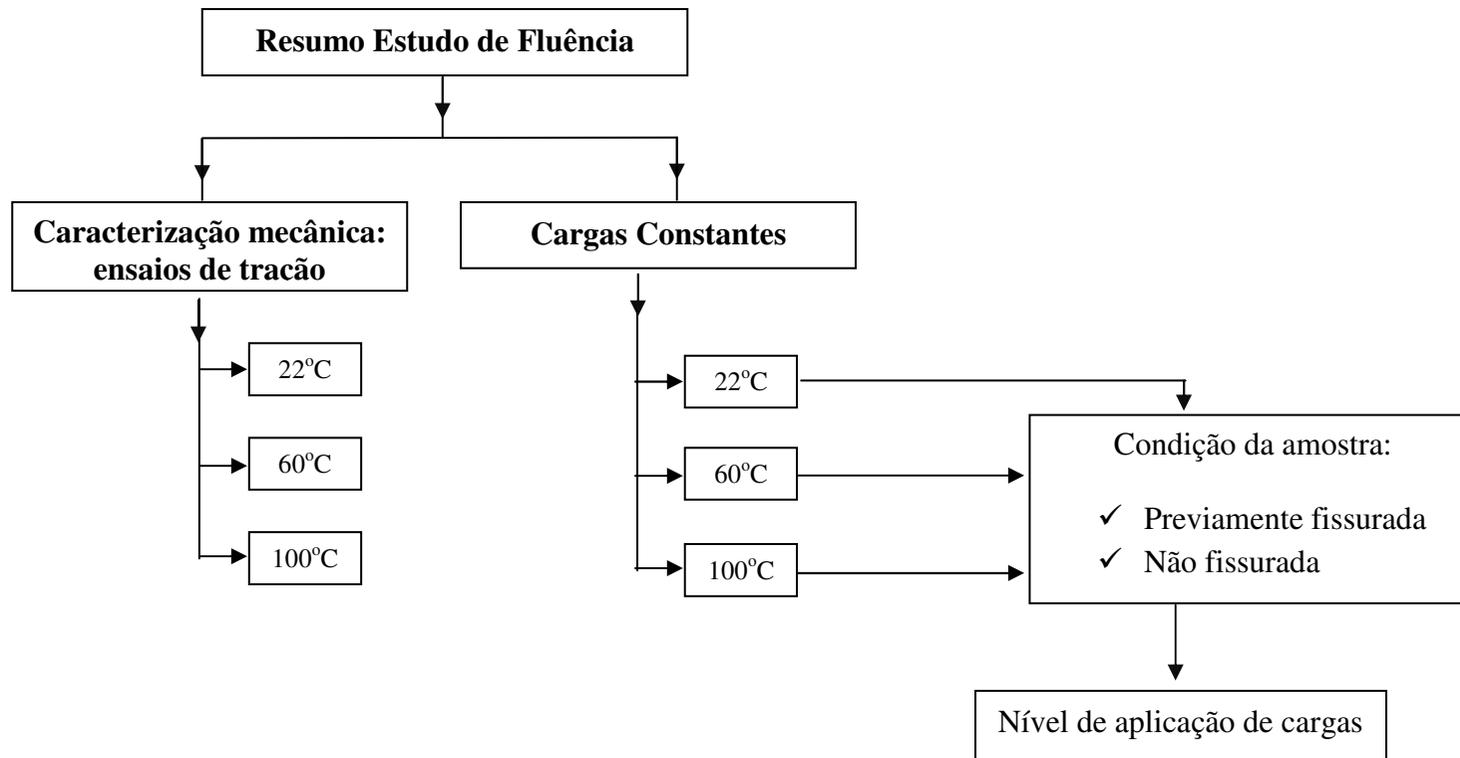
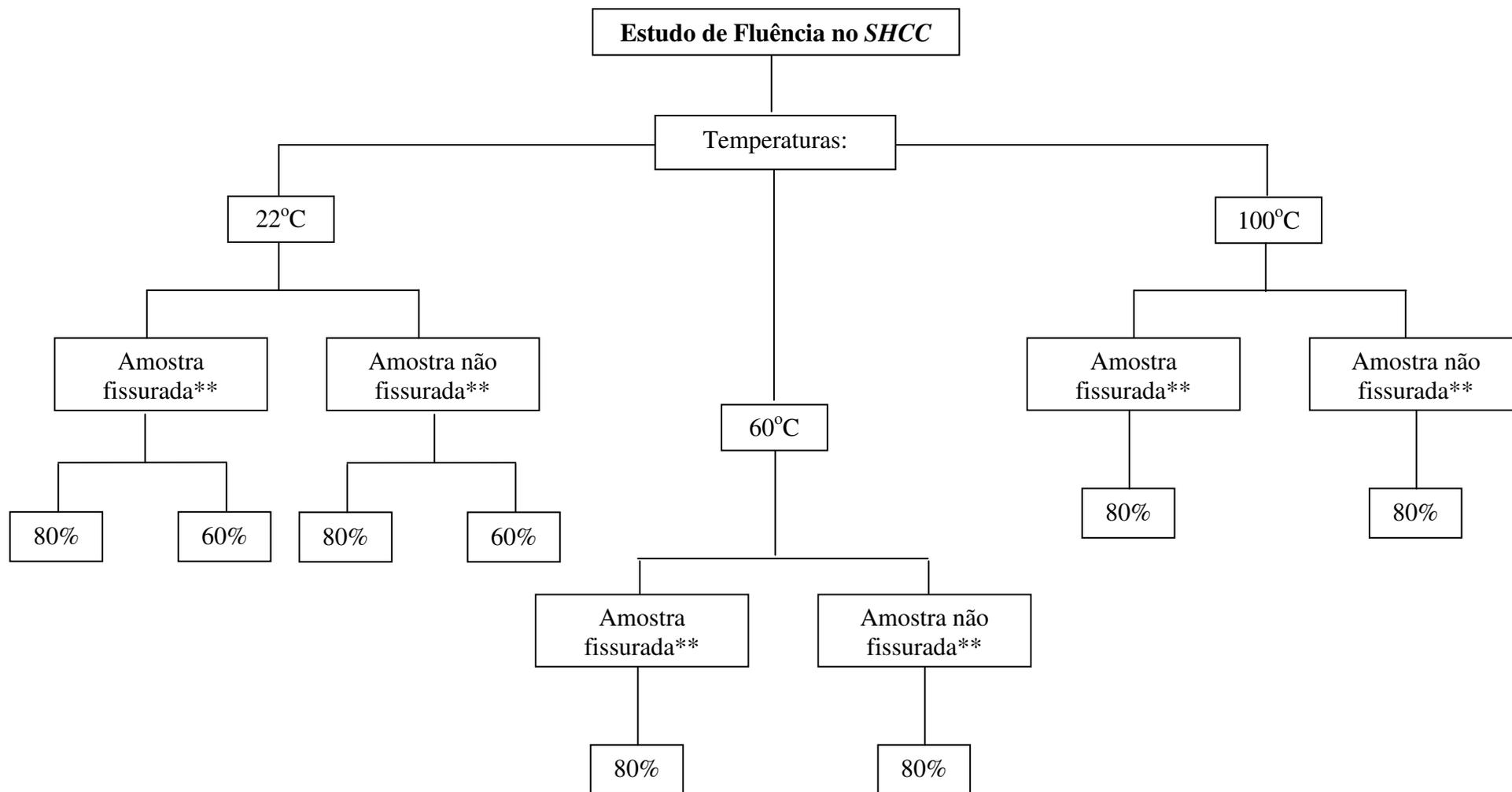


Figura 7.1 – Programa experimental utilizado no estudo das deformações diferidas no *SHCC*.



**Refere-se à condição da amostra: não fissurada ou pré fissurada em pre teste a tração monotônica até que a capacidade de deformação de 0,5% é atingida. Após isso, o pre teste de tração é interrompido. *Refere-se ao nível de aplicação de cargas constantes de tração impostas nas amostras: 60% ou 80% da tensão de primeira fissura.

Figura 7.2- Fluxograma do estudo de fluência.

Os materiais utilizados na produção do compósito foram cimento Portland tipo 42,5 R-HS, cinza volante, areia quartzosa com diâmetro de grãos entre 60 µm e 200µm, aditivo superplastificante (Glenium ACE 30), aditivo modificador de viscosidade - SAP (Evonik E2), polímeros superabsorventes e fibras de PVA. As fibras com 12 mm de comprimento, 0,040 mm de diâmetro e massa específica de 1300 kg/m³ foram empregadas em fração volumétrica de 2,2% da mistura.

A composição do *SHCC* foi baseada em BRÜDERN e MECHTCHERINE (2011). A proporção dos materiais do *SHCC* utilizado no estudo de fluência está apresentada na Tabela 7.1. A composição desse *SHCC* difere da composição do *SHCC* empregado no restante da pesquisa, cuja composição está apresentada na Tabela 3.4 no capítulo 3. A justificativa para o emprego desse *SHCC* na fluência é que este estudo, em especial, fez parte de um projeto de colaboração Brasil/Alemanha e, portanto, os corpos de prova foram moldados em Dresden/Alemanha e enviados para testes nos laboratórios do LabEst/COPPE/UFRJ.

Tabela 7.1 - Composição (kg/m³) do *SHCC* utilizado no estudo de fluência.

Insumo	Quantidade (kg/m ³)
Cimento tipo 42.5 R-HS(Schwenk)(C)	504,99
Cinza Volante (Steament H4) (CV)	613,54
Areia diâmetro 60 µm a 212 µm (AF)	534,22
Aditivo superplastificanteGleniumACE 30 (S)	7,56
Aditivo modificador de viscosidade	3,20
Água total do traço (A)	334,01
Polímeros superabsorventes SAP (Evonik E2)	2,02
Fibras PVA (F)	29,00
Relação água/cimento	0,66
Relação água/aglomerante	0,30
Relação C:CV:AF	1:1,22:1,06
Relação S:VMA:SAP:F	0,015:0,006:0,004:0,06

Para a produção do *SHCC*, o procedimento de mistura dos componentes é o mesmo descrito no item 3.2.2. A Figura 7.3 (a) ilustra os moldes metálicos utilizados em formato de haltere. Figura 7.3 (b) mostra esses moldes preenchidos com *SHCC*. Os moldes não possuíam entalhe e todos os corpos de prova foram moldados na horizontal.

Os corpos de prova em formato de haltere tinham seção transversal de 24 x 40 mm e comprimento de 240 mm, conforme ilustra a Figura 7.4.

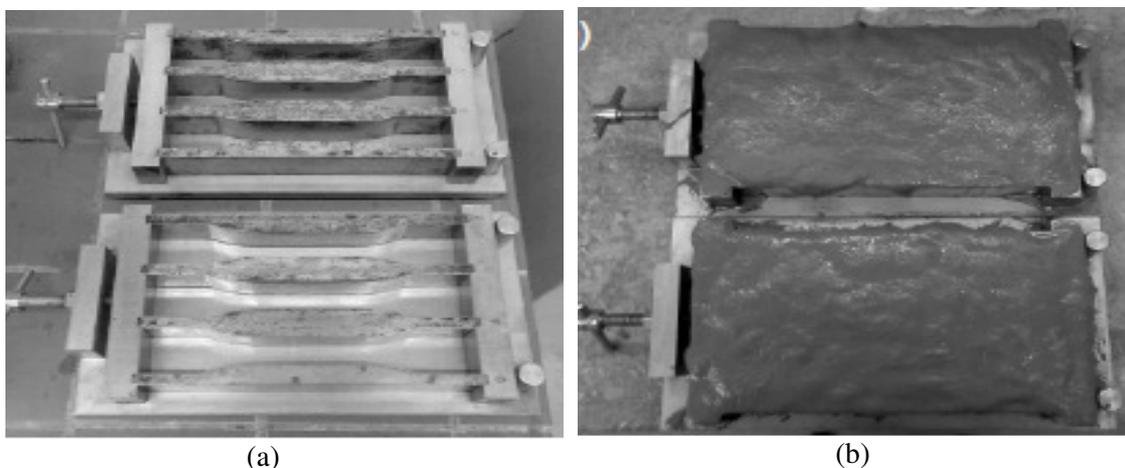


Figura 7.3– (a) molde em formato de haltere (b) moldes preenchidos com *SHCC* (JUN, 2010).

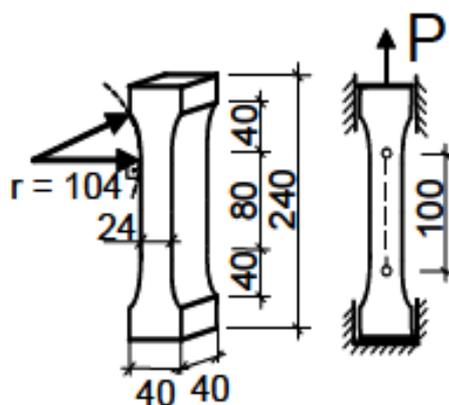


Figura 7.4– Geometria e dimensões de corpos de prova de *SHCC* do estudo de fluência (JUN, 2010).

Após a moldagem, os corpos de prova foram cobertos com filme plástico. Depois de 48 horas, as amostras foram desmoldadas e envoltas em filme plástico. Devido à alta viscosidade do compósito no estado fresco, técnicas usuais de regularização da superfície das amostras não foram utilizadas. Desta forma, para produzir superfícies regulares (as quais evitam concentração de tensões), cortes nos corpos de prova em equipamento com serra circular foram efetuados no estado endurecido. Na idade de 56 dias, os corpos de prova foram testados.

O estudo de fluência foi dividido em duas etapas. A primeira etapa consistiu de testes à tração nas temperaturas *in situ* de 22°C, 60°C e 100°C. A segunda etapa consistiu de ensaios de tração sob cargas constantes nas temperaturas *in situ* de 22°C, 60°C e 100°C em amostras na condição não fissurada e previamente fissurada até 0,5% de capacidade de deformação. Essa condição foi escolhida porque o *SHCC* apresenta grande capacidade de suporte e durabilidade, mesmo fissurado.

Na condição de 0,5% de deformação, algumas finas fissuras são ocasionadas na amostra. As cargas constantes na qual os corpos de prova foram mantidos corresponderam a 80% e 60% da tensão de primeira fissura para os corpos de prova previamente fissurados ou do valor médio da tensão de primeira fissura das amostras na temperatura de teste. A aquisição de dados e o tempo de duração de cada condição de teste permaneceu ao total de 80 dias, sendo 70 dias sob cargas e 10 dias sem cargas.

7.2.1 Caracterização mecânica sob alta temperatura do *SHCC*

A caracterização mecânica sob altas temperaturas compreende testes de tração nos compósitos na idade de 28 dias nas temperaturas de 22°C, 60°C e 100°C. O equipamento Shimadzu EM-EHF 300 kN utilizado está ilustrado na Figura 7.5.



Figura 7.5 – Equipamento para teste de tração (a) vista frontal da prensa Shimadzu com forno aberto acoplado (b) vista lateral da prensa Shimadzu e forno fechado.

O arranjo experimental do corpo de prova na máquina de ensaios universais, com e sem forno, está ilustrado na Figura 7.6 (a) e (b). Os deslocamentos foram medidos por dois LVDT's posicionados nas laterais dos corpos de prova, conforme pode ser visto na Figura 7.7 (a) e (b). O comprimento de medida dos LVDT's foi de 80 mm.

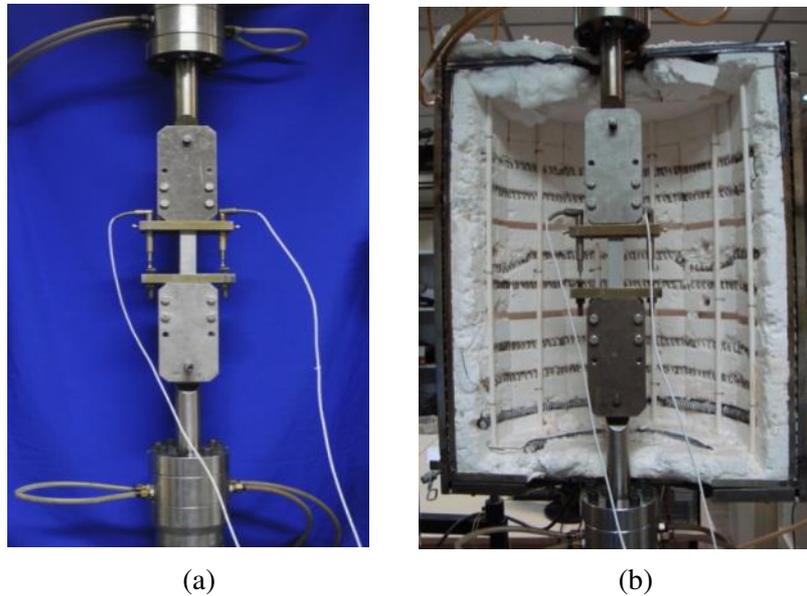


Figura 7.6 – (a) Arranjo experimental do corpo de prova na prensa (sem forno) (b) arranjo experimental do corpo de prova no interior do forno.

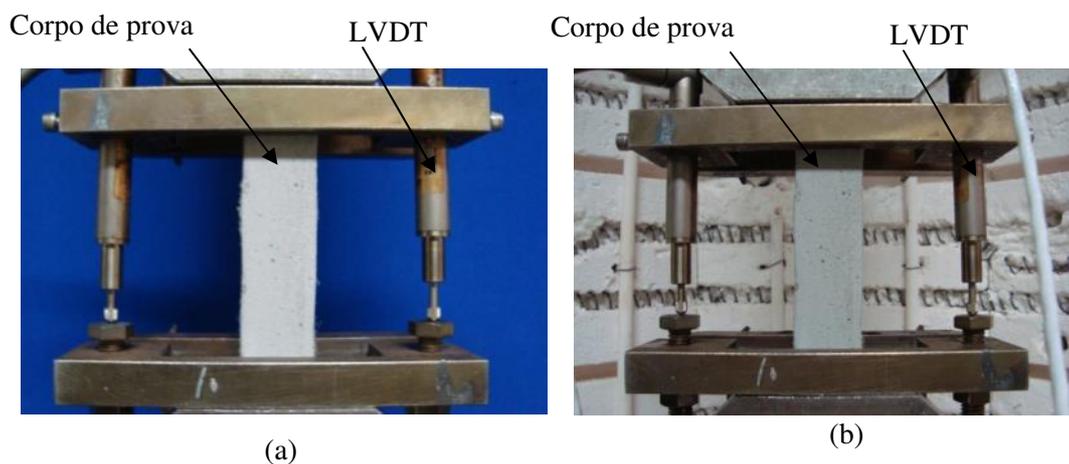


Figura 7.7 - Detalhe dos LVDT's posicionados nas laterais do corpo de prova (a) sem forno (b) com forno.

A célula de carga utilizada no ensaio de tração foi de 50 kN e a velocidade de carregamento durante o teste foi de 0,024 mm/s (taxa de deformação de $3 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$). A taxa de aquecimento das amostras foi de 1°C/min. Após atingir a temperatura programada, o forno permaneceu nessa temperatura durante uma hora e, em seguida, os testes de tração foram realizados. Para cada temperatura testada (22°C, 60°C e 100°C) pelo menos três amostras foram ensaiadas à tração monotônica.

A investigação da superfície de fratura do *SHCC* foi efetuada por imagens de microscopia obtidas por microscópio eletrônico de varredura TM 3000 da HITACHI a vácuo com captação de sinais de elétrons retroespalhados. As amostras foram recobertas com fina camada de ouro e aderidas ao porta-amostra por fita dupla-face de carbono.

7.2.2 Configuração experimental de testes de fluência na temperatura de 22°C

O objetivo do ensaio de fluência na temperatura de 22°C foi verificar a influência da condição prévia das amostras e do nível de cargas aplicado correlacionando com o padrão de fissuração. Desta forma, os corpos de prova não foram selados e um no-break, uma câmera fotográfica de alta resolução de fabricante *Nikon* modelo D90 com lente especial e uma fonte elétrica foram acoplados ao ensaio com objetivo de monitorar o padrão de fissuração com o tempo, conforme ilustra a Figura 6.5 (a) e (b). Imagens das amostras foram aquisitadas por meio do *software Camera Control Pro* versão 2.40 em intervalos de tempo programados e armazenadas no computador. Posteriormente com o uso do *software Image J* foi possível determinar a abertura (espessura) média e máxima das fissuras, bem como o espaçamento entre elas e correlacioná-las com a deformação e o tempo.

Com a finalidade de que o *SHCC* atingisse equilíbrio higroscópico com a umidade relativa do meio, o teor de umidade das amostras foi reduzido de 95% para 50% com base no capítulo 6. A umidade de 50% era a do ambiente onde os testes foram realizados. Desta forma, as amostras de *SHCC* foram conduzidas a estufa com ventilação na temperatura de 50°C durante 2,5 dias. Em seguida, os corpos de prova na idade de 56 dias foram posicionados nos pórticos de cargas situados em ambiente controlado ($21 \pm 1^\circ\text{C}$ e $50 \pm 5\%$).

Alguns corpos de prova foram previamente fissurados em equipamento universal de ensaios Shimadzu EM-EHF 300 kN, ilustrado nas Figuras 7.5 e 7.6. Esses corpos de prova foram submetidos até o nível de 0,5% da capacidade de deformação em taxa de 0,024 mm/s e então o teste foi interrompido. Após a prévia fissuração, os corpos de prova foram alinhados e posicionados ao sistema de carregamento no máximo em 3 dias. O adequado posicionamento e alinhamento do conjunto foi verificado com o auxílio de um nível à laser.

Foram previstas réplicas por condição de teste, contudo, algumas amostras romperam durante a pré fissuração, durante a montagem do teste, com a colocação das cargas ou ainda com o tempo. Duas amostras não são o ideal para quantificar com precisão a resposta de fluência devido à possível dispersão experimental, mas os resultados, no entanto, podem dar um indicação do efeito do nível de carga, do efeito da prévia fissuração e da temperatura. Imagens dos corpos de prova foram tomadas logo após a pré fissuração e antes do instante de colocação de imposição das cargas de fluência e periodicamente durante o ensaio. Para caracterização do padrão de fissuras das amostras testadas na temperatura de 22°C, foi adotado o procedimento recomendado pelo comitê *SHCC* da Rilem nomeado “Characterization of Crack Patterns In SHCC” (WAGNER e SLOWIK, 2013).

Para os ensaios de fluência, braços de alavanca foram conectados ao suporte dos corpos de prova para aplicação das cargas. A configuração é composta por seis pórticos de carregamento e seis braços de alavanca. Cada pórtico e/ou alavanca testa apenas um corpo de prova por vez, conforme ilustra a Figura 7.8. A carga foi aplicada por meio de pesos de suspensão na extremidade do braço de alavanca, o qual exerce uma força de reação sobre as amostras (ver figura 7.8 d).

Os corpos de prova não foram selados para verificação do padrão de fissuração, porém buscou-se que eles estivessem em equilíbrio com o ambiente ao redor para evitar que a retração por secagem dominasse o comportamento dependente do tempo nos testes de fluência. Foram consideradas no padrão de fissuração apenas fissuras na face monitorada. Fissuras que se formaram eventualmente na face lateral do corpo de prova não foram consideradas.

A configuração experimental dos testes de fluência na temperatura de 22°C está apresentada na Figura 7.8. Os corpos de prova foram fixados ao pórtico por meio de placas metálicas, usando parafusos e pinos, ilustrados na Figura 7.13. As deformações foram medidas por meio de dois LVDT's modelo DTH-A-5 de fabricante *KYOWA electronics* posicionados na lateral do corpo de prova, também mostrado na Figura 7.9. O comprimento de medida de deformação nas amostras foi de 80 mm.



(a)



(b)



(c)



(d)

Figura 7.8- Arranjo experimental dos testes de fluência na temperatura de 22°C (a) câmera fotográfica acoplada ao ensaio (b) detalhe posicionamento da câmera e do corpo de prova (c) vista lateral e (d) vista frontal dos testes.

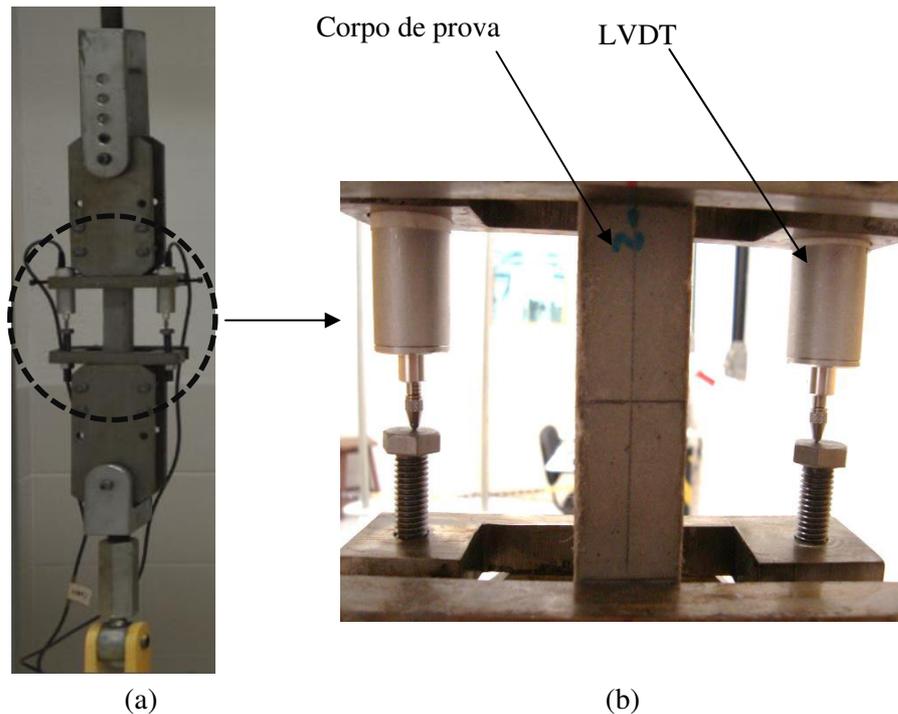


Figura 7.9 – Detalhe do arranjo experimental utilizado no ensaio a temperatura de 22°C.

Após posicionamento do corpo de prova no pórtico, iniciou-se o procedimento de leitura do sinal em Volts dos LVDT's por meio do equipamento de medição *Datalogger* Agilent, ilustrado na Figura 7.10, conectados ao computador. Os softwares *Agilent Connection Expert* e *Agilent BenchLink Data Logger3* foram utilizados.



Figura 7.10 – Equipamentos *Datalogger* Agilent e fonte utilizados para aquisição de dados dos LVDT's.

A leitura da voltagem, registrada pelos LVDT's, foi tomada a cada 10 segundos até o quarto dia de carregamento. Após esse período, as leituras foram tomadas a cada 1 hora até o 70º dia, quando as leituras foram tomadas novamente a cada 10 segundos, devido à

retirada das cargas dos pórticos. Após a retirada de cargas, foram registradas as deformações durante 10 dias. A temperatura da sala ($23\pm 3^{\circ}\text{C}$) onde os testes foram realizados foi monitorada constantemente por meio de sensor de temperatura.

Três corpos de prova foram carregados com cargas ao nível de 60% da tensão de primeira fissura e três corpos de prova foram carregados ao nível de 80% da tensão de primeira fissura individual de cada corpo de prova, totalizando 12 corpos de prova.

7.2.3 Configuração experimental de testes de fluência em altas temperaturas

Os testes de fluência em alta temperatura compreenderam testes nas temperaturas de 60°C e 100°C . As amostras de SHCC foram testadas na condição não previamente fissurada e previamente fissurada nas temperaturas mencionadas até 0,5% da capacidade de deformação. Nesta condição, algumas fissuras são ocasionadas nas amostras. Não foi possível monitorar o padrão de fissuração durante a prévia fissuração e durante a fluência. A configuração de teste utilizada para a prévia fissuração está apresentada na Figura 7.5 a Figura 7.7. A taxa de aquecimento utilizada nos fornos durante a pré fissuração foi $1^{\circ}\text{C}/\text{min}$. Após o forno atingir a temperatura estabelecida, manteve-se o tempo de espera de 1 h para que o forno ficasse em equilíbrio. A partir daí, foram iniciados os testes para pré fissuração dos compósitos. Após pré-fissuração, os corpos de prova foram posicionados nos pórticos de cargas dentro dos fornos

A carga constante imposta nas amostras foi de 80% da tensão de primeira fissura determinada para o caso de corpos de prova previamente fissurados e estimada por meio dos ensaios de tração para o caso de corpos de prova não previamente fissurados. Uma relação individual de cargas em cada pórtico e de tensão de primeira fissura para cada corpo de prova foi estabelecida para definição do valor de cargas requerido.

O Sistema de aquisição de dados dos LVDT's é semelhante ao sistema utilizado na fluência sob temperatura de 22°C , ilustrado na Figura 7.10. Os tempos de leitura registrados pelos LVDT's foram iguais aos tempos aplicados à fluência a temperatura de 22°C .

A configuração experimental dos testes de carga constante (fluência) nas temperaturas de 60°C e 100°C está exibido na Figura 7.11.

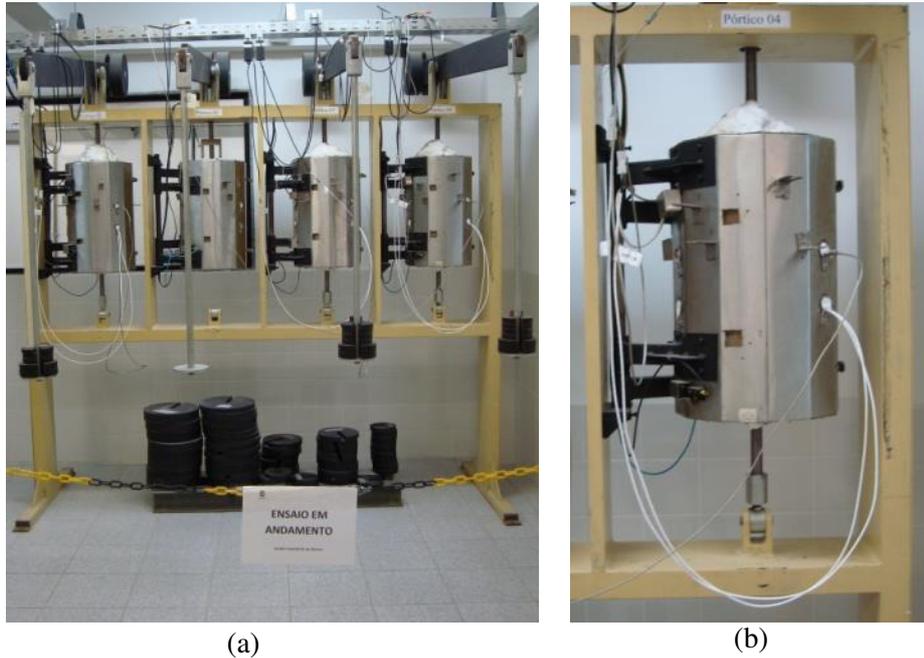


Figura 7.11 - Arranjo experimental do teste de fluência nas temperaturas de 60°C e 100°C (a) vista frontal dos pórticos e dos fornos (b) detalhe do forno.

A configuração das amostras dentro do forno pode ser vista na Figura 7.12 (a) e as deformações ao longo do tempo foram medidas por dois LVDT's especiais para altas temperaturas modelo SM10-T-KR-H200 de fabricante Waycon, conforme apresenta em detalhe a Figura 7.12 (b).

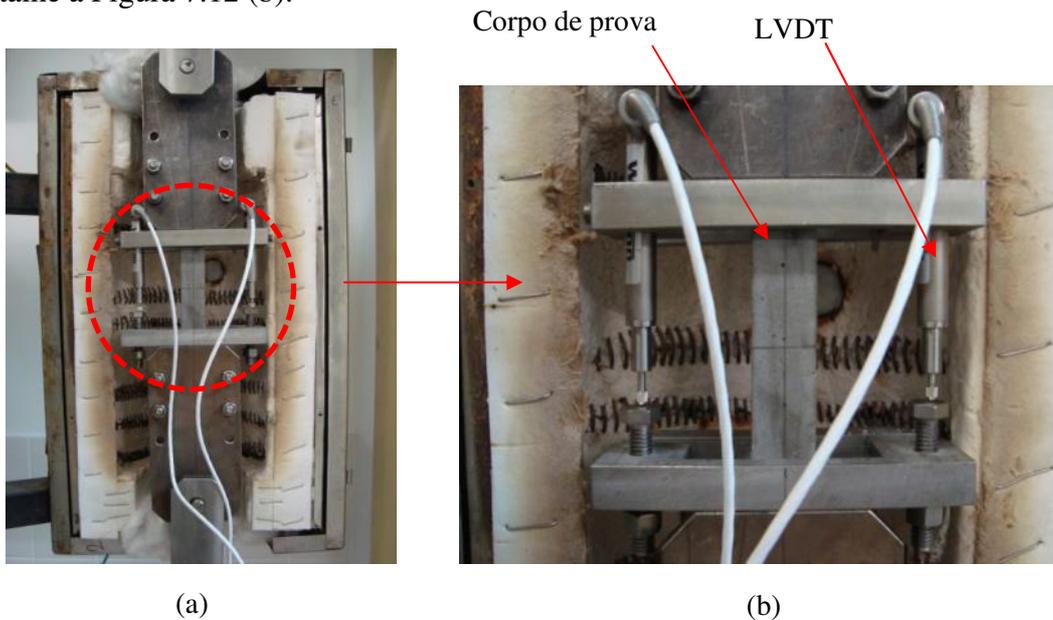


Figura 7.12 – Ensaio de fluência sob alta temperatura (a) configuração dentro do forno (b) detalhe dos LVDT's para medição da deformação diferida ao longo do tempo.

Termopares em contato com o corpo de prova dentro do forno foram utilizados para aferir a temperatura na superfície do compósito. Essa temperatura foi fixada em $60^{\circ}\text{C}\pm 2^{\circ}\text{C}$ ou $100\pm 2^{\circ}\text{C}$ durante os ensaios e os fornos aquecidos foram aquecidos em taxa de aquecimento de $1^{\circ}\text{C}/\text{min}$.

Os compósitos foram mantidos sob cargas constantes durante 70 dias e durante 10 dias foram efetuados registros da deformação após a retirada das cargas.

7.3 APRESENTAÇÃO E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

7.3.1 Influência da temperatura no comportamento mecânico à tração do SHCC

A Figura 7.13 (a) apresenta curvas representativas de tensão de tração *versus* deformação dos compósitos testados nas temperaturas de 22°C , 60°C e 100°C . Na Figura 7.13 (b) a Figura 7.13 (d) têm-se as imagens da seção central representativa dos corpos de prova após os testes de tração nas temperaturas mencionadas. Por fim, a Tabela 7.2 exibe os resultados médios de tensão e deformação máximos e de primeira fissura dos compósitos testados.

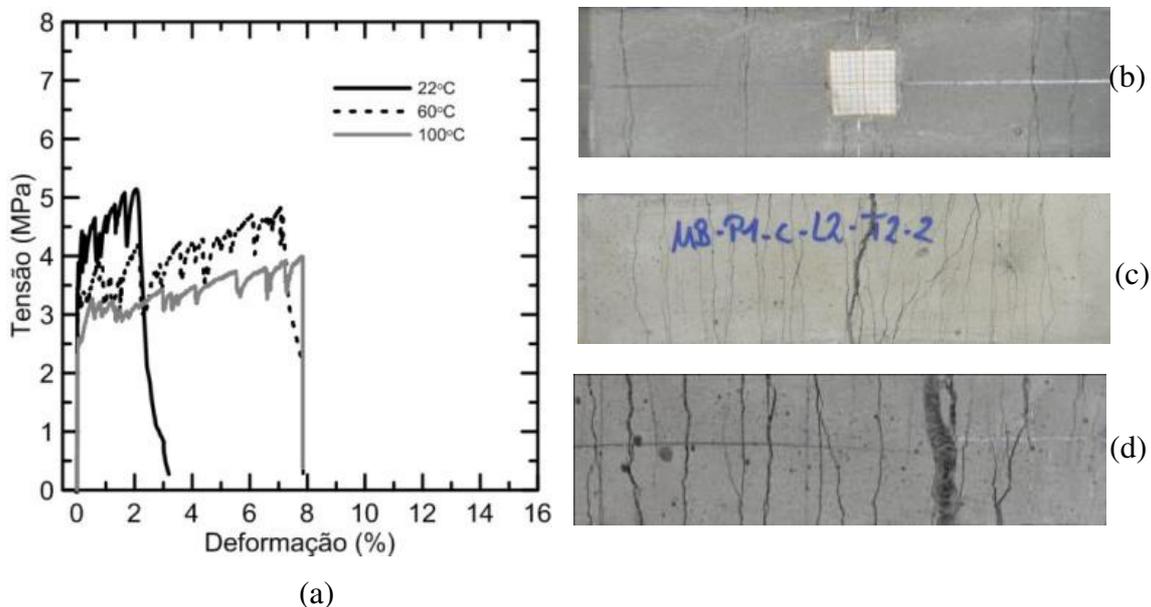


Figura 7.13 - Resposta tensão versus deformação à tração do estudo de fluência de corpos de prova de SHCC testados nas temperaturas de 22°C , 60°C e 100°C : (a) curvas representativas e (b) padrão de fissuração representativo de corpos de prova testado nas diferentes temperaturas.

Tabela 7.2 - Resultados médios do efeito da exposição dos corpos de prova de SHCC a temperatura *in situ* no comportamento a tração do SHCC (desvio padrão entre parênteses) do estudo de fluência.

Temperatura (°C)	Valores de $\sigma_{1^{\text{a}}}$ fissura		Valores máximos		Valores últimos	
	$\sigma_{1^{\text{a}}}$ (MPa)	$\epsilon_{1^{\text{a}}}$ (%)	σ_m (MPa)	ϵ_m (%)	σ_u (MPa)	ϵ_u (%)
22	3,67 (0,49)	0,02 (0,00)	4,80 (0,49)	2,10 (0,28)	5,01 (0,09)	2,06 (0,25)
60	3,28 (0,45)	0,03 (0,01)	4,27 (0,62)	6,30 (1,26)	4,27 (0,62)	6,30 (1,26)
100	2,76 (0,23)	0,02 (0,00)	3,65 (0,42)	7,14 (0,91)	3,65 (0,42)	7,14 (0,91)

$\sigma_{1^{\text{a}}}$ e $\epsilon_{1^{\text{a}}}$ = tensão de primeira fissura e deformação correspondente, respectivamente.

sd = desvio padrão e cv = coeficiente de variação.

σ_m e ϵ_m = valores de tensão e deformação máximos, respectivamente.

σ_u e ϵ_u = tensão última e deformação correspondente, respectivamente.

σ_u é a deformação no ponto onde ocorre localização do dano, isto é, após a formação das múltiplas fissuras no compósito, ocorre a abertura de uma das inúmeras fissuras, conduzindo à ruptura da amostra. A partir desse valor, a tensão é decrescente.

ϵ_u é a deformação referente à localização do dano.

Das curvas tensão *versus* deformação da Figura 7.13 (a) e da Tabela 7.2 nota-se que a tensão de primeira fissura e a resistência à tração máxima gradualmente são reduzidas com o aumento da temperatura. No entanto, a capacidade de deformação atinge o máximo valor em elevadas temperaturas (100°C), de forma que o compósito testado na temperatura de 22°C apresentou maior valor de tensão de tração média (5,01 MPa) e menor capacidade de deformação (2,06%), comparativamente aos compósitos ensaiados nas temperatura de 60°C e 100°C. As reduções na resistência à tração foram de 14,77% e 27,15% e os aumentos foram de 205,82% e 246,60% na capacidade de deformação com o aumento da temperatura de 22°C para 60°C e de 22°C para 100°C, respectivamente. A capacidade de deformação foi assumida como sendo a deformação no qual ocorreu a localização do dano na curva tensão *versus* deformação. MECHTCHERINE *et al.* (2012) apresentaram resultados semelhantes de SHCC reforçados com fibras de PVA submetidos a testes de tração em altas temperaturas (100°C, 60°C e 22°C), testados na mesma taxa de deformação ($3 \cdot 10^{-4} \text{ s}^{-1}$).

Para explicar o efeito da temperatura no comportamento mecânico à tração do compósito, as superfícies fraturadas dos corpos de prova testados nas temperaturas de

22°C e 100°C foram revestidas por fina camada de ouro e investigadas por microscopia eletrônica de varredura por elétrons retroespalhados. Imagens representativas das amostras são apresentadas nas Figuras 7.14 e 7.16.

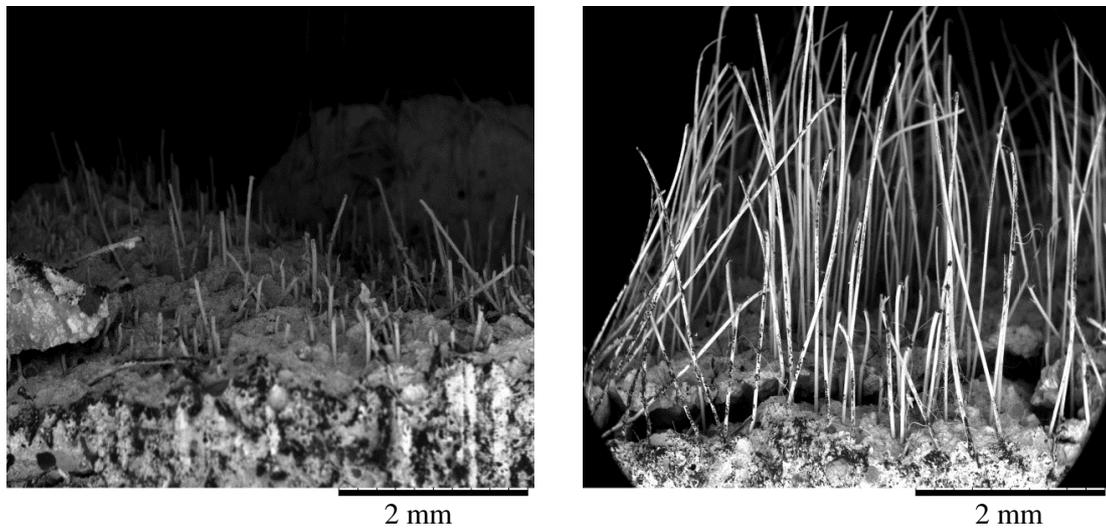


Figura 7.14 - Imagens por MEV de amostras fraturadas de testes à tração na temperatura de (a) 22°C e (b) 100°C.

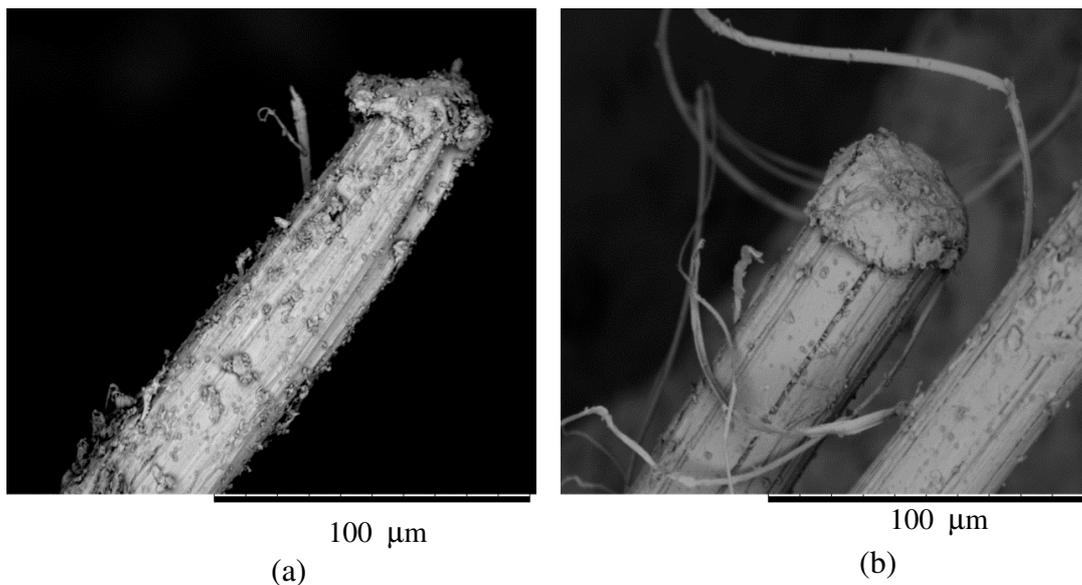


Figura 7.15–Detalhe de fibra PVA de imagens por MEV de amostras fraturadas de testes à tração na temperatura de (a) 22°C e (b) 100°C.

Nota-se da Figura 7.14 que o comprimento de arrancamento de fibra PVA a temperatura de 22°C é menor que à temperatura de 100°C. Uma possível explicação para esse comportamento é que o óleo que reveste as fibras de PVA se degrade com o acréscimo da temperatura. Esse óleo tem por finalidade reduzir a aderência fibra-matriz e aumentar a capacidade de deformação do compósito. Provavelmente já a partir de 60°C,

alterações físico-químicas ocorrem no óleo, acarretando em alterações no comportamento mecânico do *SHCC*. Desta forma, a aderência da fibra (adesional e química) à matriz é reduzida, reduzindo também a tensão de tração e aumentando a capacidade de deformação e a formação de fissuras no compósito. Estes mesmos mecanismos foram observados por MECHTCHERINE *et al.* (2012). Na Figura 7.15, a fibra a temperatura de 22°C apresenta mais produtos hidratados em sua superfície do que a 100°C. O mecanismo de ruptura de fibras foi mais frequente a temperatura de 22°C do que a 100°C, indicando melhor ancoragem e aderência fibra/matriz. As fibras testadas a 22°C apresentaram seção transversal reduzida, o que indica deformações plásticas. Com o aumento da temperatura, a resistência de aderência fibra/matriz foi reduzida e houve maior frequência de arrancamento de fibras. Também a 100°C, ranhuras nas fibras foram observadas, sendo indicativo de severas deformações elásticas e plásticas da fibra durante o arrancamento e contribuição para capacidade de absorção de energia do compósito. Maior frequência de desfibrilamento foi notada a 100°C.

7.3.2 Fluência no *SHCC*

A influência da condição superficial das amostras de compósito e da condição de cargas impostas na temperatura de 22°C foi estudada. A condição superficial das amostras de *SHCC* compreendeu amostras não fissuradas e amostras fissuradas após pré teste de tração (antes da imposição das cargas de fluência) até que a capacidade de deformação de 0,5% fosse atingida. A partir daí, o pré teste teste foi interrompido e algumas pequenas fissuras formaram-senas amostras. Os níveis de cargas constantes impostos às amostras corresponderam a 60% e 80% da tensão de primeira fissura. A tensão de primeira fissura foi medida nos corpos de prova com fissuração prévia ou estimada para os corpos de prova sem fissuração prévia por meio dos ensaios de caracterização à tração efetuadas.

Da mesma forma, a influência da temperatura de ensaio (22°C, 60°C e 100°C) também foi investigada em amostras previamente fissuradas e não pré fissuradas (íntegras).

7.3.2.1 Influência do nível de carga e da condição da amostra na deformação do SHCC diferida no tempo na temperatura de 22°C

A Figura 7.16 apresenta a curva representativa de tensão *versus* deformação sob tração direta de corpo de prova na condição previamente fissurada até a capacidade de deformação de 0,5% na temperatura de 22°C. Os corpos de prova foram submetidos aos testes de fluência sob cargas constantes de 80% ou 60% da tensão de primeira fissura na temperatura de 22°C. A Tabela 7.3 exhibe os valores médios e os desvios padrão das tensões de primeira fissura das amostras de compósitos pré fissurados e o valor médio adotado para a tensão de primeira fissura de amostras de compósitos não fissurados.

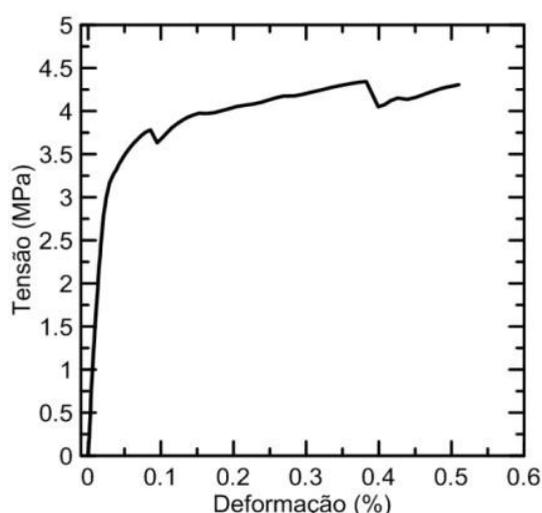


Figura 7.16 – Curva representativa tensão *versus* deformação da prévia fissuração das amostras até a capacidade de deformação de 0,5% e posterior aplicação de carga imposta aos compósitos no nível de 60% ou 80% da tensão de primeira fissura.

Tabela 7.3 – Valores individuais de tensão de primeira fissura de corpos de prova fissurados até 0,50% da capacidade de deformação.

Condição da amostra	Previamente Fissurados	Não previamente fissurados
Nível de carga	80% ou 60%	
σ_{1}^a fissura (MPa) e sd	3,89 (0,54)	3,67 (0,49)
Deformação correspondente e desvio padrão (sd)	0,03 (0,01)	0,02 (0,00)

Conforme apresentado na Tabela 7.3, o valor adotado para a tensão de primeira fissura para as amostras íntegras (não previamente fissuradas antes do início do teste de fluência) foi de 3,67 MPa. Esse valor foi adotado com base no teste de tração

monotônica efetuado na temperatura de 22°C e foi adotado para as amostras testadas na condição não fissurada submetidas a cargas constantes. Considerando 5,01 MPa como tensão última, também adotada dos testes de tração monotônica na temperatura de 22°C, os valores de tensão de 60% e 80% da tensão de primeira fissura média correspondem a 44% e 59% da tensão última.

A condição da amostra de prévia fissuração simula uma condição de grande carga real. Nessa condição um compósito *SHCC* entra na região de *strain hardening* e, após a retirada do carregamento, a carga é reduzida e volta a um nível menor de carga mantida.

a) Fluência de amostras inicialmente íntegras (não previamente fissuradas)

A deformação total (elástica e por fluência) e a recuperação (elástica e por fluência) não serão apresentados. As Figuras de 7.17 e 7.18 apresentam a deformação por fluência e a fluência específica¹² versus tempo para todas as amostras testadas na condição inicialmente íntegra nos níveis de carga estudados, os quais corresponderam a uma tensão imposta de 2,94 MPa (80% da tensão de primeira fissura) e 2,20 MPa (60% da tensão de primeira fissura). O padrão de fissuração dos corpos de prova testados ao fim dos testes (70 dias sob cargas) e antes da retirada das cargas é apresentado na Figura 7.19.

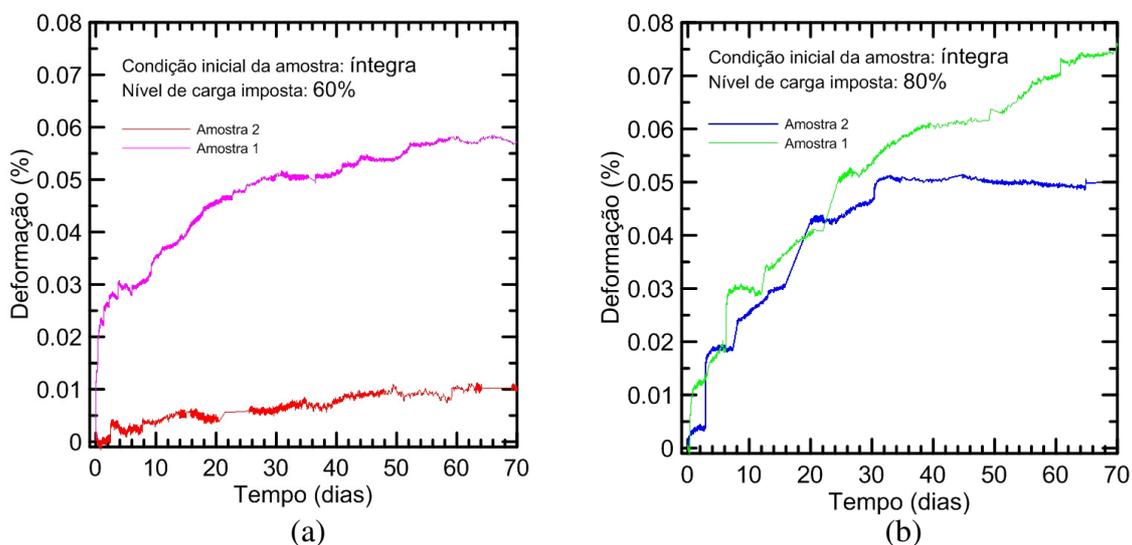


Figura 7.17 – Deformação (%) versus tempo de corpos de prova de *SHCC* inicialmente íntegros (não previamente fissurados) testados à temperatura de 22°C e com nível de tensão imposta de (a) 60% e (b) 80% da tensão de primeira fissura.

¹² Fluência específica é a deformação (%) dividida pela carga aplicada em MPA.

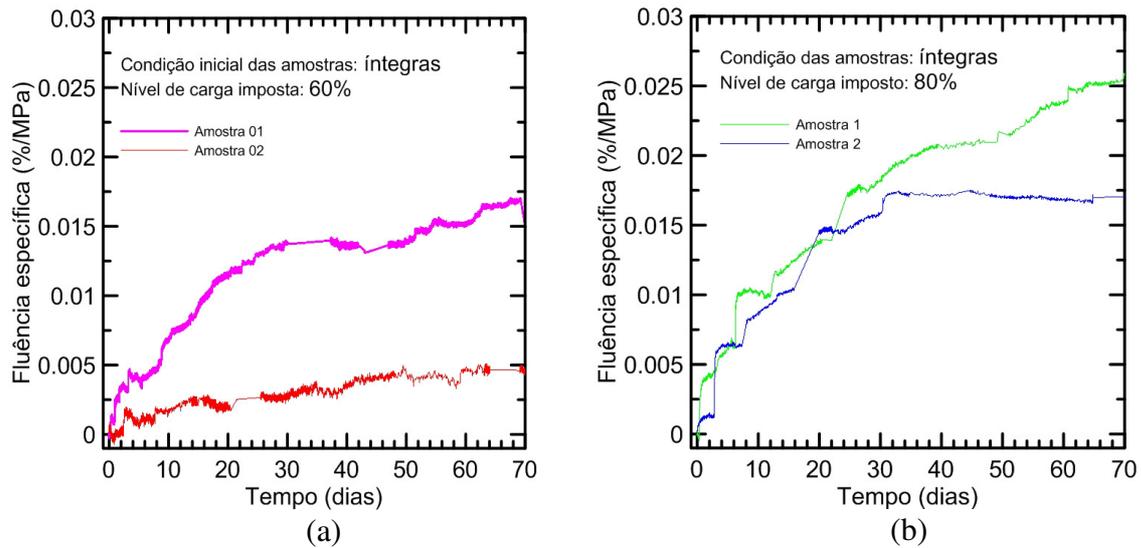


Figura 7.18 – Fluência específica (%/MPa) versus tempo de corpos de prova de SHCC inicialmente íntegros (não previamente fissurados) testados à temperatura de 22°C e com nível de tensão imposta de (a) 60% e (b) 80% da tensão de primeira fissura.

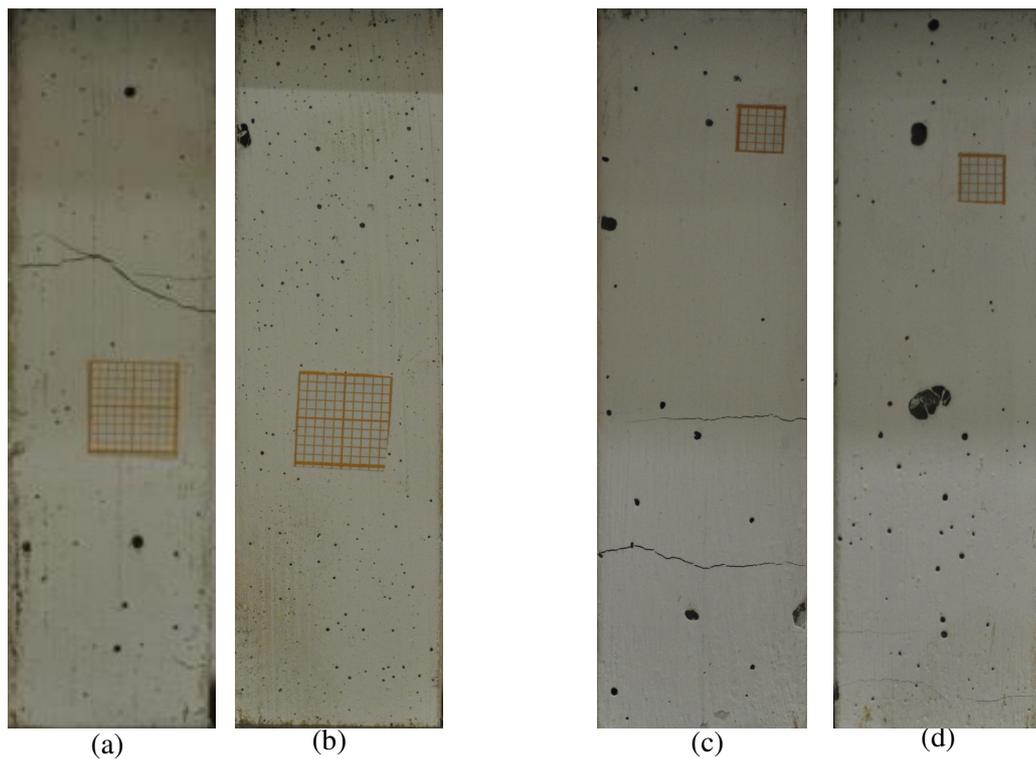


Figura 7.19 – Padrão de fissuração representativas de amostras de SHCC obtidas de teste de fluência aos 70 dias (fim do teste) na temperatura de 22°C de amostras inicialmente íntegras (não previamente fissuradas) no nível de carga imposta de (a) (b) 60% e (c) (d) 80% da tensão de primeira fissura.

A partir da Figura 7.17 e da Figura 7.18, nota-se para as amostras que fissuraram durante o teste, as deformações crescem rapidamente com a aplicação das cargas no início do carregamento e nos primeiros dias de testes, independente do nível de carga e depois a taxa de deformação parece diminuir com o tempo tendendo a estabilizar.

As deformações nos primeiros instantes e dias de testes não são constantes e isso pode ser atribuído à deformação da matriz, formação de fissuras e abertura de fissuras por arrancamento de fibras. BOSHOF (2007) em testes de fluência à tração de SHCC também notou esses mecanismos. Ainda nos primeiros instantes e dias de teste de fluência, nota-se das curvas que as deformações tiveram rápidos incrementos (“degraus”) e isto está relacionado com a formação de novas fissuras e/ou acréscimo de espessura de fissuras já existentes. BOSHOF *et al.* (2009a) também observaram esses rápidos acréscimos na deformação nas primeiras horas de carregamento e atribuíram à formação de fissuras. JUN (2010) relacionou esse “saltos repentinos” da deformação com o tempo a parcial perda de aderência da fibra à matriz.

Para a condição inicialmente íntegra, apenas duas amostras tiveram resultados válidos para os dois níveis de carga estudados. Para 60% de carga imposta, o corpo de prova 2 (amostra 2) não apresentou fissuras visíveis na face monitorada mesmo após 70 dias sob cargas, conforme apresenta a Figura 7.19 (b). Nessa amostra 2, a deformação por fluência foi de 0,010%, a qual corresponde a deformação da matriz. O mesmo comportamento não foi observado para o corpo de prova 1 que apresentou a formação de significativas fissuras ao fim dos testes sob carga imposta (Figura 7.19a) e deformação por fluência de 0,055% aos 70 dias de teste.

Para o nível de carga imposto de 80%, os dois corpos de prova testados apresentaram a formação e o desenvolvimento de fissuras, mostradas na Figura 7.19 (c) e Figura 7.19 (d). Contudo a amostra 1 apresentou fissuras com maior abertura, teve maior deformação (Figura 7.17 b) e maior fluência específica (Figura 7.18b). Essas fissuras nas amostras contribuíram para que as deformações de 0,050% e 0,075% lidas aos 70 dias de teste fossem obtidas.

Da Figura 7.17 observa-se também que a deformação por fluência do *SHCC* de corpos de prova não previamente fissurados parece ter sido mais dependente da formação de fissuras durante as cargas do que do nível de carga aplicada propriamente dita com o tempo. Porém, após a fissuração, esse nível de cargas torna-se importante e a fluência específica apresentada na Figura 7.19 indica a diferença nos níveis de carga estudados. O maior nível de carga tende a induzir a maiores deformações, seja por formação seja pela abertura de fissuras e maior fluência específica.

Os resultados encontrados estão de acordo com resultados obtidos por BOSHOFF e VAN ZIJL (2007) no qual eles observaram que a formação de uma de fissura e sua propagação em um corpo de prova não pré fissurado carregado com 50% da carga última de tração (2,13 MPa) e 0,95% da tensão de primeira fissura é uma possível causa de um rápido aumento na deformação de fluência. Desta forma, o corpo de prova que fissurou apresentou maior taxa de deformação por fluência comparado com o corpo de prova que não fissurou. Eles deram possíveis explicações para esse aumento na deformação por fluência: deformação das fibras pelo efeito de ponte entre as fissuras, arrancamento de fibras dependente do tempo e/ou a iniciação das fissuras dependente do tempo.

BOSHOFF *et al.* (2009a) apresentaram deformações/retrações máximas de aproximadamente -0,22% a +2,40% em corpos de prova de *SHCC* reforçado com fibras de PVA submetidos a diferente condição de cura, idade de teste, cargas impostas e condições da amostra.

ADENDORFF e BOSHOFF (2013) observaram valores de fluência unitária de 0,0025%/MPa a 0,0075%, de 0,0025 %/MPa a 0,0175%/MPa e de 0,015%/MPa a 0,021%/MPa para as cargas respectivas cargas de 2,13 MPa, 2,98 MPa e 3,41 MPa, correspondendo aproximadamente a 0,72%, 1,0 e 1,17% da tensão de primeira-fissura. Os corpos de prova romperam aos 49, 14 e 2 dias sob cargas. Os corpos de prova foram submetidos aos testes em condição saturada e isto também explica as diferenças obtidas nos resultados aqui encontrados.

JUN (2010) investigou o comportamento de fluência a tração de *SHCC* reforçado com fibras de PVA em corpos de prova selados carregados até 0,50% de deformação. Foram efetuados vários ciclos de carregamento/descarregamento e, em seguida, a carga foi mantida constante. Os tempos de falha para os dois corpos de prova testados foram 16 h e 5 h. O corpo de prova com maior tempo para ruptura atingiu deformação aproximada de 3%.

VAN ZIJL (2011) relata que os corpos de prova de *SHCC* reforçados com fibras de PVA testados por BOSHOFF (2007) não fraturaram mesmo após 18 meses sob cargas mantidas. A deformação registrada foi superior a deformação dos testes de tração monotônica e a capacidade de carga foi mantida mesmo para altos níveis de carga imposta (80% da resistência a tração última monotônica). Entretanto, para baixos níveis de carga mantida, parece que a deformação por fluência é controlada em concordância com o chamado conceito limite de fluência, isto é, a resposta de tensão-deformação sob carga monotônica na taxa de carregamento é infinitamente lenta.

Nas amostras que apresentaram fissuras, independente do nível de carga, ocorreu rápido aumento da deformação nos primeiros dias de teste e esse aumento avança com o tempo e com a abertura de fissuras, tendendo a estabilizar. Em paralelo, para a única amostra que não fissurou durante o teste, a taxa de crescimento da deformação é mais lenta e mais estável e a deformação tende a estabilizar mais rapidamente com o tempo.

Os corpos de prova que apresentaram as maiores deformações em cada nível de tensão imposta foram escolhidos para exibir seus padrões de fissuração. Desta forma, a Figura 7.20 e a Figura 7.21 mostram o desenvolvimento desse padrão de fissuração das amostras de *SHCC* sob cargas na condição inicialmente íntegra.

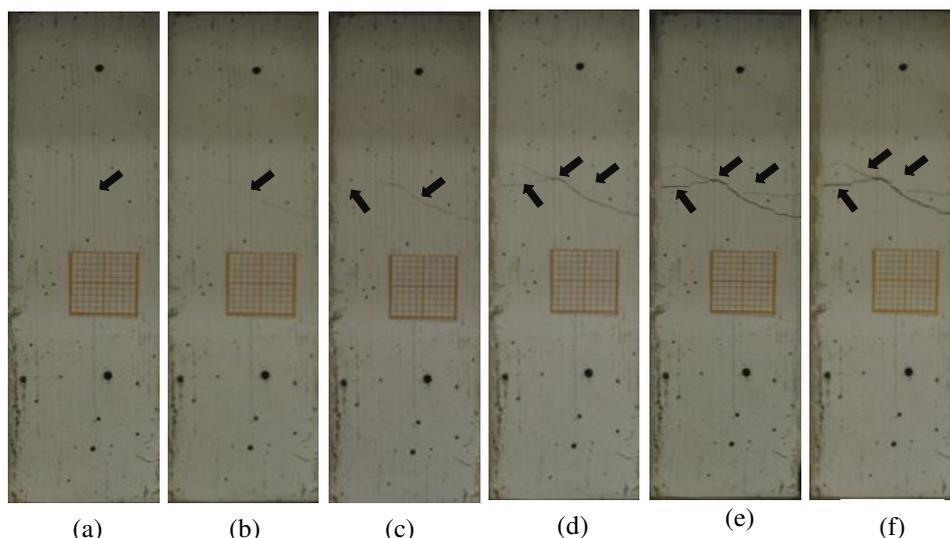


Figura 7.20 – Padrão de fissuração representativo de amostras de SHCC testada na condição não previamente fissurada sob cargas constantes de tração (a) a (f) 60% da tensão de primeira fissura (2,20 MPa).

A partir da curva de deformação por fluência *versus* tempo da Figura 7.20 e da evolução do padrão de fissuração apresentado na Figura 7.17 (a) do corpo de prova submetido a 60% da tensão de primeira fissura, tem-se:

- ✓ (a) a formação da primeira fissura no instante da imposição das cargas;
- ✓ (b) a propagação da primeira fissura 20 segundos após a sua formação e após a colocação de cargas;
- ✓ (c) a formação da segunda fissura 4 minutos após cargas;
- ✓ (d) a formação da terceira fissura 60 minutos após cargas. A propagação e o acréscimo da abertura dessas fissuras nos primeiros instantes de teste sob cargas são os responsáveis pelo rápido acréscimo da deformação formando um salto;
- ✓ (e) que após a formação das 3 fissuras, a deformação cresce em taxa reduzida e tende a estabilizar com o tempo, contudo o mecanismo de acréscimo de fissuras é dominante, sobretudo na idade de 17 dias;
- ✓ (f) que no 70º dia de teste, antes da retirada de cargas, a abertura de fissuras permaneceu um mecanismo dominante.

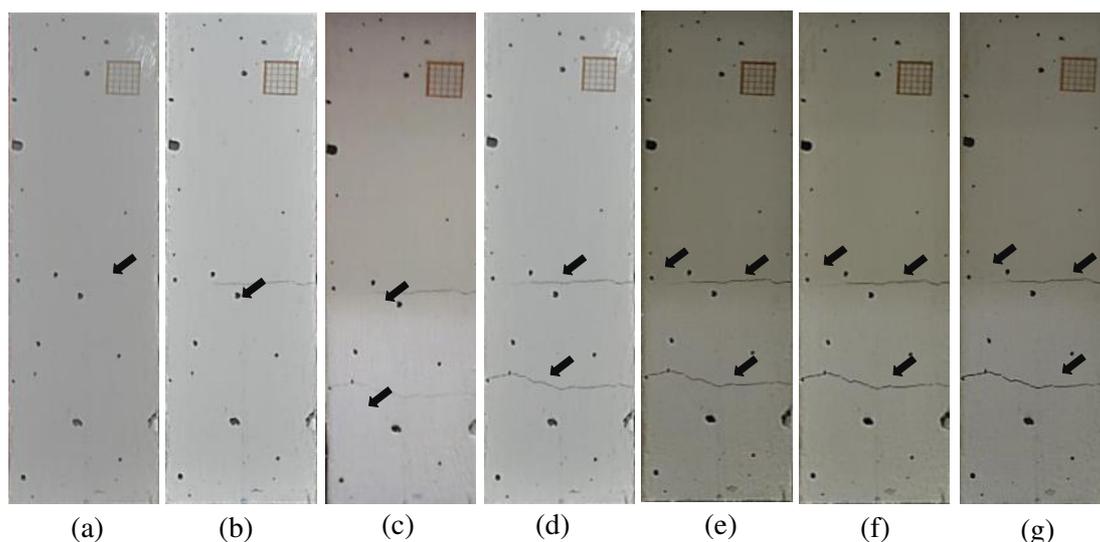


Figura 7.21 – Padrão de fissuração representativo de amostras de *SHCC* testada na condição não previamente fissurada sob cargas constantes de tração (a) a (g) 80% da tensão de primeira fissura (2,94 MPa).

Com base no padrão de fissuração exibido na Figura 7.21 e na curva deformação *versus* tempo da Figura 7.17 (b), tem-se para a amostra submetida ao nível de 80% da tensão de primeira fissura:

- ✓ a formação e a propagação da primeira fissura após 7 horas da imposição das cargas. Isto explica o rápido acréscimo da deformação;
- ✓ o acréscimo da espessura da primeira fissura, a qual também é responsável pelo incremento da deformação no 4º dia de teste;
- ✓ a formação e o desenvolvimento da segunda fissura no compósito, responsável pelo grande aumento repentino da deformação no 6º dia de teste;
- ✓ aos 14 dias de teste a espessura das fissuras é acrescida, causando um salto na curva deformação *versus* tempo;
- ✓ a progressiva abertura de fissuras sob cargas constantes aos 22 dias de testes expressa o rápido aumento na deformação com o tempo;
- ✓ a 3ª finíssima fissura formada no 28º dia de teste juntamente com a abertura de fissuras aos 28 dias de testes explicam o acréscimo (“degrau”) na deformação e
- ✓ por fim, antes da retirada das cargas, no 70º dia de teste nota-se que a abertura de fissuras foi um mecanismo bastante dominante.

A Tabela 7.4 apresenta a densidade de fissuras em relação à deformação lida durante os 70 dias de teste. As Figuras 7.22, Figura 7.23 e Figura 7.24 apresentam a densidade de fissuras, o espaçamento, a abertura média e a abertura máxima de fissuras das amostras testadas nos níveis de carga estudados.

Tabela 7.4 – Densidade de fissuras contadas a partir de amostras representativas de SHCC em condição não previamente fissurada em dois níveis de cargas impostas considerando 80 mm de gauge length e por metro em relação a deformação (%) lida durante durante os 70 dias sob cargas de fluência à tração.

Deformação (%)	Condição das amostras e nível de cargas impostas			
	Não previamente fissurada			
	60%		80%	
	N* em 80 mm	N*/m	N* em 80 mm	N*/m
0	0	0	0	0
0,01	3	38	1	13
0,02	3	38	2	25
0,03	3	38	2	25
0,04	3	38	3	38
0,05	3	38	3	38
0,06	3	38	3	38
0,07	-	-	3	38

N* é a densidade (número) de fissuras

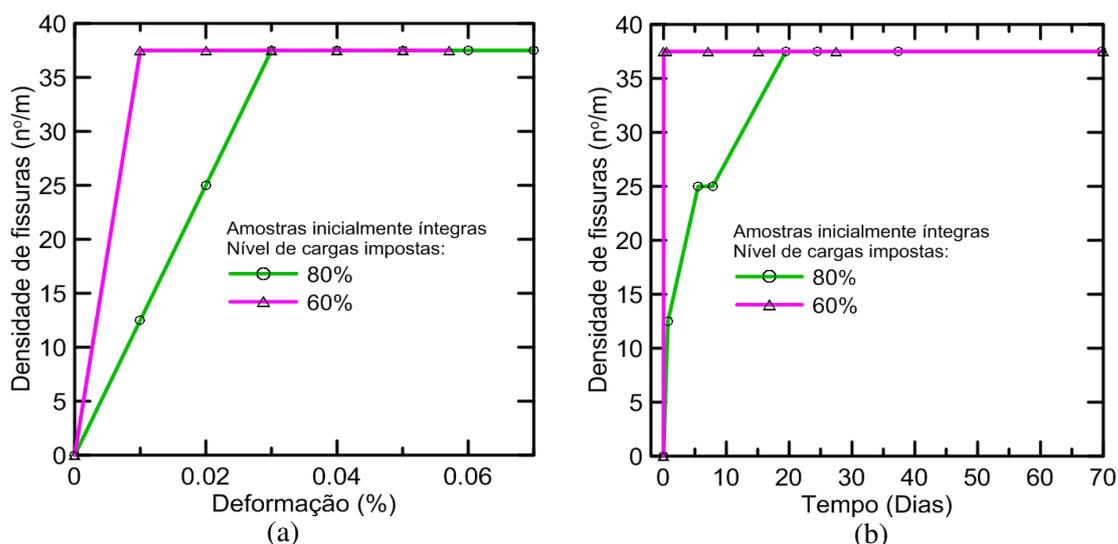


Figura 7.22 – Densidade de fissuração obtida do ensaio de fluência a temperatura de 22°C após 70 dias sob cargas (a) densidade de fissuras por metro versus deformação (b) densidade de fissuras por metro versus tempo (dias).

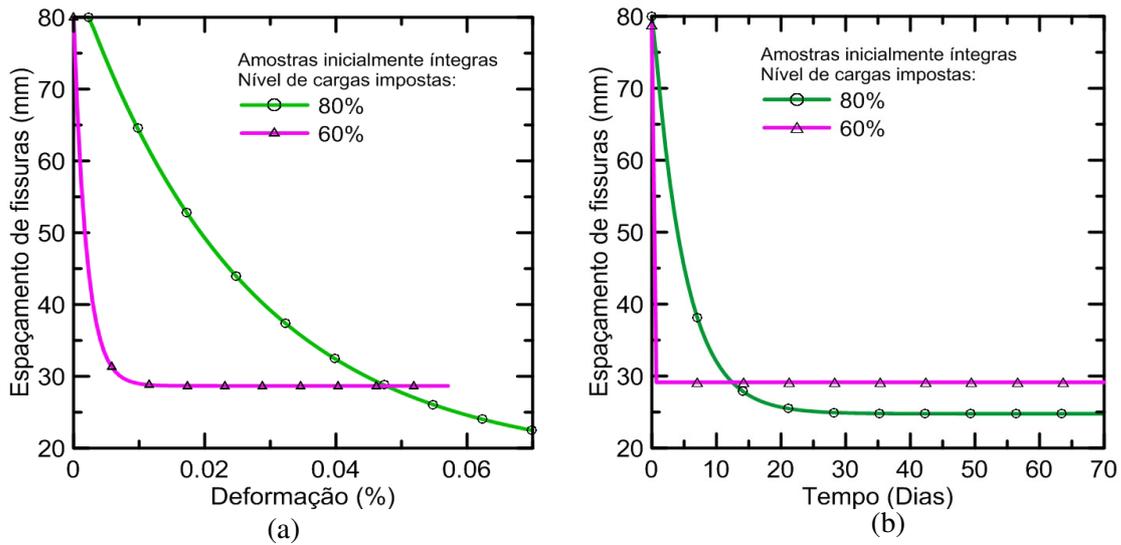


Figura 7.23 – Espaçamento de fissuras em milímetros (mm) obtidas dos ensaios de fluência sob cargas mantidas durante 70 dias à temperatura de 22°C em dois níveis de cargas 80% e 60% da tensão de primeira fissura de amostras não fissuradas (a) espaçamento de fissura (mm) versus deformação (%) (b) espaçamento de fissura (mm) versus tempo (dias).

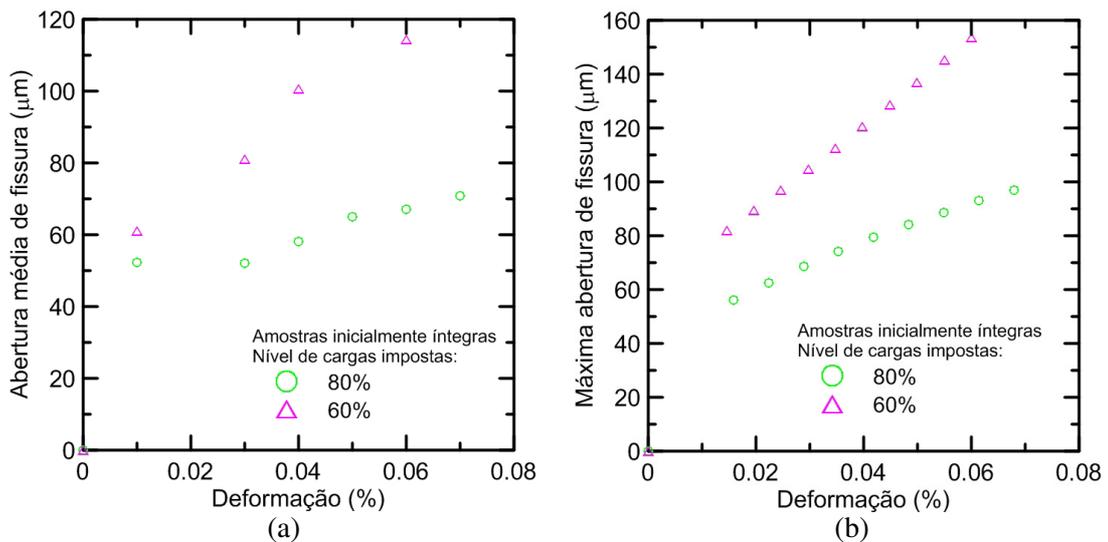


Figura 7.24 – Abertura de fissuras obtidas dos ensaios de fluência sob cargas mantidas durante 70 dias à temperatura de 22°C em dois níveis de cargas 80% e 60% da tensão de primeira fissura de amostras não previamente fissuradas (a) média (μm) versus deformação (%) (b) máxima (μm) versus deformação (%).

O nível de carga de 80% possibilitou menor espaçamento de fissuras com o tempo, menor abertura média e máxima de fissuras comparativamente ao nível de carga de 60%. Isto pode ser justificado como consequência do desenvolvimento “mais lento” de fissuras da amostra com maior nível de cargas (80%) ao longo do tempo do que para o menor nível de cargas (60%), muito embora ao fim dos testes, a quantidade de fissuras ocasionadas tenha sido igual para os dois níveis de teste. Esse desenvolvimento mais

lento de fissuras faz com que a matriz entre em sollicitação, deforme e fissure. De forma que no maior nível de carga, há deformação como resultado da contribuição da formação e abertura de fissuras, além da deformação da matriz espaçadas no tempo. No menor nível de carga, essa contribuição da matriz é menor, já que as fissuras ocasionadas foram formadas em menos tempo.

No início dos testes de fluência (até 20 dias), ao contrário do que se esperava, o nível de cargas maior (80%) induziu à menor formação de fissuras e menor deformação com o tempo. Após esse período, quando o número de fissuras foi igual para os dois níveis de carga aplicados nas amostras não previamente fissuradas, o maior nível de carga (80%) resultou em maiores deformações com tempo, comparativamente ao menor nível de carga (60%). Isso pode ser atribuído ao caminho na formação e desenvolvimento das fissuras.

Sob o ponto de vista de nível de cargas, para as amostras não fissuradas ao fim dos testes durante 70 dias não houve diferença em relação ao número de fissuras (38). Porém, para o nível de cargas de 80%, as fissuras foram formadas mais lentamente com o decorrer do tempo, o que permitiu inferir menor deformação no compósito.

b) Fluência de amostras previamente fissuradas até o nível de 0,5%

As Figuras 7.25 e 7.26 ilustram a deformação por fluência e a fluência específica desses corpos de prova.

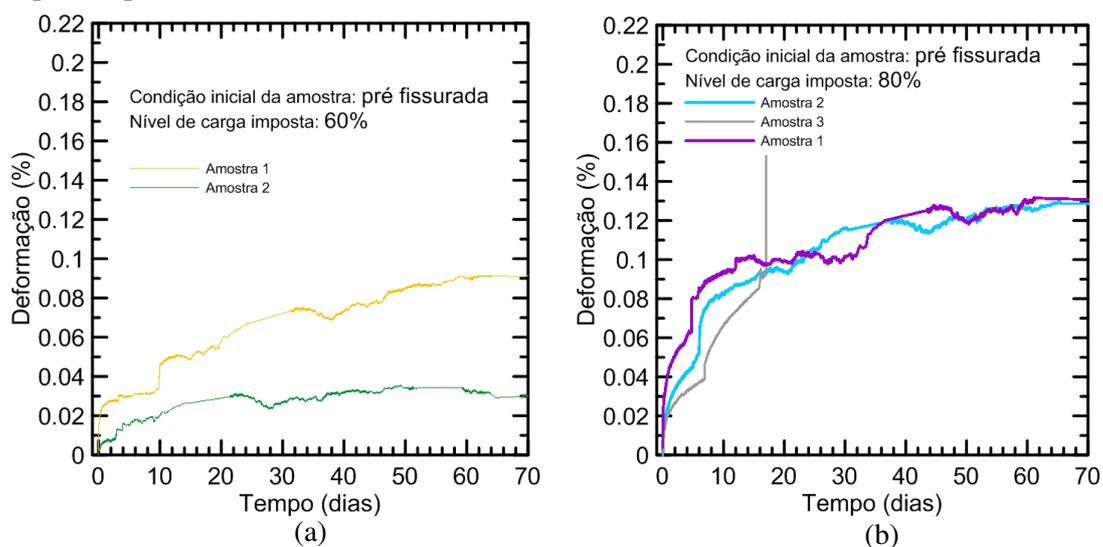


Figura 7.25 – Deformação (%) versus tempo na temperatura de 22°C de corpos de prova de SHCC nos níveis de tensão de 60% e 80% da tensão de primeira fissura em amostras previamente fissuradas.

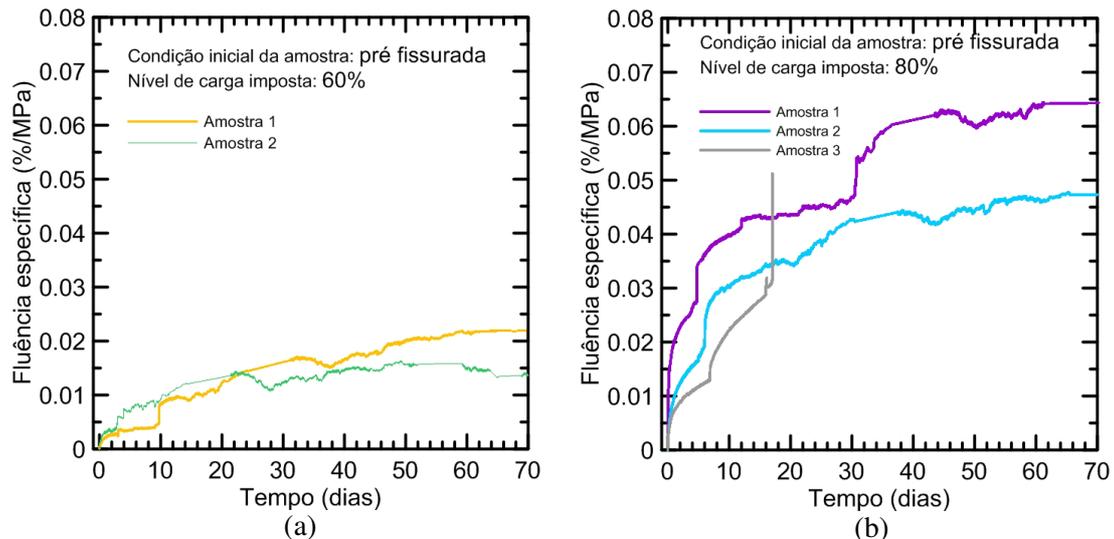


Figura 7.26 – Fluência específica de corpos de prova de *SHCC* na condição previamente fissurada nos níveis de tensão de 60% e 80% da tensão de primeira fissura *versus* tempo.

Na condição de 60% da tensão de primeira fissura para as amostras não íntegras, apenas duas amostras foram válidas para os testes. Uma amostra na condição previamente fissurada e nível de carga de 80% fissurou na idade de 18 dias com deformação de 0,15%. Da Figura 7.26 de corpos de prova previamente fissurados, nota-se de uma forma geral, assim como evidenciado para as amostras inicialmente íntegras, que o comportamento de deformação do *SHCC* é bastante dependente do tempo. As deformações crescem rapidamente com a aplicação das cargas no princípio do carregamento e nos dias primeiros dias de testes, sobretudo em as amostras pré fissuradas e com maior nível de carga (80% da tensão de primeira fissura) e depois a taxa de deformação parece diminuir com o tempo tendendo a estabilizar.

Essas deformações lidas no início do teste não são mais instáveis do que com o decorrer do tempo e isso pode ser atribuído à formação de novas fissuras e abertura de fissuras já existentes por arrancamento de fibras, o que pode causar rápidos incrementos na deformação (“degraus”). BOSHOFF (2007) notou esse mesmo mecanismo em teste de fluência à tração de *SHCC* e JUN (2010) atribuiu esse “saltos repentinos” na deformação com o tempo a parcial perda de aderência a fibra-matriz.

Da Figura 7.25 e da Figura 7.26, observa-se que a deformação por fluência de corpos de prova previamente fissurados de *SHCC* aumenta para os maiores níveis de carga

aplicada, contribuindo para a quantidade (formação) e o “caminho” de propagação de fissuras com o tempo. Desta forma, a alteração do nível de carga de 60% para 80% da tensão de primeira fissura impôs logo maiores deformações por fluência nas primeiras idades e isto avança com o tempo. Ao fim dos testes, no 70º dia, possibilitou incrementos na deformação de 0,03 e 0,09% para 0,13%, o que expressa um acréscimo de 44% na deformação total.

Por outro lado, para o menor nível de carga (60%), o acréscimo da deformação nas primeiras idades e com o tempo é mais lento atingindo valor médio de 0,06% e desvio padrão de 0,03% para as amostras testadas.

De forma geral, os resultados apresentados de deformação por fluência à tração são diferentes dos resultados apresentados pela literatura. BOSHOFF *et al.* (2009a) apresentaram deformações/retrações máximas de aproximadamente -0,22% a +2,40% em corpos de prova de SHCC reforçado com fibras de PVA submetidos a diferente condição de cura, idade de teste, cargas impostas e condições da amostra.

Da Figura 7.26, nota-se também que a fluência específica aumenta para os maiores níveis de carga aplicados com o tempo,

Desta forma, para o nível de cargas de 60%, a deformação apresentou valores de 0,015%/MPa e 0,022%/MPa e para o nível de 80%, valores entre 0,047%/MPa e 0,065%/MPa. BOSHOFF e VAN ZIJL (2007) apresentaram valores aproximados entre 0,028%/MPa e de 0,056%/MPa de fluência específica em corpo de prova na condição não previamente fissurada de SHCC reforçado com fibras de PVA após 70 dias sob cargas de 2,13 MPa (50% da tensão máxima e aproximadamente 0,95% da tensão de primeira fissura) e média de 0,068 %/MPa (0,68 mm/m/MPa) após 240 dias.

BOSHOFF *et al.* (2009a) apresentaram valores de fluência específica de SHCC diferentes dos obtidos aqui. Esses valores de fluência específica foram de 0,123 %/MPa a 1,4%/MPa (1,23 mm/m/MPa a 13,67 mm/m/MPa) para amostras seladas aos 15 dias de idade após cura por imersão em água e pré-fissurados até 1% de deformação. Esses corpos de prova com alto índice de umidade foram submetidos a cargas constantes de

0,4% a 1,0% da tensão de primeira – fissura (2,00 MPa) correspondendo a 30% a 80% da tensão última, respectivamente a tensões de 0,81 MPa a 2,11 MPa. Os valores de fluência obtido por estes autores foi diferente das condições de teste (cura, pre-fissuração, selo) efetuados no presente pesquisa.

Para tentar explicar as diferenças observadas na curva deformação *versus* tempo, o padrão de fissuração antes e imediatamente após a imposição das cargas para as amostras previamente fissuradas é apresentado na Figura 7.27.

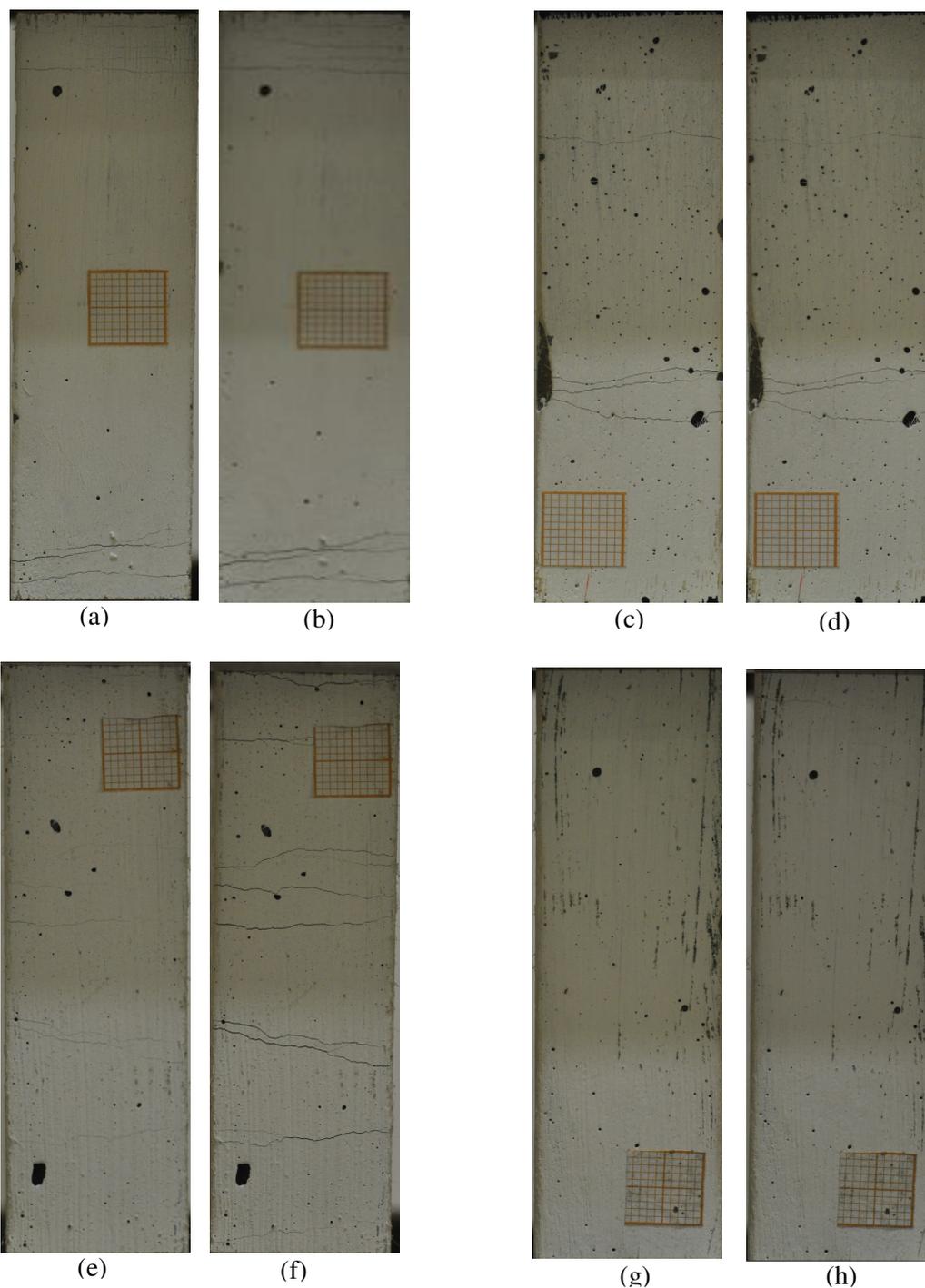


Figura 7.27 – Padrão de fissuração representativas de amostras de *SHCC* obtidas de teste de fluência antes do início do carregamento e aos fim dos testes aos 70 dias na temperatura de 22°C de amostras previamente fissuradas no nível de carga imposta de (a) antes e (b) 70 dias sob cargas da amostra 1 com nível de carga de 60%, (c) antes e (d) 70 dias sob cargas da amostra 2 com nível de carga de 60%, (e) antes e (f) 70 dias sob cargas da amostra 1 do nível de carga de 80%,(g) antes e (h) 70 dias sob cargas da amostra 2 do nível de carga de 80%.

Observando a Figura 7.27, nota-se que a imposição de cargas, ocasionou a abertura e aumentou a abertura de fissuras já existentes de alguns corpos de prova.

Para o nível de carga de 60%, a maior quantidade de fissuras ocasionadas na pré fissuração e após a imposição de cargas da amostra 1 (ver Figura 7.28 b) comparativamente a amostra 2 (ver Figura 7.29 d) ocasionou maior deformação (%) com o tempo (Figura 7.25a).

A amostra 1 e 2 do nível de carga de 80% previamente fissuradas apresentaram valor de deformação no 70º dia de 0,13% (Figura 7.25 b), contudo o padrão de fissuração das amostras na face monitorada foi diferente, conforme ilustra a Figura 7.27 (f) e a Figura 7.29 (g). A explicação para tal comportamento é que outras finas fissuras foram ocasionadas na corpo de prova 2, contudo elas se formaram em faces não monitoradas da amostra.

O padrão de fissuração com o tempo das amostras de *SHCC* na condição previamente fissurada está exibido na Figura 7.30. A Tabela 7.5 ilustra a densidade de fissuração das amostras.

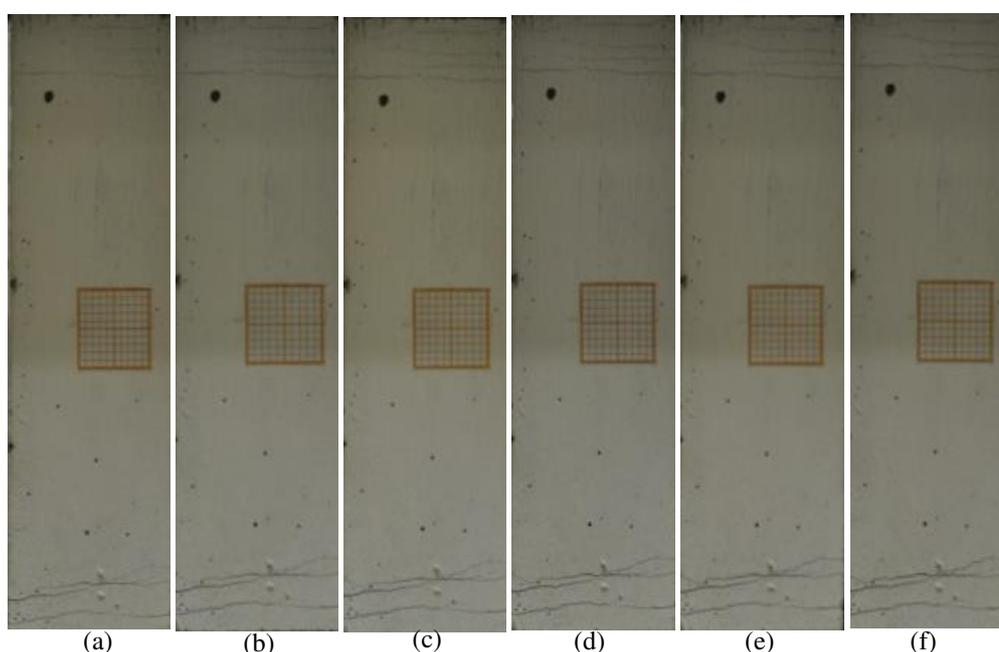


Figura 7.28 – Padrão de fissuração representativo de amostras de *SHCC* testada na condição previamente fissurada sob cargas constantes de tração (a) a (f) 60% da tensão de primeira fissura (2,20 MPa).

No padrão de fissuração da amostra de *SHCC* apresentado na Figura 7.28, podemos notar:

- ✓ as fissuras formadas na prévia fissuração;

- ✓ o acréscimo da propagação e da espessura de fissura existentes e a formação de uma fina fissura 70 minutos após o instante de colocação das cargas. Estes fenômenos ocasionaram rápido aumento da deformação no início dos testes, observado na curva deformação *versus* tempo da Figura 7.25 (a);

- ✓ ainda nos primeiros dias de teste, a deformação permaneceu constante com o tempo. Aproximadamente no 4º dia de teste, o espaçamento de fissuras reduziu tendendo a ser constante e a espessura de fissuras cresceu rapidamente, conforme apresenta a Figura 7.30;

- ✓ um rápido incremento da deformação no 10º dia de teste e pequenos incrementos entre 14 e 18 dias sob cargas , muito embora o número de fissuras, o espaçamento, a espessura média e a espessura máxima permaneçam praticamente o mesmo na face monitorada da amostra dentro das limitações da técnica de medição utilizada;

- ✓ (e) apartir dos 40 dias de teste, a espessura média e máxima de fissuras volta a aumentar, enquanto o espaçamento permanece constante (ver Figura 7.30), o qual justifica o acréscimo na deformação exibida na Figura 7.25 (a);

- ✓ no 70º dia de teste, antes da retirada de cargas, a espessura média de fissuras cresceu, mas não na mesma proporção da espessura máxima de fissuras. O espaçamento de fissuras conservou-se constante. A abertura de fissuras permaneceu um mecanismo dominante sob cargas constantes de tração.

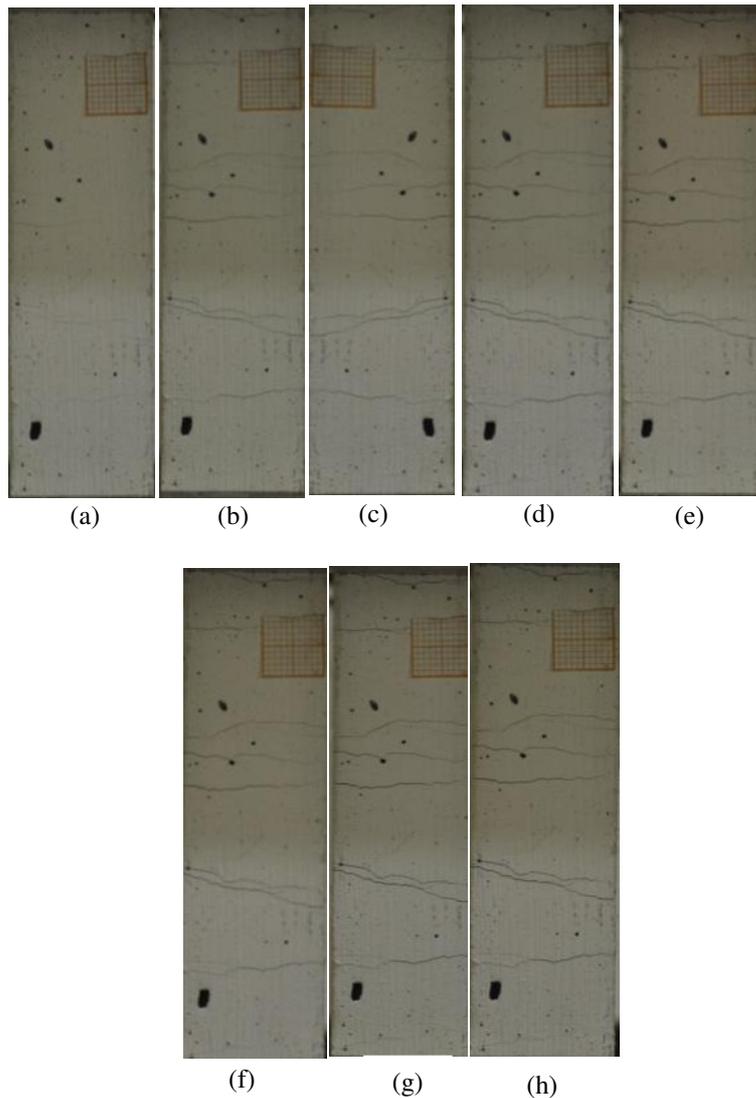


Figura 7.29 – Padrão de fissuração representativo de amostras de SHCC testada na condição previamente fissurada sob cargas constantes de tração (a) a (h) 80% da tensão de primeira fissura (2,94 MPa).

Com base no padrão de fissuração apresentado na Figura 7.29, na curva de deformação, na densidade, espaçamento, espessura média e máxima de fissuras, podemos notar:

- ✓ (a) as 8 fissuras formadas na prévia fissuração;
- ✓ (b) com as cargas, uma nova fissura foi ocasionada e há acréscimo na espessura das fissuras já existentes. A deformação cresceu rapidamente de forma que decorridos 14 minutos do instante final de colocação de cargas, a deformação atingiu 0,01%;
- ✓ (c) Após 90 minutos de duração do teste, a deformação atingiu 0,02% e mais 4 novas fissuras foram originadas. Ao total 5 novas fissuras ainda nos primeiros dias de teste, a deformação permaneceu constante com o tempo. O espaçamento de fissuras diminuiu

rapidamente com o tempo e com o acréscimo da deformação (Figura 7.30b), enquanto as espessuras média e máxima aumentaram (Figura 7.30e e Figura 7.30f);

✓ (d) no 4º dia de teste um rápido incremento da deformação foi ocasionado pela propagação e acréscimo na abertura de fissuras (Figura 7.30e) . O espaçamento entre as fissuras reduziu em menor proporção (Figura 7.30b). No 10º dia de teste, embora as espessuras máxima e média cresçam (Figura 7.30e e Figura 7.30f), a deformação tende a oscilar e a se manter contante neste período, conforme ilustra a Figura 7.25;.

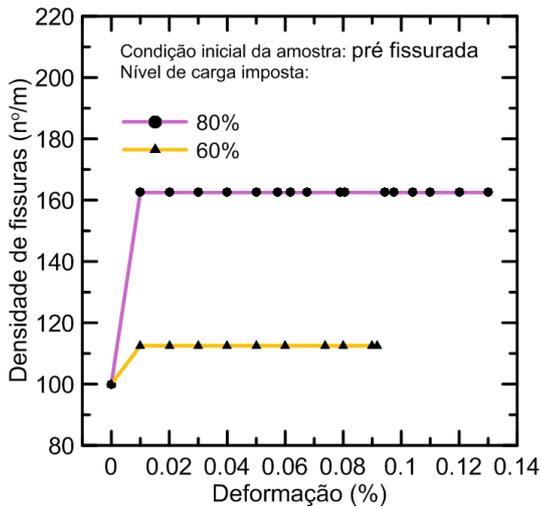
✓ (e) a deformação volta a crescer em 32 dias de forma que o espaçamento entre as fissuras é constante e a abertura rapidamente aumenta (Figura 7.30e).

✓ (f) no 70º dia de teste, antes da retirada de cargas, a espessura média de fissuras continua com tendência de acréscimo, assim como a espessura máxima. A deformação tende a estabilizar. A abertura de fissuras foi um mecanismo dominante sob cargas constantes de tração.

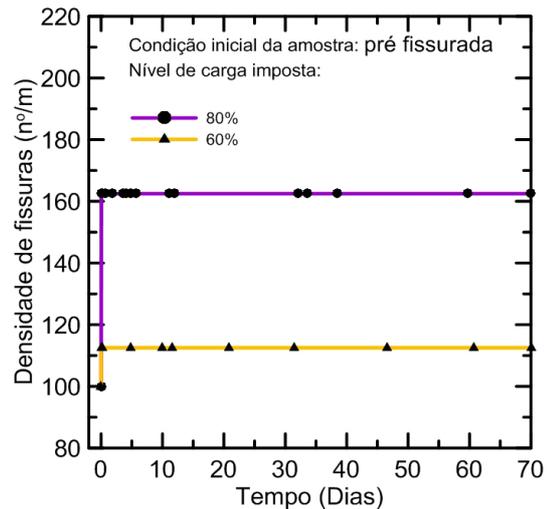
Tabela 7.5 – Densidade de fissuras contadas a partir de amostras representativas de SHCC em condição prévia de fissuração nos dois níveis de cargas estudados considerando 80 mm de *gauge length* e por metro em relação à deformação (%) durante 70 dias sob cargas de fluência à tração.

Deformação (%)	Condição das amostras e nível de cargas imposto			
	Previamente fissurada			
	60%		80%	
	N* em 80 mm	N*/m	N* em 80 mm	N*/m
0	8	100	8	100
0,01	9	113	13	163
0,02	9	113	13	163
0,03	9	113	13	163
0,04	9	113	13	163
0,05	9	113	13	163
0,06	9	113	13	163
0,07	9	113	13	163
0,08	9	113	13	163
0,09	9	113	13	163
0,10	-	-	13	163
0,11	-	-	13	163
0,12	-	-	13	163
0,13	-	-	13	163

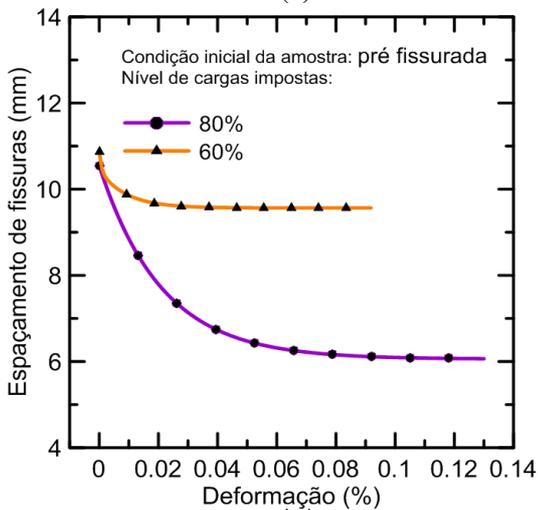
N* é a densidade de fissuras.



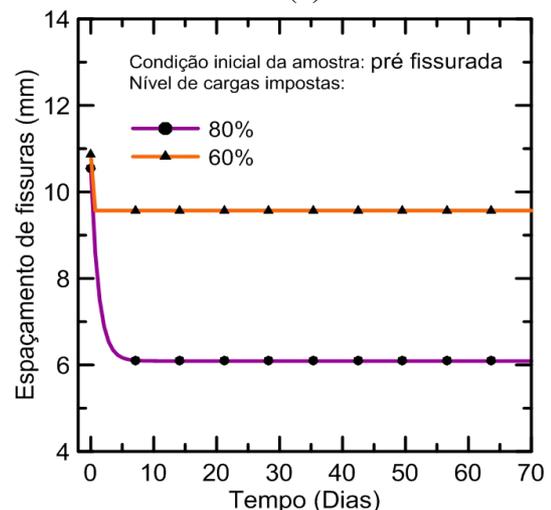
(a)



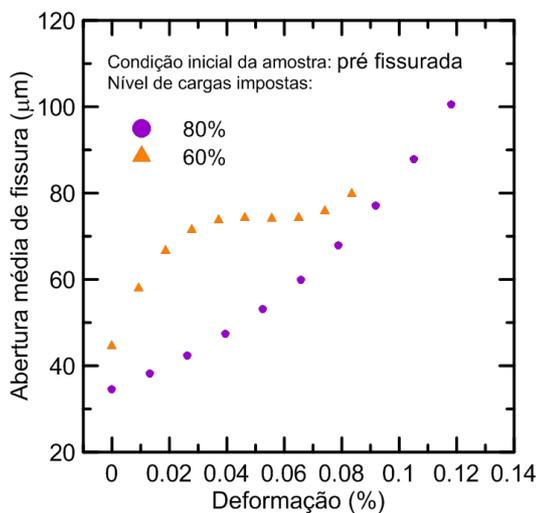
(b)



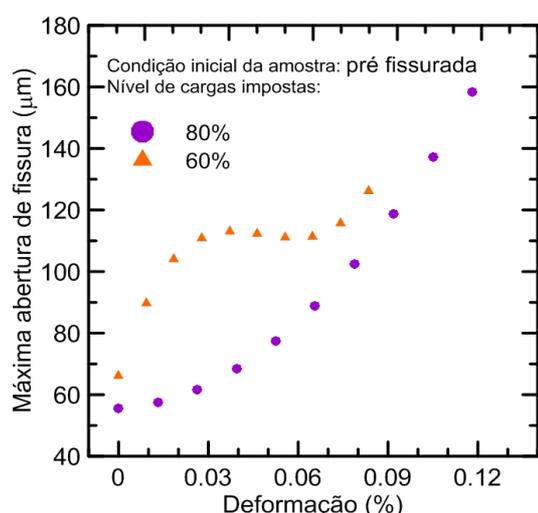
(c)



(d)



(e)



(f)

Figura 7.30 – Padrão de fissuração de corpos de prova previamente fissurados de SHCC obtidos dos ensaios de fluência na temperatura de 22°C em dois níveis de cargas 80% e 60% da tensão de primeira fissura (a) densidade de fissuras (mm) versus deformação (%) (b) densidade de fissuras (mm) versus tempo (dias) (c) espaçamento de fissura (mm) versus deformação (%) (d)

espaçamento de fissura (mm) *versus* tempo (dias) (e) abertura de fissuras (μm) *versus* deformação (%) e (f) máxima abertura de fissuras (μm) *versus* deformação (%).

O maior nível de carga (80%) possibilitou a formação de 5 novas fissuras após a imposição de cargas que o menor nível de cargas (60%), embora as amostras tenham partido de um mesmo número de fissuras (8) após a pré-fissuração. Isso denota que tanto a formação quanto a abertura de fissuras governaram o comportamento dependente do tempo. Para o menor nível de cargas imposto, apenas 1 única fissura adicional foi formada do início ao fim dos testes sob cargas constantes (70° dias), enquanto a deformação aumentou com o tempo. Isto mostra que o principal mecanismo foi o acréscimo da abertura de fissuras já existentes e não a formação de novas fissuras. Esse comportamento está em concordância com BOSHOF e VAN ZIJL (2007), os quais comentaram que durante a carga de tração mantida, novas fissuras podem iniciar-se e propagar-se e a magnitude e a taxa de deformação a tração aumentam depois que o *SHCC* fissura.

Da mesma forma, para os corpos de prova testados com maior nível de carga (80%) houve menor espaçamento entre as fissuras e menor abertura média e máxima delas até 0,09% de deformação ao fim dos testes.

É essencial que as condições de controle de fissuração sejam mantidas em condições de serviço. Para estruturas sujeitas a cargas cíclicas, ou cargas permanentes/mantidas relativamente altas, a largura das fissuras devem permanecer restritas abaixo de um nível além do qual o ingresso de cloretos, gases e umidade podem ser acrescidos (VAN ZIJL, 2011). Desta forma, a máxima espessura registrada durante os testes de fluência de 70 dias foi de aproximadamente 160 μm .

BOSHOF e ADENDORFF (2013) em testes de *SHCC* de fluência a tração sob cargas de 2,13 MPa (50% da tensão última e 0,95% da tensão de primeira - fissura) mediram abertura de fissuras de 200 μm após 7 dias de teste e de até 550 μm em 20 dias de teste. Cabe ressaltar que o *SHCC* testado por estes autores possuiu algumas diferenças em relação ao *SHCC* aqui apresentado. Essas diferenças foram na composição (areia de granulometria menor que 600 μm), na dimensão de amostra (30 x 16 x 230 mm), na

idade (14 dias), no tipo de cura (cura por imersão em água), no comportamento mecânico do SHCC e no preparo da amostra (não foram previamente fissuradas). Desta forma, foram ocasionadas diferenças no padrão de fissuração. O SHCC de BOSHOFF e ADENDORFF (2013) apresentou maior quantidade de fissuras e de maior espessura quando comparando ao padrão de fissuração das amostras aqui testadas previamente fissuradas. Para o SHCC testado, independente do nível de cargas e da condição da amostra, a vantagem da durabilidade do material não foi negativamente influenciada sob cargas com o tempo.

O arrancamento de fibras explica o acréscimo da abertura de fissuras em testes de fluência a tração, o qual é dependente do número de fissuras desenvolvidas. BOSHOFF (2007) e BOSHOFF *et al.* (2009a) concordam com isso e ressaltam que o deslocamento diferido no tempo que arranca a fibra sob cargas depende do estado de adesão da fibra a matriz.

O aumento da deformação por fluência com o aumento do nível de carga não foi linearmente proporcional ao aumento da abertura de fissuras em testes de fluência de SHCC, sobretudo para a condição previamente fissurada no nível de carga de 60%. BOSHOFF e ADENDORFF (2013) também observaram este comportamento em fluência de SHCC à tração. Há um leve aumento na abertura média de fissuras para a condição não previamente fissurada do que para a condição fissurada. Isto representa que o SHCC é estável mesmo fissurado em condição de serviço.

Em relação ao espaçamento de fissuras, independente da condição da amostra (previamente fissurada ou não), maior nível de carga imposto (80%) ao SHCC induziu a menor espaçamento entre as fissuras e não necessariamente fissuras mais amplas. Resultados contrários foram obtidos por BOSHOFF (2007) em amostras pré fissuradas a 1% de SHCC testadas sob fluência à tração. Este autor observou para os mais altos níveis de carga mantida a tração (80%), maior espaçamento de fissuras associado com fissuras mais amplas.

A condição das amostras, isto é, seu histórico de comportamento mecânico influenciou no comportamento sob cargas de fluência à tração. BOSHOF (2007) e BOSHOF *et al.* (2009a) apresentaram resultados similares.

7.3.2.2 Influência da temperatura na deformação do SHCC diferida no tempo

A influência da temperatura na deformação dependente do tempo foi avaliada em corpos de prova previamente fissurados e corpos de prova não previamente fissurados. Foi estudado apenas um nível de carga imposto às amostras (80% da tensão de primeira fissura). Os valores médios da tensão de primeira fissura obtidos para os corpos de prova fissurados estão apresentados na Tabela 7.6.

Para os corpos de prova não fissurados no instante da aplicação das cargas e início dos testes de fluência, os valores de tensão de primeira fissura adotados foram baseados nos testes de tração monotônica efetuados em cada temperatura. Esses valores também são apresentados na Tabela 7.6.

Tabela 7.6 - Resultados médios de tensão de primeira fissura e deformação (%) correspondente para os corpos de prova previamente fissurados para os testes de fluência do SHCC (desvio padrão entre parênteses).

Condição da amostra	Temperatura (°C)	Valor de tensão de primeira fissura ($\sigma_{1^{fissura}}$) e de deformação (ϵ) com respectivo desvio padrão		Valor de tensão constante aplicada (MPa)
		$\sigma_{1^{fissura}}$ (MPa)	ϵ na $\sigma_{1^{fissura}}$ (%)	
Não previamente fissurado	22	3,67 (0,49)	0,02 (0,00)	2,94
	60	3,28 (0,45)	0,03 (0,01)	2,62
	100	2,76 (0,23)	0,02 (0,00)	2,21
Previamente fissurado	22	3,89 (0,54)	0,03 (0,01)	3,11
	60	2,88 (0,42)	0,02 (0,01)	2,30
	100	1,63 (0,34)	0,01 (0,00)	1,30

a) Fluência de amostras inicialmente íntegras (não previamente fissuradas)

As deformações dependentes do tempo e a fluência específica *versus* tempo das amostras de SHCC íntegras testadas na temperatura de 22°C foram apresentadas na seção 7.3.2.1 e estão rerepresentadas a seguir na Figura 7.31 (a) e Figura 7.32 (a). Da mesma forma, essas mesmas figuras mostram os resultados na temperaturas 100°C para

amostras íntegras e submetidas a 80% da tensão de primeira fissura. Não foi possível apresentar os resultados de amostras inicialmente íntegras à temperatura de 60°C.

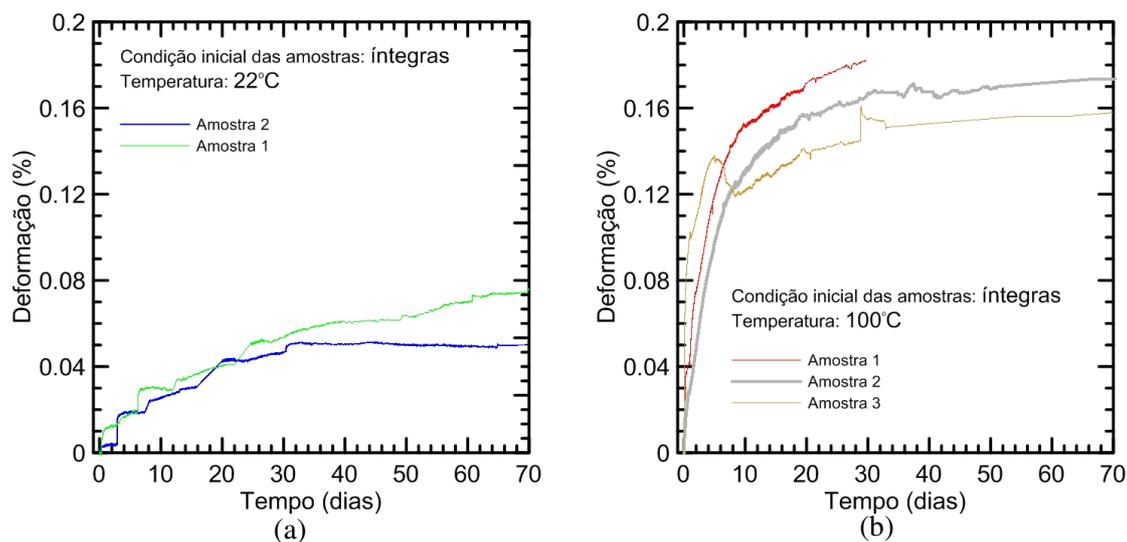


Figura 7.31 – Resultados de fluência à tração de *SHCC* inicialmente íntegras em termos de deformação (%) *versus* tempo (dias) a temperatura de (a) 22°C e (b) 100°C.

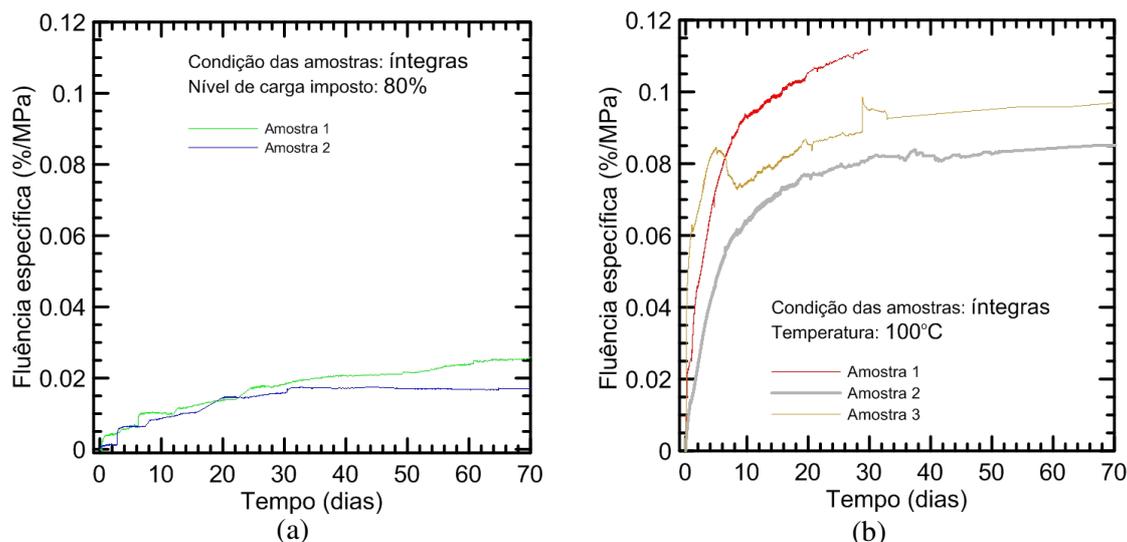


Figura 7.32 – Resultados de fluência à tração de *SHCC* inicialmente íntegras em termos de fluência específica (%/MPa) *versus* tempo (dias) a temperatura de (a) 22°C e (b) 100°C.

Nota-se da Figura 7.31 como comportamento geral que as deformações rapidamente crescem nos primeiros dias sob cargas para as amostras de *SHCC* testadas sob alta temperatura mais do que para a amostra testada a temperatura ambiente (22°C). Os mecanismos de formação e abertura de novas fissuras governaram o comportamento dependente do tempo, especialmente para alta temperatura.

Este comportamento permanece com o decorrer do tempo, isto é, o aumento da temperatura induziu a maiores deformações por fluência, mesmo ao fim dos testes. Este comportamento está em concordância com os testes efetuados em ensaios de tração sob efeito de alta temperatura em que com o aumento da temperatura ocorreu aumento da capacidade de deformação do compósito.

Para 22°C, apenas dois corpos de prova foram válidos para o teste. Para 60°C, os três corpos de prova testados fraturaram durante os testes nas idades iniciais com altos níveis de deformação e pra 100°C, um corpo de prova fraturou e outros dois não. A fratura das amostras testadas sob fluência provavelmente está associada a falhas internas nos corpos de prova durante a moldagem Para os corpos de prova que fraturaram sobretudo para a temperatura de 60°C, a fluência específica aumenta bastante.

O padrão de fissuração das amostras testadas no fim dos testes está exibido na Figura 7.33.

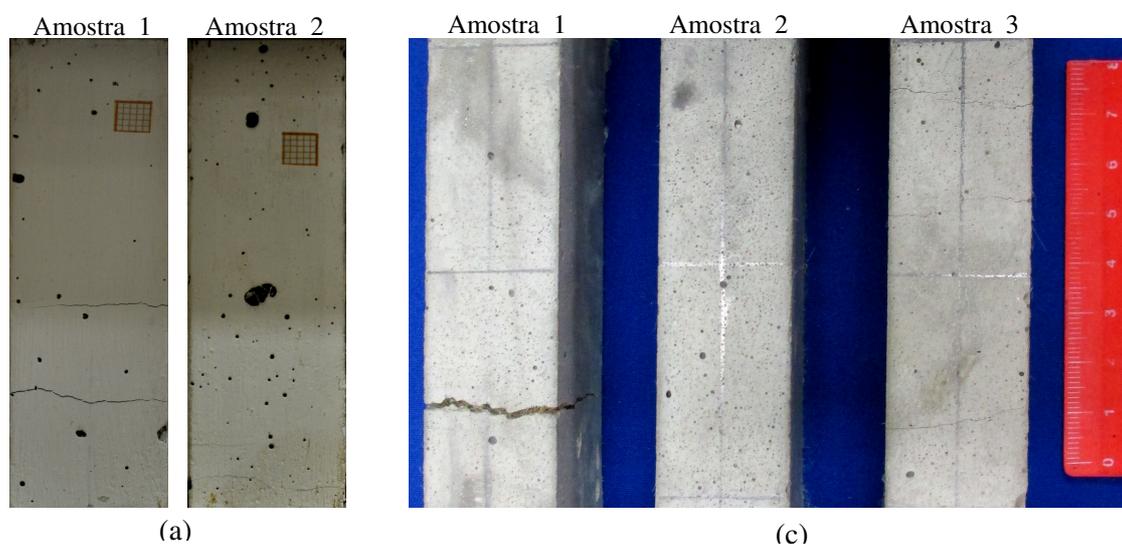


Figura 7.33 – Padrão de fissuração representativo de amostras de *SHCC* testada na condição não previamente fissurada sob cargas constantes de tração (a) 22°C e (b) 100°C.

A Figura 7.33 indica que o número de fissuras formadas na amostra de *SHCC* sob alta temperatura (100°C) é superior ao número de fissuras formadas a temperatura de 22°C, o que justifica a maior deformação registrada.

b) Fluência de amostras inicialmente pré fissuradas

Os resultados da influência da temperatura em amostras de *SHCC* previamente fissuradas estão apresentados na Figura 7.34 (deformação *versus* tempo) e Figura 7.35 (fluência específica *versus* tempo). O padrão de fissuração das amostras após a prévia fissuração (antes da imposição das cargas) e ao fim dos testes com 70 dias está ilustrado na Figura 7.35.

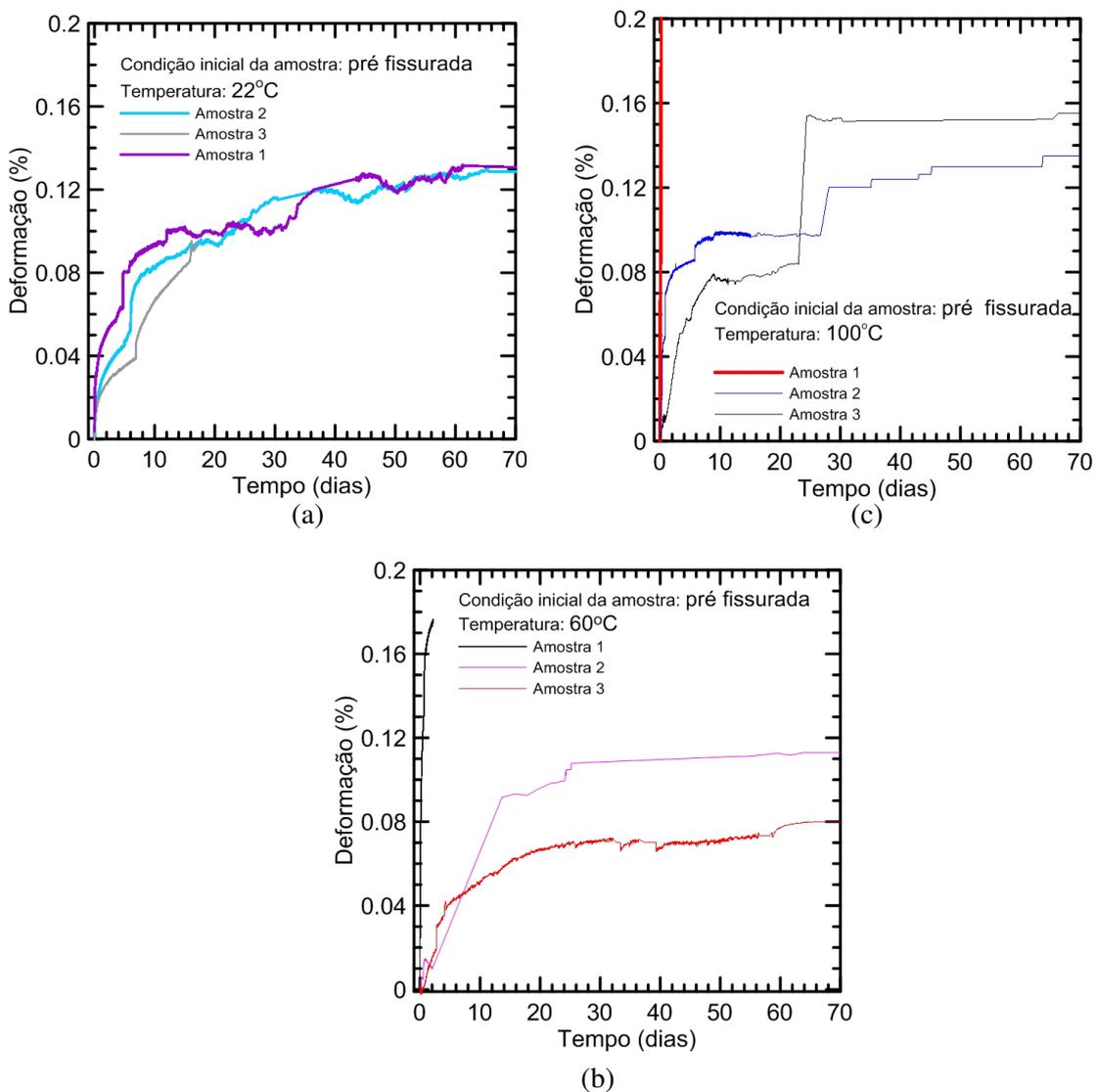


Figura 7.34 – Resultados de Fluência à tração de *SHCC* inicialmente previamente fissuradas em termos de deformação (%) *versus* tempo (dias) nas temperaturas de (a) 22°C (b) 60°C e (c) 100°C.

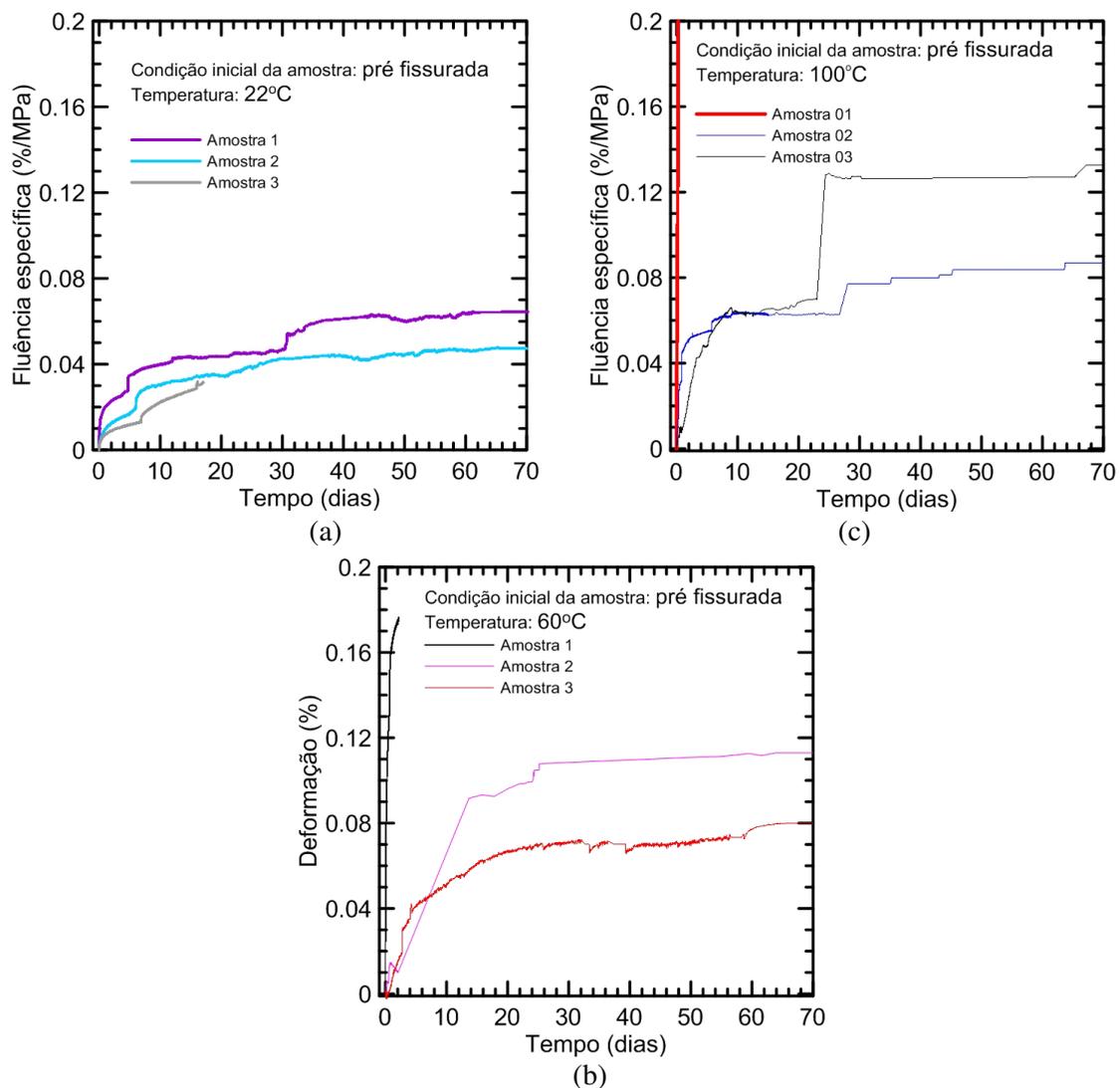


Figura 7.35 – Resultados de Fluência à tração de SHCC previamente fissuradas em termos de fluência específica (%/MPa) versus tempo (dias) a temperatura de (a) 22°C (b) 60°C e (c) 100°C.

Da Figura 7.34 nota-se que com a aplicação das cargas, houve aumento na deformação nos primeiros dias de carregamento, tanto pelo acréscimo da espessura das fissuras já existentes quanto da formação de novas fissuras. Esses fenômenos também foram observados pela literatura (BOSHOF *et al.*, 2009a).

Como resultado, houve maior deformação para a amostra previamente fissurada a temperatura de 22°C do que em altas temperaturas como consequência da forma (“caminho”) das fissuras ocasionadas na pré deformação (fissuração) e na fluência. Porém, os resultados de fluência específica indicam que o aumento da deformação não é

proporcional ao acréscimo da temperatura, de modo que, a amostra a 100°C possuiu maior fluência específica, seguido conjuntamente pelas amostras de 60°C e 22°C.

BOSHOFF (2007) e BOSHOFF *et al.* (2009a) comentam que o arrancamento de fibras explica o acréscimo da abertura de fissuras em testes de fluência à tração. O efeito desse depende do número de fissuras desenvolvidas. De acordo com BOSHOFF (2007), a importância do deslocamento diferido no tempo que arranca a fibra sob cargas depende do estado da fibra, isto é, se a fibra esta completamente aderida ou não. Se as fibras estiverem não aderidas, o deslocamento por fluência pode aumentar muito mais rápido do que no caso das fibras aderidas a matriz. Acredita-se que alterações na interface fibra- matriz colaboraram para os rápidos incrementos na deformação a temperatura de 100°C em amostras previamente fissuradas.

Desta forma, a permanência das amostras de *SHCC* no forno sob alta temperatura e cargas pode ter alterado o revestimento (*coating*) e as propriedades físico-mecânicas das fibras de PVA, modificando o comportamento da interface fibra/matriz e o comportamento mecânico do compósito e da matriz, como discutido no Capítulo 4, Capítulo 5 e Capítulo 6.

Para amostras de *SHCC* previamente fissuradas até 1% da capacidade de deformação, BOSHOFF *et al.* (2009a) impuseram cargas de 0,81 MPa, 1,32 MPa, 1,87 MPa e 2,11 MPa em amostras seladas, as quais corresponderam a 30%, 50%, 70% e 80% da tensão de primeira fissura. Apenas para o menor nível de carga, o fenômeno de retração ainda é dominante e de valor -0,01% atingindo até quase + 4% para o maior nível de carga. Os níveis de carga de 30%, 50% e 70% possuem níveis próximos de fluência unitária (0,38%/MPa a 0,5%/MPa), porém a 80%, a fluência unitária atinge 1,5%/MPa. Esses resultados foram diferentes dos obtidos pelo nível de imposição e cargas, presença do selo, nível e pré-fissuração, idade e condição de cura das amostras.

O padrão de fissuração analisando a influência da condição das amostras nas temperaturas testadas antes da imposição das cargas (após a pré-fissuração) e no fim das cargas (no 70º dia de teste) está apresentado nas Figuras 7.36 a 7.38.

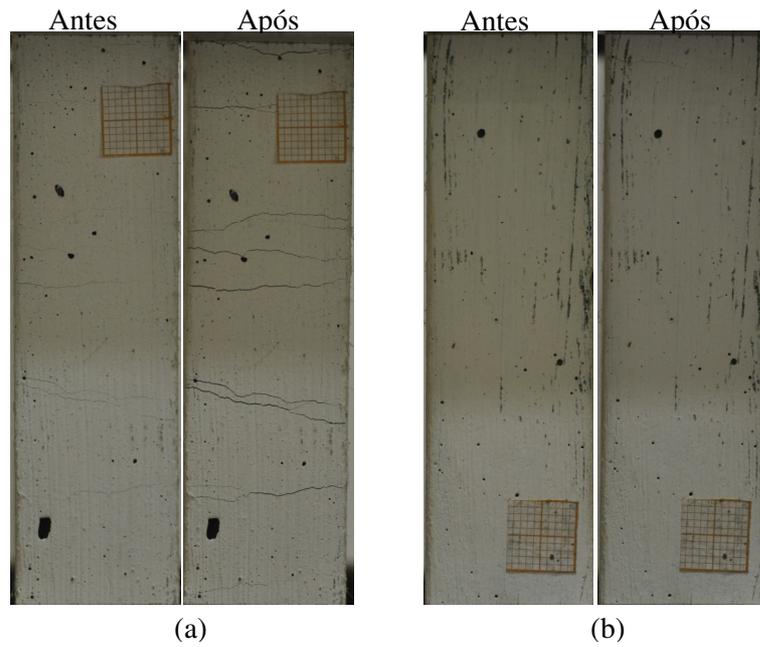


Figura 7.36 – Padrão de fissuração representativo de amostras de *SHCC* após prévia fissuração e antes de imposição de cargas contantes na temperatura de 22°C (esquerda) e após o fim dos testes (direita) (a) amostra 1 (b) amostra 2.

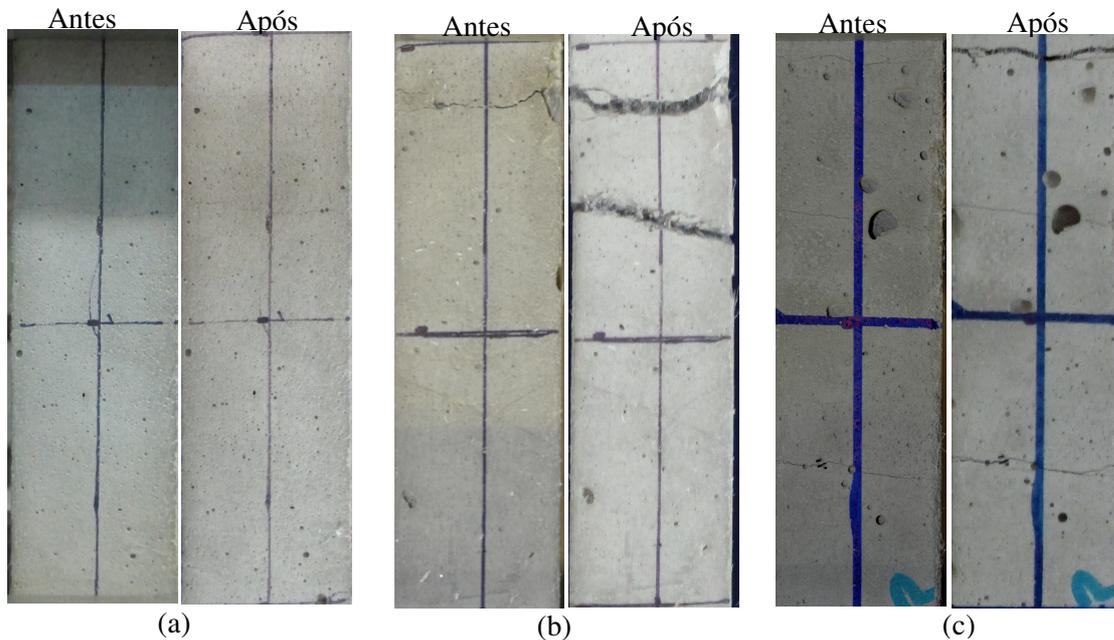


Figura 7.37 – Padrão de fissuração representativo de amostras de *SHCC* após prévia fissuração e antes de imposição de cargas contantes na temperatura de 60°C (esquerda) e após o fim dos testes (direita) (a) amostra 1 (b) amostra 2 (c) amostra 3.

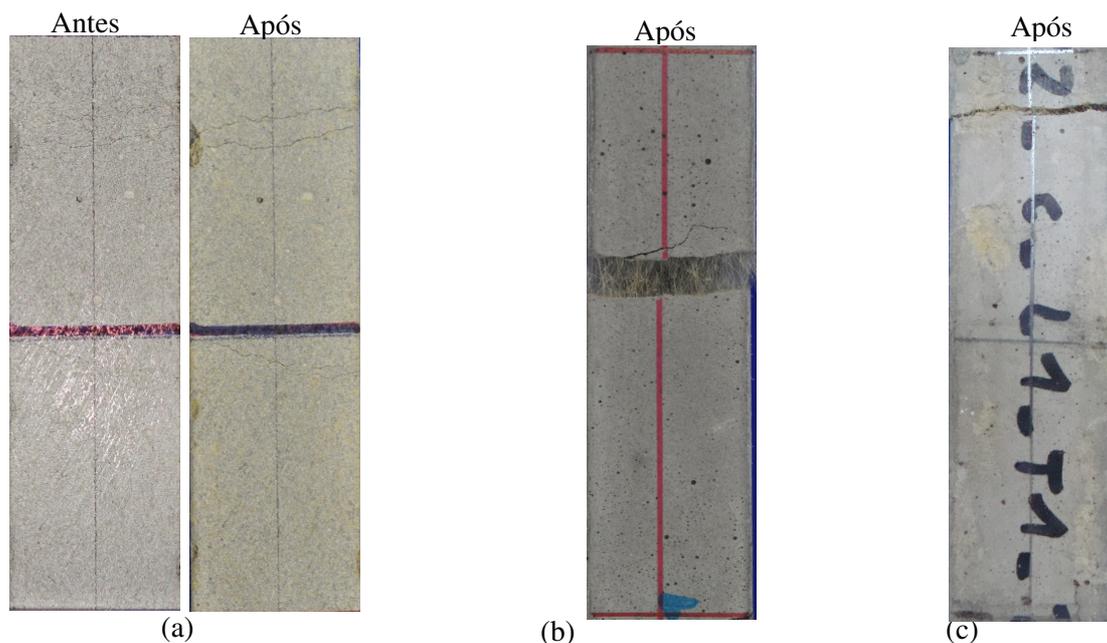


Figura 7.38 – Padrão de fissuração representativo de amostras de *SHCC* (a) amostra 1 após prévia fissuração (esquerda) e antes de imposição de cargas contantes na temperatura de 100°C (direita) (b) amostra 2 (c) amostra 3.

Nota-se que a temperatura impõe maiores abertura de fissura as amostras já previamente fissuradas. Isto fica evidente na fluência específica apresentada na Figura 7.35.

Da mesma forma quando se compara a influência da condição prévia da amostra (previamente fissurada e não previamente fissurada) sob alta temperatura, as fissuras prévias induzem as maiores deformações com o tempo, sobretudo sob alta temperatura.

7.4 CONCLUSÕES

Em relação ao nível de cargas da fluência na temperatura de 22°C: o maior o percentual de carga aplicada aos corpos de prova ocasionou maiores deformações (%) com o tempo. Para amostras previamente fissuradas (não íntegras), o acréscimo na imposição das carga de 60% para 80% da tensão de primeira fissura possibilitou incrementos na fluência específica de 0,015%/MPa e 0,025%/MPa para 0,050%/MPa e 0,070%/MPa, respectivamente. Para as amostras inicialmente íntegras, a diferença do nível de carga foi mais sutil, sendo mais importante a condição da amostra durante o teste (presença e desenvolvimento de fissuras).

Analisando um mesmo nível de cargas, a prévia fissuração possibilitou o aumento da deformação com o tempo, como resultado da formação de novas fissuras e da propagação de fissuras já existentes.

Na fluência, a temperatura afetou a deformação, a fluência específica e o padrão de fissuração das amostras. Para amostra de *SHCC* não previamente fissurada, a fluência específica sob alta temperatura (100°C) apresentou valor médio aproximado de 0,09%/MPa e para 22°C de 0,02%/MPa. Para a temperatura de 60°C, todas as amostras romperam no início dos testes. Para as amostras previamente fissuradas, valores aproximados de 0,10%/MPa, 0,09%/MPa, 0,05%/MPa foram obtidos para amostras testadas a 100°C, 60°C e 22°C. respectivamente.

8. CONCLUSÕES GERAIS

Nesse trabalho compósitos cimentícios tipo *SHCC* reforçados com fibras de PVA foram estudados. O efeito da alta temperatura *in situ* e da umidade acoplada foram considerados nas propriedades mecânicas à tração de fibra de PVA, no arrancamento de fibra e no compósito. O efeito da alta temperatura, da condição da amostra e do nível de carga aplicada foram avaliados também por fluência à tração.

O acréscimo da temperatura *in situ* influenciou as propriedades de tração de fibra de PVA, ocasionando uma redução na resistência à tração e no módulo de elasticidade e um aumento na deformação correspondente à ruptura. Em relação ao efeito da umidade, a resistência à tração, a deformação e o módulo de elasticidade foram pouco ou não alterados pela variação de umidade relativa do ar em altas temperaturas.

A interface fibra de PVA/matriz de *SHCC* foi significativamente alterada com o acréscimo da temperatura *in-situ*. Os resultados indicaram redução da tensão adesional fibra-matriz e no modo de fratura, ou seja, de fratura de fibra para arrancamento de fibra com o aumento da temperatura de 22°C para 100°C. Quanto ao efeito acoplado do nível de umidade interna e da temperatura de exposição *in-situ* no arrancamento de fibra, para todas as temperaturas testadas houve expressivo aumento da tensão adesional com a redução do nível de umidade de 95% para 0%. Em altas temperaturas a força adesional fibra-matriz é sempre menor que à temperatura ambiente (22°C).

Com base nos resultados apresentados, tem-se a que o aumento da temperatura afeta significativamente o comportamento mecânico do compósito, promovendo aumento da capacidade de deformação e redução da resistência à tração. Em relação ao efeito da umidade e da temperatura acoplados, foi notada uma expressiva redução da capacidade de deformação e aumento da resistência à tração com a redução do nível de umidade para altas temperaturas, assim como uma significativa modificação no padrão de fissuração dos corpos de prova. A temperatura ambiente, esse efeito não foi observado, exceto para umidade de 50%.

Para a fluência sob tração, a temperatura afetou a a deformação, a fluência específica e o padrão de fissuração das amostras. Para amostra de *SHCC* não previamente fissurada, os valores de fluência unitária sob alta temperatura (100°C) foram expressivamente acrescidos em comparação à temperatura ambiente (22°C). Para a temperatura de 60°C, todas as amostras romperam no início dos testes. Para as amostras previamente fissuradas, o mesmo comportamento foi observado, isto é, aumento da fluência específica com o aumento da temperatura de 22°C para 100°C, porém em menor escala.

SUGESTÃO PARA FUTURAS PESQUISAS

- ✓ Relacionar análises de dilatométrica de fibra PVA para verificar dilatações/retrações na fibra sob efeito da temperatura e da umidade.
- ✓ Realizar pesquisas de fluência em uma única fibra sob carga mantida (regime de carga controlada) e sob efeito de temperatura em vários níveis de carga.
- ✓ Estudar a fluência básica nos níveis de carga estudados 60% e 80% para corpos de prova não fissurados a 22°C e em alta temperatura de *SHCC*.
- ✓ Determinar a retração autógena e por secagem em amostras de *SHCC* sob alta temperatura em amostras de mesma geometria, dimensões e composições já estudadas.
- ✓ Correlacionar resultados de técnicas de microanálise, como infravermelho, nanoindentação com temperatura, neutrografia, tomografia, AFM, ressonância magnética nuclear, composição química orgânica, raios-X *etc* para investigar os fenômenos relacionados aos efeitos da temperatura na fibra e no compósito.
- ✓ Verificar os efeitos da temperatura *in situ* e da umidade no compósito e na matriz por meio de porosimetria por intrusão de mercúrio.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ADENDORFF, C.J., 2009, **The Time-Dependant Cracking Behaviour of Strain Hardening Cement-Based Composite**. Thesis of Master of Science, Stellenbosch University, Stellenbosch, South Africa.

ADENDORFF, C.J., BOSHOFF, W.P., 2013. Effect of sustained tensile loading on shcc crack widths. **Cement and Concrete Composites** v. 37, pp. 119–125, 2013.

AHMED, S. F. U., MIHASHI, H. " A review on durability properties of strain hardening fibre reinforced cementitious composites (SHFRCC)". **Cement and Concrete Composites** v. 29, pp. 365–376, 2007a.

ASANO, K.; KANAKUBO, T.; MATSUSHIMA, T. "Study on size effect in bending behavior of ECC". In: **Proceedings of Fracture Mechanics of Concrete and Concrete Structures - High Performance, Fiber Reinforced Concrete - FraMCoS-7**, pp.1617-1622, Jeju, May. 2010.

AVESTON, J., COOPER, G.A., AND KELLY, A., "**Single and Multiple Fracture**," in Properties of Fiber Composites, Proceedings of Conference of the National Physical Laboratory, Guildford, U.K., IPC Science and Technology Press, 1971.

BARREIROS, J., Fundações. Universidade Do Minho, Curso De Engenharia Civil , 3^a Edição, apostila, 2002

BAŽANT, Z.P., CHERN, J.C. "Concrete creep at variable humidity", **Materials and Structures** v.18, pp.1-20, 1985.

BENTUR, A., MINDESS, S. "**Fibre Reinforced Cementitious Composites**". Elsevier Applied Science. London and New York, 2^aedição, 2007.

ADENDORFF, C.J., BOSHOFF, W.P. "Effect of sustained tensile loading on SHCC crack widths **Cement and Concrete Composites**". **Cement and Concrete Composites** v.37, pp. 119–125, 2013.

BOSHOFF, W.P., VAN ZIJL, G. P. A. G. “Time-dependent response of ECC: Characterisation and modelling of creep and creep fracture”. In: **Proceedings of International RILEM Workshop on High Performance Fiber Reinforced Cementitious Composites (HPFRCC) in Structural Applications - PRO 49**, pp. 124-134, Honolulu, May. 2005.

BOSHOFF W.P., 2007.**Time-Dependant Behaviour of Engineered Cement-Based Composites**. Dissertation for Doctor of Philosophy in Engineering.University of Stellenbosch. Stellenbosch, South Africa.

BOSHOFF, W. P., VAN ZIJL, G.P.A.G. “Time-dependent response of ECC: Characterisation of creep and rate dependence”. **Cement and Concrete Research** v.37, pp. 725–734, 2007a.

BOSHOFF, W.P., VAN ZIJL, G.P.A.G. “Tensile creep of SHCC”. In: **Proceedings of the Fifth International RILEM Workshop - PRO 53: High Performance Fiber Reinforced Cement Composites (HPFRCC5)**, pp. 87-95, Mainz, Jul. 2007b.

BOSHOFF, W.P., MECHTCHERINE, V., VAN ZIJL, G.P.A.G. “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, pp. 779–786, 2009a.

BOSHOFF, W.P., MECHTCHERINE, V., VAN ZIJL, G.P.A.G.,. “Characterising the time-dependant behaviour on the single fibre level of SHCC: Part 2: The rate effects on fibre pull-out tests”. **Cement and Concrete Research** v.39, pp. 787–797, 2009b.

BROOKS, J. “Elasticity, shrinkage, creep and thermal movement”. In: NEWMAN, J., CHOC, B.S. (ed), **Advanced Concrete Technology: Concrete Properties**, 1 ed., chapter 7, Great Britain, Elsevier, 2003.

BRÜDERN, A.E., MECHTCHERINE, V, Effect of superabsorbent polymers on properties of strain-hardening cement-based composites, In: F. Dehn, H. Beushausen (Eds.), **International Conference on Performance-based Specifications for Concrete**, 2011, pp. 62–69, Leipzig, Germany.

CALLISTER JR., W.D. **Ciência e Engenharia dos Materiais**: uma introdução. Rio de Janeiro: LTC, 2002.

CARRAHER JR., C.E. "Carreraher's Polymer Chemistry", Ninth Edition, CRC press, p. 228, 2014.

ÇAVDAR, A. "A study on the effects of high temperature on mechanical properties cementitious composite (ECC)." In: **Proc. of The Seventh Int'l Symp. on Brittle Matrix Composites (BMC-7)**, pp. 37-46, Warsaw, Poland, 2013b.

ÇAVDAR, A. "The effects of high temperature on mechanical properties of cementitious composites reinforced with polymeric fibers". **Composites: Part B-Engineering**, v. 45, pp. 78-88, 2013.

CHANDRANGSU K., NAAMAN A.E. "Comparison of tensile and bending response of three high performance fiber-reinforced cement composites". In: **Proceedings of the Fourth International RILEM Workshop of High Performance Fiber Reinforced Cement Composites (HPFRCC4) – PRO 30**, pp. 259-274, An Arbor, 2003.

COSTA, D.R., OLIVEIRA, R. N., OLIVEIRA, B. G. R. B., THIRÉ, R. M. S. M., SOARES, G. D. A." Preparo e Caracterização de Blendas PVA-CMC como Biomateriais. In: **COLAOB- Congresso Latino Americano de Órgaos Artificiais e Biomaterais**. 22 a 25/08/2012, Natal/RN. pp.1-7, 2012.

DINIZ, J.Z.F., FERNANDEZ, J.F., KUPERMAN, C.S. "Retração e Fluência". In: ISAIA, G.C. (eds), **Concreto: Ciência e Tecnologia**, 1 ed., capítulo 19, São Paulo, IBRACON, 2011.

DOUGLAS, K.S.; BILLINGTON, S.L. "Rate dependence in high-performance fiber reinforced cement-based composites for seismic applications". In: **Proceedings of International RILEM Workshop on High Performance Fiber Reinforced Cementitious Composites (HPFRCC) in Structural Applications - PRO 49**, pp. 17-26, Honolulu, May. 2005.

DWECK, J. **Análises Térmicas**, notas de aula, 2010.

DWECK, J., CUNHA, A. L. C., PINTO, C. A., GONÇALVES, J. P., BÜCHLER, P. M., “Thermogravimetry on Calcined Mass Basis – Hydrated Cement Phases and Pozzolanic Activity Quantitative Analysis”, **Journal of Thermal Analysis and Calorimetry**, v.97, pp. 85-89, 2009.

ECC APLICATIONS <http://www.umich.edu/~acemrl/NewFiles/eccapp.html>, 20:09 h 04/09/15.

ELLIS, B., SMITH, R. **Polymers: a property database**. 2nd edition, CRC PRESS, 2009.

ERDEM, T.K. “Specimen size effect on the residual properties of engineered cementitious composites subjected to high temperatures”. **Cement and Concrete Composites** v. 45, pp; 1-8, 2014.

FAHMI, H. M., POLIVKA, M., BRESLER, B. “Effect of sustained and cyclic elevated temperature on creep of concrete.” **Cement and Concrete Research** v. 2, pp. 591-606, 1976.

FELEKOGLU, B., TOSUN-FELEKOGLU, K., RANADE, R., ZHANG, Q., LI, V.C., "Influence of Matrix Flowability, Fiber Mixing Procedure, and Curing Conditions on the Mechanical Performance of HTPP-ECC", **Composites: Part B** (2014). olhar agora direito pq ja foi publicado.

FHWA, Corrosion Costs And Preventive Strategies In The United States, Report by CC Technologies Laboratories, Inc. to Federal Highway Administration (FHWA), Office of Infrastructure Research and Development, Report FHWARD-01-156, September 2001.

TEPFERS, R *et al.* Bond of Reinforcement in Concrete: State-of-the-art report. 1st ed. Lausanne: **International Federation for Structural Concrete (fib)**; 2000.

FIDELIS, M.E.A., **Desenvolvimento e Caracterização Mecânica de Compósitos Cimentícios Têxteis Reforçados com Fibras de Juta**. Tese de D.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2010.

FISCHER, G., LI, V.C. “Effect of fiber reinforcement on the response of structural members. **Engineering Fracture Mechanics** v.74, pp. 258–272, 2007.

FROMAGEAU, J.; BRUSSEAU, E.; VRAY, D.; GIMENEZ, G.; DELACHARTRE, P.; “Characterization of PVA cryogel for intravascular ultrasound elasticity imaging”. **IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics and Frequency Control**, Volume: 50, Issue: 10. 2003, Page(s): 1318 - 1324.

GARAS, V.Y., KAHN, L.F., KURTIS, K.E.” Short-term tensile creep and shrinkage of ultra-high performance concrete”.**Cement and Concrete Composites** v. 31, pp.147–152, 2009.

GARAS, V.Y., KURTIS, K.E., KAHN, L.F. “Creep of UHPC in tension and compression: Effect of thermal treatment”. **Cement and Concrete Composites** v. 34, pp. 493–502, 2012.

GARCEZ, E.O. **Investigação do comportamento de engineered composites cementitious reforçados com fibras de polipropileno como material para recapeamento de pavimentos**. Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Programa de pós graduação em Engenharia Civil, Porto Alegre, Brasil, 2009.

GLINICKI, M.A., BRANDT, A.M. “Quantification of glassfibre – cement interfacial properties by SEM-based push-out test”. In: **Proceedings of the Fifth International RILEM Workshop - PRO 53: High Performance Fiber Reinforced Cement Composites (HPFRCC5)**, pp. 343-350, Mainz, Jul. 2007.

HAMOUSH, S., ABU-LEBDEH, T., CUMMINS, T., ZORNIG, BRIAN. “Pullout Characterizations of Various Steel Fibers Embedded in Very High-Strength

Concrete”. **American Journal of Engineering and Applied Sciences** v.3, pp. 418-426, 2010.

HORIKOSHI, T., OGAWA, A., SAITO, T., HOSHIRO, H. “Properties of polyvinylalcohol Fiber as Reinforcing Materials for Cementitious Composites. In: **International RILEM Workshop on HPRCC in Structural Applications – PRO 49**, pp. 145-154, Honolulu, May. 2005.

HUANG, X., RANADE, R., NI, W., LI.V.C. “ On the use of recycled tire rubber to develop low E-modulus ECC for durable concrete repairs”. **Construction and Building Materials** V. 46, pp. 134–141, 2013.

IBROVIĆ, V., LUKOVIĆ, M., SCHLANGEN, E. “Decorative Application Of Strain-Hardening Cementitious Composites ”. In: **Proceedings of the Third International RILEM Conference - PRO 97: Strain Hardening Cementitious Composites (SHCC3)**, pp. 365-391, Dordrecht, Nov. 2014.

IMAGEJ 1,44p. Image Processing and analysis in Java.

IMANN M.B., LI V.C. "Hygral behaviour of engineered cementitious composites (ECC)". **Int J Restoration Build Monuments** v. 9 (5), pp. 513–34, 2003a.

IONASHIRO, M. **Fundamentos da termogravimetria: análise térmica diferencial e calorimetria exploratória diferencial**. Giz Ed., 2004.

ROKUGO *et al.* “**Recommendations for design and constructions of high performance fiber reinforced cement composites with multiple fine cracks (HPRCC)**”. JAPAN SOCIETY OF CIVIL ENGINEERS, 2008.

JUN, P., **Behaviour of Strain-Hardening Cement-based Composites (SHCC) Under Monotonic and Cyclic Tensile Loading**. Thesis, Technische Universität Dresden, Dresden, Germany, 2010.

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, pp. 801–809, 2010.

KABELE P., NOVAK L., NEMECEK J., KOPECKY L. Effects of chemical exposure on bond between synthetic fiber and cementitious matrix. **In: Textile reinforced concrete – proceedings of the 1st international RILEM conference**, pp.91-99, RILEM Publications, 2006.

KANAKUBO, T., SHUMIZU, K., KATAGIRI, M., KANDA, T., FUKUYAMA, H., ROKUGO, K. "Tensile Characteristics Evaluation of DFRCC – Round Robin test results by JCI-TC-Testing method modeling of HPCRCC". **In: International RILEM Workshop on HPCRCC in Structural Applications – PRO 49**, pp. 27-36, Honolulu, May. 2005.

KANDA, T.; LI, V. C. "Interface Property and Apparent Strength of a High Strength Hydrophilic Fiber in Cement Matrix," **ASCE Journal of Materials in Civil Engineering** v. 10, n. 1, pp. 5-13, 1998.

KANDA, T., LI, V. C. "Multiple Cracking Sequence and Saturation in Fiber Reinforced Cementitious Composites," **Concrete Research and Technology, JCI, Vol. 9, n^o. 2**, pp. 19-33, 1998.

KATZ, A.; LI, V.C.; KAZMER, A. "Bond properties of carbon fibers in cementitious matrix". **Journal of Materials in Civil Engineering**, may, pp. 125-128, 1995.

KIM, D.J., EL-TAWIL, S., NAAMAN, A.E. "Correlation between single fiber pullout and tensile response of FRC composites with high strength steel fibers." **In: Proceedings of the Fifth International RILEM Workshop - PRO 53: High Performance Fiber Reinforced Cement Composites (HPCRCC5)**, pp. 67-76, Mainz, Jul. 2007.

KIM, D.J., EL-TAWIL, S., NAAMAN, A.E. “Rate-dependent tensile behavior of high performance fiber reinforced cementitious composites”. **Materials and Structures** v. 42, pp. 399–414, 2009a.

KIM, D.J., NAAMAN, A.E., EL-TAWIL, S. “High Performance Fiber Reinforced Cement Composites with Innovative Slip Hardening Twisted Steel Fibers”. **International Journal of Concrete Structures and Materials**v.3, pp. 119–126, 2009b.

KIM, D.J., NAAMAN, A.E., EL-TAWIL, S. “Correlation between tensile and bending behavior of FRC composites with scale effect”. In: **Proceedings of Fracture Mechanics of Concrete and Concrete Structures - FraMCoS-7**, pp.1379-1385, Jeju,May. 2010.

KOJIMA, Y., DUNG, L.A., ROKUGO, K., KOBAYASHI “Chloride proofing and rebar corrosion proofing performance of strain-hardening cementitious composite having cracks”. In: **Proceedings of the Third International RILEM Conference - PRO 97: Strain Hardening Cementitious Composites (SHCC3)**, pp. 61-68, Dordrecht, Nov. 2014.

KÖRMELING, H. A., REINHARDT, H. W. “Strain rate effects on steel fibre concrete in uniaxial tension”.**The International Journal of Cement Composites and Lightweight Concrete** v. 9, n. 4, pp. 199-204, 1987.

KUNIERA, M., ROKUGO, K. "Recent Progress on HPFRCC in Japan". **Journal of Advanced Concrete Technology** v.4, pp. 19-33, 2006.

KURARAY COMPANY, <http://www.kuraray.co.jp/kii/english/10.html>, acesso em 16/11/2014 às 22:00 h, 2014.

LAU, A., ANSON, M. “Effect of high temperatures on high performance steel fibre reinforced concrete”, **Cement and Concrete Research** v. 36, pp. 1698–1707, 2006.

LEPECH, M.; LI, V.C. "Preliminary findings on size effect in ECC structural members in flexure". In: **Proceedings International Symposium Brittle Matrix Composites 7**, Warsaw, pp. 57-66, Oct. 2003.

LEPECH, M.; LI, V.C. "Size effect in ECC structural members in flexure". In: **Proceedings Fifth International Conference on Fracture Mechanics of Concrete and Concrete Structures & Post-Conference Workshops –FramCos 5**, pp. 1059-1066, Vail, Apr. 2004.

LEPECH, M.D., LI, V.C. "Long term durability performance of engineered cementitious composites. **Restoration Of Buildings and Monuments** v. 12, n. 2, pp.119-132, 2006

LEPECH, M.D., LI, V.C. "Large-scale processing of engineered cementitious composites". **ACI Materials Journal**, pp. 358-366, 2008.

LEPECH, M.D., LI, V.C. "Long term durability performance of engineered cementitious composites". **Restoration of Buildings and Monuments** v. 12, pp. 119-132, 2006.

LEPECH, M.D., LI, V.C. "Water permeability of engineered cementitious composites". **Cement and Concrete Composites** v.31, pp. 744–753, 2009.

LI, V. C. WANG, Y. AND BACKER, S., "Effect of inclining angle, bundling, and surface treatment on synthetic fiber pull-out from a cement matrix. **Composites** v. 21, pp. 132-140, 1990.

LI, V. C., 1992, —Post-Crack Scaling Relations for Fiber Reinforced Cementitious Composites, **ASCE Journal of Materials in Civil Engineering**, V. 4, n°1, pp. 41-57.

LI, V. C. "Post crack scaling relations for fiber reinforced cementitious composites", **ASCE J. Mater.Civil Eng.** n 94, pp. 41-57, 1992.

LI, V.C., WU, H.-C. “Conditions for pseudo strain-hardening in fiber reinforced brittle matrix composites”. **App. Mech Rev** v. 45, n. 6, Aug 1992.

LI, V.C., LEUNG, C.K.Y. “Steady-state and multiple cracking of short random fiber composites”. **Journal Eng. Mech.** v. 118, pp. 2246-2264, 1992.

LI, V. C. “From micromechanics to structural engineering--The design of cementitious composites for civil engineering applications”, **J. Struct. Mech. Earthquake Eng.** v. 10, n. 2, pp.37-48, 1993.

LI, V.C., LIN, Z., MATSUMOTO, T. “Influence of Fiber Bridging on Structural Size Effect”. **International Journal of Solids Structures** v.35, pp. 4223-4238, 1998.

LI, V.C., MISHRA, D.K., WU, H.-C. “Matrix design for pseudo-strain-hardening fibre reinforced cementitious composites”. **Materials and Structures** v.28, pp. 586-595, 1995.

LI, V.C.; STANG, H. “Interface Property Characterization and Strengthening Mechanisms in Fiber Reinforced Cement Based Composites”. **Advanced based materials**, v. 6, pp. 1-20, 1997.

LI, V.C., "Engineered Cementitious Composites - Tailored Composites Through Micromechanical Modeling" In: Banthia, N., Bentur, A., Mufti A. (eds), **Fiber Reinforced Concrete: Present and the Future**, Canadian Society for Civil Engineering, Montreal, pp. 64-97, 1998.

LI, V.C., WANG, S., WU, C. “Tensile strain-hardening behavior of polyvinyl alcohol engineered cementitious composite (PVA-ECC)”. **ACI Materials Journal**, pp. 483-492, Nov./Dec. 2001.

LI, V.C. Large Volume, High-Performance Applications of Fibers in Civil Engineering. **Journal of Applied Polymer Science** v. 83, pp. 660–686, 2002.

LI, V.C.; WU, C.; WANG, S.; OGAWA, A.; SAITO, T. "Interface Tailoring for Strain-Hardening Polyvinyl Alcohol-Engineered Cementitious Composite (PVA-ECC)". **ACI Materials Journal** v.99, n. 5, September-October, pp. 463-472, 2002.

LI, V.C. "On Engineered Cementitious Composites (ECC): Review of the Material and Its Applications". **Journal of Advanced Concrete Technology** v. 1, n. 3, p. 215-230, 2003.

LI, V.C. "Durable Overlay Systems with Engineered Cementitious Composites (ECC)". **International Journal for Restoration of Buildings and Monuments**. Vol. 9, No 2, 1-20 (2003b).

LI, V.C., HORIKOSHI, T., OGAWA, A., TORIGOE, S., SAITO, T."Micromechanics-Based Durability Study of Polyvinyl Alcohol-Engineered Cementitious Composites". **ACI Materials Journal** v. 101, n. 3, pp. 242-248, 2004.

LI, V.C., LEPECH, M. Crack resistant concrete material for transportation. In: **TRB 83rd Annual Meeting, Washington, D.C.**, Compendium of Papers CD ROM, Paper 04-4680, 2004.

LI, V.C., STANG, H." Elevating FRC Material Ductility To Infrastructure Durability". In: **6th RILEM Symposium on Fiber-Reinforced Concretes (FRC) - BEFIB 2004** pp. 171-186, Varenna, Italy, Sep. 2004.

LI, M., LI, V.C. Behavior Of SHCC/Concrete Layered Repair System Under Drying Shrinkage Conditions. **Restoration of Buildings and Monuments**, V. 12, n. 2, p. 143-160, 2006.

LI, M., LI, V.C. "Durability of HES-ECC repair under mechanical and environmental loading conditions". In: **Proceedings of the Fifth International RILEM Workshop - PRO 53: High Performance Fiber Reinforced Cement Composites (HPFRCC5)**, pp. 399-408, Mainz, Jul. 2007.

LIAO, W.-C., CHAO, S.-H., PARK, S.Y., NAAMAN, A.E. “Self-consolidation high performance fiber reinforced concrete: SCHPRFC”. In: **Proceedings of the Fifth International RILEM Workshop - PRO 53: High Performance Fiber Reinforced Cement Composites (HPFRCC5)**, pp. 293-302, Mainz, Jul. 2007.

LIAO, W.-C., CHAO, S.-H., PARK, S.-Y., NAAMAN, A.E., **Self-consolidation high performance fiber reinforced concrete: SCHPRFC – preliminary investigation**. In: Report n. UMCEE 06-02, Department of Civil and Environmental Engineering, University of Michigan, An Arbor, MI, 2006.

LIM, Y. M., WU, H.-C., LI, V. C. "Development of Flexural Composite Properties and Dry Shrinkage Behavior of High-Performance Fiber Reinforced Cementitious Composites At Early Ages". **ACI Materials Journal** v. 96, pp. 20-26, 1999.

LIN, Z. ; LI, V. C. “Crack bridging in fiber reinforced cementitious composites with slip-hardening interfaces.” **Journal of Mechanics and Physics of Solids** v.45, n. 5, pp.763-787, 1997.

LIN, Z.; KANDA, T.;LI, V. C. “On interface property characterization and performance of fiber reinforced cementitious composites.” **RILEM J. Concrete Science and Engineering**v.1, pp.173-184, 1999.

MAALEJ, M., QUEK, S.T., ZHANG, J. “Behavior of Hybrid-Fiber Engineered Cementitious Composites Subjected to Dynamic Tensile Loading and Projectile Impact”. **Journal of Materials In Civil Engineering** v. 17, pp.143-152, 2005.

MAGALHÃES, M. S. TOLEDO FILHO, R.D., FAIRBAIRN, E.M.R. “Physical and mechanical properties of strain-hardening cement-based composites (SHCC after exposure to elevated temperatures”. In: **Proceedings of the international conference on advance concrete materials**, pp. 203-208, Stellenbosch, Nov. 2009.

MAGALHÃES, M. S., **Caracterização Experimental de Compósitos Cimentícios Reforçados com Fibras de PVA: Processo de Fratura, Propriedades Térmicas,**

Deformações Diferidas e Estabilidade Térmica. Tese de D.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2010.

MAGALHÃES, M. S., TOLEDO FILHO, R. D., FAIRBAIRN, E. M. R., 2012, “Durability under Thermal Loads of Polyvinyl Alcohol Fibers”, **Revista Matéria**, v. 18, pp. 1587-1595.

MAGALHÃES, M.S., TOLEDO FILHO, R.D., FAIRBAIRN, E.M.R. “ Thermal stability of PVA fiber strain hardening cement-based composites”. **Construction and Building Materials** v. 94, pp. 437-447, 2015.

MANGAT, P. S., AZARI, M.M. “Compression creep behavior of steel fibre reinforced cement composites”. **Materials and Structures** v. 19, n.5 pp. 361-370, 1986.

MARTINS,A.P.S. **Desenvolvimento, Caracterização Mecânica E Durabilidade De Compósitos Solo-Cimento Autoadensáveis Reforçados Com Fibras De Sisal.** Tese de D.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2014.

MCDONALD, J.E. “Creep of concrete under various temperature moisture, and loading conditions”. **American Concrete Institute – special publication** v. 55, PP. 31-54, 1978.

MECHTCHERINE, V. “Testing bahaviour of strain-hardening cement-based composites in tension – summary of recent research”. In: **Proceedings of the Fifth International RILEM Workshop - PRO 53: High Performance Fiber Reinforced Cement Composites (HPFRCC5)**, pp. 13-22, Mainz, Jul. 2007a.

MECHTCHERINE, V. “Towards a durability framework for structural elements and structures made of or strengthened with high-performance fibre-reinforced composites”. **Construction and Building Materials** v.31, pp. 94–104, 2012.

MECHTCHERINE, V., ALTMANN F. “Durability of structural elements and structures”. In: Van Zijl, G.P.A.G., Wittmann, F.H. (eds), **Durability of Strain-**

Hardening Fibre-Reinforced Cement-Based Composites (SHCC) - RILEM State of the Art Reports, 1 ed., chapter 7, Springer, 2011a.

MECHTCHERINE, V., LIEBOLDT, M. “Effect of cracking on air-permeability and water absorption of strain hardening cement-based composites”. In: **Proceedings of the Fifth International RILEM Workshop - PRO 53: High Performance Fiber Reinforced Cement Composites (HPFRCC5)**, pp. 305-312, Mainz, Jul. 2007.

MECHTCHERINE, V., MILLON, O., BUTLER, M., THOMA, K. “Mechanical behaviour of strain hardening cement-based composites under impact loading”. **Cement and Concrete Composites** v. 33, pp.1–11, 2011b.

MECHTCHERINE, V., SCHULZE, J. “Testing the behavior of strain hardening cementitious composites in tension”. In: **International RILEM Workshop on HPFRCC in Structural Applications – PRO 49**, pp. 37-46, Honolulu, May. 2005.

MECHTCHERINE; V., SILVA, F.A., BUTLER, M., ZHU, D., MOBASHER, B., GAO, S.-L., MÄDER, E. “Behaviour of strain-hardening cement-based composites under high strain rates”. **Journal of Advanced Concrete Technology** v.9, n.1, pp.51-62, Feb. 2011c.

MECHTCHERINE; V., SILVA, F.S., MÜLLER, S., JUN, P., TOLEDO FILHO, R.D. “Couple strain rate and temperature effects on the tensile behavior of strain-hardening cement-based composites (SHCC)”. **Cement and Concrete Research** v. 42, pp. 1417 – 1427, 2012.

MEHTA, P. K., MONTEIRO, P. J. M., **Concreto: Estrutura, Propriedades e Materiais**. 2 ed. São Paulo, PINI, 2008.

MEHTA, P. K., MONTEIRO, P. J. M., **Concreto: Estrutura, Propriedades e Materiais**. 3 ed. São Paulo, PINI, 2014.

MEHTA, P.K., BURROWS, R.W., “Building durable infrastructures in the 21st century.” **Concrete International** v.23 (3), pp. 57-63, 2001.

MELO FILHO, J. A., SILVA, F. A., TOLEDO FILHO, R. D., “Degradation Kinetics and Aging Mechanisms on Sisal Fiber Cement Composite Systems”, **Cement and Concrete Composites**, v. 40, pp. 30-39, 2013.

MOHAMAD, G.; NETO, A.B.DA S.S.; PELISSER F.; LOURENÇO, P.B.; ROMAN, H.R.”Caracterização mecânica das argamassas de assentamento para alvenaria estrutural – previsão e modo de ruptura”. **Matéria (Rio J.)** v.14, n.2, Rio de Janeiro, Aug. 2009. Disponível em http://www.scielo.br/scielo.php?pid=S1517-70762009000200006&script=sci_arttext. Acesso 05/01/2015 às 23:11h.

NAAMAN, A. E.”Toughness, ductility, surface energy and deflection-hardening FRC composites”. In: **Proceedings of the JCI International Workshop on Ductile Fiber Reinforced Cementitious Composites (DFRCC) – Application and Evaluation**, pp.33-57, Japan, Oct. 2002.

NAAMAN, A. E., 2008, —Development and Evolution of Tensile Strain-Hardening FRC Composites, In: **Seventh RILEM International Symposium on Fibre Reinforced Concrete: Design and Applications - BEFIB2008**, Indian, v. 1, pp. 1-28.

NAAMAN, A.E. “Half a century of progress leading to ultra-high performance fiber reinforced concrete: part 1 – overall review”. In: **Proceedings of the Second International RILEM Conference - PRO 81: Strain Hardening Cementitious Composites (SHCC2-Rio)**, pp. 12-26, Rio de Janeiro, Dec. 2011a.

NAAMAN, A.E. “Half a century of progress leading to ultra-high performance fiber reinforced concrete: part 2 – tensile stress-strain response”. In: **Proceedings of the Second International RILEM Conference - PRO 81: Strain Hardening Cementitious Composites (SHCC2-Rio)**, pp. 27-36, Rio de Janeiro, Dec. 2011b.

NAAMAN, A.E. “Tensile strain-hardening FRC composites: historical evolution since the 1960”. **Advances in Construction Materials**, pp.181-202, 2007.

NAAMAN, A.E., “High Performance Fiber Reinforced Cement and Composites”. In: Shi, C., Mo, Y.L. (eds), **High Performance Construction Materials Science and**

Applications, 1 ed., chapter 3, Singapore, World Scientific Publishing Co. Pte. Ltd, 2008.

NAAMAN, A.E., “Strain Hardening and Deflection Hardening Fiber Reinforced Cement Composites,”In: **High Performance Fiber Reinforced Cement Composites(HPFRCC-4)**, A.E. Naaman and H.W. Reinhardt, Editors, RILEM Publications, Pro.30, pp. 95-113, June. 2003.

NAAMAN, A.E., REINHARDT, H.W. “Proposed classification of HPFRC composites based on their tensile response”, **Materials and Structures** v. 39, pp. 547-555, 2006.

NĚMEČEK, J.; KABELE, P.; BITTNAR, Z. Nanoindentation based assessment of micromechanical properties of fiber reinforced cementitious composite, 6th RILEM Symposium on Fibre-Reinforced Concretes (FRC)—BEFIB 2004, RILEM, Varenna, Italy, 2004.

NEVES JUNIOR, A., TOLEDO FILHO, R. D., FAIRBAIRN, E. M. R., DWECK, J., “Early Stages Hydration of High Initial Strength Portland Cement Part I. Thermogravimetric Analysis on Calcined Mass Basis”, **Journal of Thermal Analysis and Calorimetry**, v. 108, pp. 725-731, 2012.

NEVILLE, A. M., **Propriedades do concreto**.PINI: São Paulo, 1997.

of fiber reinforced cementitious composites". **Composites: Part B**, v. 43, pp.2452–2463, 2012.

OLIVEIRA ANDRADE, , J. J. “Propriedades dos Polímeros”. In: ISAIA, G.C. (eds), **Materiais de Construção Civil: e princípios de ciência e engenharia de materiais**, 2 ed., capítulo 1, São Paulo, IBRACON, 2010.

PADILHA, A.F. **Materiais de Engenharia: microestrutura e propriedade**. São Paulo: Hemus, 2000.

PAKRAVAN, H.R.; JAMSHIDI, M.; LATIFI, M.; PACHECO-TORGAL, F. "Evaluation of adhesion in polymeric fibre reinforced cementitious composites". **International Journal of Adhesion & Adhesives** v.32, pp. 53–60, 2012.

PAULSSON-TRALLA, J., SILFWERBRAND, J. "Estimation of chloride ingress in uncracked and cracked concrete using measured surface concentrations", **ACI Materials Journal** v. 99, pp.27-36, 2002.

PELED, A., ZAGURI, E., MARON, G. "Bonding Characteristics of Multifilament Polymer Yarns and Cement Matrices". **Composites** v.A 39, pp.930-939, 2008.

RAMM, W., BISCOPING, M., "Autogenous healing and reinforcement corrosion of water-penetrated separation cracks in reinforced concrete." **Nuclear Engineering and Design** v.179, pp.191-200, 1998.

RAO, P.N. Manufacturing Technology volume 1: Foundry, Forming and Welding. New Delhi McGraw Hill Education, 4th Edition. New Delhi McGraw Hill Education, 2013

RATHNA, G.V.N.; JOG, J.P., GAIKWAD, A.B. " Development of non-woven nanofibers of egg albumen-poly (vinyl alcohol) blends: influence of solution properties on morphology of nanofibers". **Polymer Journal** v.43, pp. 654-661, 2011.

REDON, C.; LI, V.C., WU, C.; HOSHIRO, H.; SAITO, T.; OGAWA, A. "Measuring and modifying interface properties of pva fibers in eccmatrix". **Journal of Materials in Civil Engineering**, november/December, pp. 399-406, 2001.

REINECK KH, FRETTLOR B. "Tests on scale effect of UHPFRC under combined bending and axial forces." In: **The Third fib international congress**, Washington DC; 2010. p. 14 [paper 54].

REVIRON, N., NAHAS, G., TAILHAN, J.-L., LE MAOU, F., BENBOUDJEMA, F., MILLARD, A. "Experimental study of uniaxial tensile creep of concrete",

In: **CONCREEP 2008, Creep, Shrinkage and Durability Mechanics of Concrete and Concrete Structures**, v.1, pp. 453-457, 2008.

RILEM TC 107-CSP **Materials and Structures/Matériaux et Constructions**, Vol. 31, October 1998.: CREEP AND SHRINKAGE PREDICTION MODELS: PRINCIPLES OF THEIR FORMATION. Recommendation. Measurement of time-dependent strains of concrete, 1998.

RILEM TC 116, “Permeability of Concrete as a Criterion of its Durability”, **Materials and Structures/Matériaux et Constructions** v.32, pp.174-179, 1999.

ROCHA, C. A. A., CORDEIRO, G. C., TOLEDO FILHO, R. D., “Influence of Stone Cutting Waste and Ground Waste Clay Brick on the Hydration and Packing Density of Cement Pastes”, **Ibracon Structures and Materials Journal**, v.6, pp. 661-680, 2013.

ROKUGO, K., KUNIEDA, M., MIYAZATO, S. “Structural Applications of HPCRCC in Japan”. **Measuring, monitoring and modeling concrete properties**. In: KONSTAGDOUTOS, M.S. (ed.) Springer.pp. 17-23, 2006.

ROKUGO, R., KANDA, T., YOKOTA, H., SAKATA, N. “Outline of JSCE recommendation for design and construction of multiple fine cracking type fiber reinforced cementitious composite (HPCRCC)”. In: **Proceedings of the Fifth International RILEM Workshop - PRO 53: High Performance Fiber Reinforced Cement Composites (HPCRCC5)**, pp. 203-212, Mainz, Jul. 2007.

ROSSI, P., “Ultra-high performance fiber reinforced concrete (UHPRC): an overview”. In: **Proceedings of the Fifth International RILEM Symposium on Fiber-Reinforced Concrete (FRC) – PRO15: BEFIB2000**, pp. 87-100, Lyon, 2000.

ŞAHMARAN, M., LI, V.C.. “Influence of microcracking on water absorption and sorptivity of ECC”. **Materials and Structures** v.42 , pp. 593–603, 2009.

ŞAHMARAN, M., ÖZBAY E., YÜCEL, H.E, LACHEMI M., LI V.C. “Effect of fly ash and pva fiber on microstructural damage and residual properties of engineered

cementitious composites exposed to high temperatures”. **Journal of Materials in Civil Engineering** v.23, pp 1735-1745, 2011.

ŞAHMARAN, M., ÖZBAY E., YÜCEL, H.E, LACHEMI M., LI V.C. “Frost resistance and microstructure of engineered cementitious composites: Influence of fly ash and micro poly-vinyl-alcohol fiber”. **Cement and Concrete Composites** v.34, pp. 156-165, 2012.

SAHMARAN, M., YILDIRIM, G., ÇOPUROGLU, O. “Performance properties of ecc with low autogenous shrinkage characteristics for rapid repair of infrastructures”. In: **Proceedings of the Third International RILEM Conference - PRO 97: Strain Hardening Cementitious Composites (SHCC3)**, pp. 321-330, Dordrecht, Nov. 2014.

SAKULICH, A.R.; LI, V.C. Nanoscale characterization of engineered cementitious composites (ECC).**Cement and Concrete Research**. (2010).

SAKURADA, I. **Polyvinyl Alcohol fibers**. International Fiber Science and Technology series 6, New York, 1985.

SARVARANTA, L., MIKKOLA, E. “Fibre mortar composites under fire conditions: effects of ageing and moisture content of specimens”. **Materials and Structures** v. 27, issue 9, pp.532-538, 1994.

SCHWESINGER, P., EHLERT, G., WÖIFEL, R. “Creep of concrete at elevated temperatures and boundary conditions of moisture”. **Cement and concrete research** v. 17, pp. 263-272, 1987.

SHANG, J., WITTMANN, F.H., ZHAO, T. “Properties of SHCC produced with natural fibres”. In: **Proceedings of the Third International RILEM Conference - PRO 97: Strain Hardening Cementitious Composites (SHCC3)**, pp. 179-184, Dordrecht, Nov. 2014.

SHANG, X., LU, Z. “Impact of High Temperature on the Compressive Strength of ECC”. **Advances in Materials Science and Engineering** v. 2014, article ID 919078, 7 pages, 2014.

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

SHOUKRY, S. N., WILLIAM, G.W., DOWNIE, B., RIAD, M.Y. “Effect of moisture and temperature on the mechanical properties of concrete”. **Construction and Building Materials** v.25, pp.688–696, 2011.

SIERRA BELTRÁN, M. G., **Ductile cement-based composites with wood fibres: Material design and experimental approach.** Maestra en Ingeniería Universidad Nacional Autónoma de México, Mexico, geboren te Mexico Stad, Mexico, 2011.

SIERRA BELTRAN, M.G., SCHLANGEN, E. “Design of ductile wood fibre cement based material”. In: **Proceedings of the Second International RILEM Conference - PRO 81: Strain Hardening Cementitious Composites (SHCC2)**, pp. 113-120, Rio de Janeiro, Dec. 2011.

SIERRA-BELTRAN, M., JONKERS, H.M., SCHLANGEN, E.” “Characterization of Sustainable Bio-Based Mortar for Concrete Repair”. **Construction and Building Materials** v. 67, pp.344-352, 2014a.

SIERRA BELTRÁN, M.G., UKRAINCZYK, N., SCHLANGEN, E. “Development of SHCC with biomass ash”. In: **Proceedings of the Third International RILEM Conference - PRO 97: Strain Hardening Cementitious Composites (SHCC3)**, pp. 87-96, Dordrecht, Nov. 2014.

SILVA, F.A., ZHUB, D., MOBASHER, B., SORANAKOMB, C., TOLEDO FILHO, R.D. “High speed tensile behavior of sisal fiber cement composites”. **Materials Science and Engineering A** v.527, pp. 544–552, 2010a.

SILVA, F.A., BUTLER, M., ZHU,D., MECHTCHERINE, V., MOBASHER, B. “Strength and fracture behavior of textile reinforced concrete subjected to high rate tensile loading”. In: **Proceedings of the International RILEM Conference on Material Science - PRO 75: International RILEM Conference on Material Science - 2nd ICTRC - Textile Reinforced Concrete - Theme 1**, vol. 1, pp. 215-224, Aachen, 2010b.

SILVA, F. S.; FILHO, R. D. T.; FILHO, J. A. M., FAIRBAIRN, E. M. R. Physical and mechanical properties of durable sisal fiber–cement composites. **Construction and Building Materials** v. 24, pp.777–785, 2010c.

SILVA, F.A., BUTLER, M., MECHTCHERINE, V., ZHU, D., MOBASHER, B. “Strain rate effect on the tensile behaviour of textile reinforced concrete under static and dynamic loading”.**Materials Science and Engineering A** v. 528, 1727–1734, 2011a.

SILVA, F.A., MOBASHER, B., TOLEDO FILHO, R.D. “Mechanical behavior of strain-hardening sisal fiber cementitious composites under quasi static and dynamic tensile loading”. In: **Proceedings of the Second International RILEM Conference - PRO 81: Strain Hardening Cementitious Composites (SHCC2-Rio)**, pp. 121-129, Rio de Janeiro, Dec. 2011b.

SILVA, F. A., MOBASHER, B., SORANAKOM, C., TOLEDO FILHO, R. D.“Effect of Fiber Shape and Morphology on Interfacial Bond and Cracking Behaviors of Sisal Fiber Cement Based Composites”, **Cement and Concrete Composites**, v. 33, pp. 814-823, 2011c.

SINGH, S.; SHUKLA, A.; BROWN, R. “Pullout behavior of polypropylene fibers from cementitiousmatrix”.**Cement and Concrete Research** v.34, pp.1919–1925, 2004.

SMITH, M.R., COLLIS, L. “Agregattes: sand, gravel and crushed rock aggregates for construction purposes”. Geological Society Engineering Geology Special Publication, n 17, 3rd edition, 2001.

SNOECK, D., SMETRYNS, P.-A., DE BELIE, N. “Chemical treatment of natural fibres to obtain multiple cracking and self-healing in cementitious materials”. In: **Proceedings of the Third International RILEM Conference - PRO 97: Strain Hardening Cementitious Composites (SHCC3)**, pp. 185-192, Dordrecht, Nov. 2014.

STANG, H. “Scale effects in FRC and HPFRCC structural elements”. In: **Proceedings of the Fourth International RILEM Workshop of High Performance Fiber Reinforced Cement Composites (HPFRCC4) – PRO 30**, pp. 245-258, An Arbor, 2003.

SUKONTASUKKUL, P., POMCHIENGPIN, W., SONGPIRIYAKIJ, S. “Post-crack (or post-peak) flexural response and toughness of fiber reinforced concrete after exposure to high temperature”. **Construction and Building Materials** v. 24, pp. 1967–1974, 2010.

SWITEK, A.E., **Time-Dependent Response of Ultra High Performance Fibre Reinforced Concrete (UHPFRC) under Low to High Tensile Stresses**. Pour L'obtention du Grade de Docteur ès Sciences. École Polytechnique Fédérale de Lausanne. Lausanne, Suisse, 2011.

TAN, K.H., ZHOU, Y.Q. “Fiber-Reinforced Cement Composites Under Elevated Temperatures”. In: **Proceedings of the Fifth International RILEM Workshop - PRO 53: High Performance Fiber Reinforced Cement Composites (HPFRCC5)**, pp. 371-377, Mainz, Jul. 2007.

TOLEDO FILHO, R.D., FAIRBAIRN, E.M.R., SLOWIK, V. “Durability under thermal loads”. In: **Proceedings of the Second International RILEM Conference - PRO 81: Strain Hardening Cementitious Composites (SHCC2-Rio)**, pp. 59-72, Rio de Janeiro, Dec. 2011.

TUYAN, M., YAZICI, H. “Pull-out behavior of single steel fiber from SIFCON matrix”. **Construction and Building Materials** v.35, pp. 571–577, 2012.

VAN ZIJL, G.P.A.G. "Durability under mechanical load – micro-crack formation (ductility)". In: VAN ZIJL, G.P.A.G., WITTMANN, F.H. (eds), **Durability of Strain-Hardening Fibre-Reinforced Cement-Based Composites (SHCC) - RILEM State of the Art Reports**, 1 ed., chapter 2, pp. 9-39, Springer, 2011.

VAN ZIJL, GIDEON P. A. G., WITTMANN, F.H., OH, B.H., KABELE, P., TOLEDO FILHO, R.D., FAIRBAIRN, E.M.R., SLOWIK, V., OGAWA, A., HOSHIRO, H., MECHTCHERINE, V., ALTMANN, F., LEPECH, M.D. "Durability of strain-hardening cement-based composites (SHCC)". **Materials and Structures** v.45, pp. 1447–1463, 2012.

VAN ZIJL, G.P.A.G., PAUL, C.S., RENS, J.P. "Corrosion of steel reinforcing bars in strain hardening cement based composite specimens under sustained load". In: **Proceedings of the Third International RILEM Conference - PRO 97: Strain Hardening Cementitious Composites (SHCC3)**, pp. 69-78, Dordrecht, Nov. 2014.

VEJMELKOVÁ, E., KONVALINKA, P., ČERNÝ, R. "High-temperature thermal expansion of fiber-reinforced cement composites. In: 2nd International RILEM Workshop on Concrete Durability and Service Planning (CONCRETELIFE'09), 7-9 de setembro, Haifa, Israel, pp. 449-456, 2009a.

VEJMELKOVÁ, E., KONVALINKA, P., P. DEVĚT, P. *et al.* "Mechanical, Hygric and Thermal Properties of Cement-Based Composite with Hybrid Fiber Reinforcement Subjected to High Temperatures". **International Journal of Thermophysics**, V. 30 (4), pp. 1310-1322, 2009b.

WAGNER, C., SLOWIK, V. "On the water permeability of cracked strain hardening cement-based composites". In: **Proceedings of the Second International RILEM Conference - PRO 81: Strain Hardening Cementitious Composites (SHCC2-Rio)**, pp. 181-188, Rio de Janeiro, Dec. 2011.

WAGNER, C.; SLOWIK, V. "Characterization of crack patterns in SHCC", Leipzig University of Applied Sciences, Germany, p. 1-9, 2012.

WANG, S., LI, V. C., 2005, "Polyvinyl Alcohol Fiber Reinforced Engineered Cementitious Composites: Material Design and Performances", In: *Proceedings of Int'l workshop on HPFRCC in structural applications*, Honolulu, Hawaii, USA, May pp. 23-26, 20, 2005.

WANG, P.-G., WITTMANN, F.H., ZHAO, T.-J., HUANG, W.-L. "Evolution of crack patterns on SHCC as function of imposed strain". In: **Proceedings of the Second International RILEM Conference - PRO 81: Strain Hardening Cementitious Composites (SHCC2-Rio)**, pp. 217-224, Rio de Janeiro, Dec. 2011.

WANG, P., WITTMANN, F.H., ZHANG, P., LEHMANN, E. "Durability and service life of elements made with SHCC under imposed strain". In: **Proceedings of the Third International RILEM Conference - PRO 97: Strain Hardening Cementitious Composites (SHCC3)**, pp. 33-42, Dordrecht, Nov. 2014.

WEIMANN M.B., LI V.C . "Drying shrinkage and crack width of an engineered

WITTMANN, F.H., "Crack formation and life cycle performance,"In: *Fracture Mechanics of Concrete Structures*, Ed. Li, V.C., et al, Proc. Francos-5, 3-10, 2004.

WITTMANN, F.H., WANG, P-G., ZHANG, P., ZHAO, T-J., BELTZUNG, F. "Capillary absorption and chloride penetration into neat and water repellent SHCC under imposed strain". In: **Proceedings of the Second International RILEM Conference - PRO 81: Strain Hardening Cementitious Composites (SHCC2-Rio)**, pp. 165-172, Rio de Janeiro, Dec. 2011.

WU, R., WITTMANN, F. H., WANG, P., ZHAO, T. "Influence of Elevated and Low Temperature on Properties of SHCC". In: **Proceedings of the Third International RILEM Conference - PRO 97: Strain Hardening Cementitious Composites (SHCC3)**, pp. 3-8, Dordrecht, Nov. 2014.

YAMADA, Y., HATA, T., OHATA, T., ROKUGO, R., INAGUMA, T., LIM, S.-C. "Flexure creep behaviour of SHCC beams with or without cracks". In: **Proceedings of the International Conference on Advanced Concrete Materials**, pp. 43-49, Stellenbosch, Nov. 2009.

YANG, E., LI, V.C. “Rate dependence in Engineered Cementitious Composites”. In: **Proceedings of International RILEM Workshop on High Performance Fiber Reinforced Cementitious Composites (HPFRCC) in Structural Applications - PRO 49**, pp. 83-92, Honolulu, May. 2005.

YANG, E.-H., YANG, Y., LI, V.C. ” Use of High Volumes of Fly Ash to Improve ECC Mechanical Properties and Material Greenness”. **ACI Materials Journal** V. 104, N. 6, pp. 303 a 311, November-December 2007.

YANG, E.-H., GARCEZ, E.O., LI, V. “Pigmentable engineered cementitious composites”. In: **Proceedings of the Second International RILEM Conference - PRO 81: Strain Hardening Cementitious Composites (SHCC2-Rio)**, pp. 107-112, Rio de Janeiro, Dec. 2011.

YANG, E.H., GARCEZ, E.O., LI, V.C., "Micromechanics-Based Optimization of Pigmentable Strain-Hardening Cementitious Composites," **ASCE . J. of Materials in Civil Engineering** v. 26, n. 7, pp.401-407, 2014.

YANG, E.-H., LI, V.C. “Tailoring engineered cementitious composites for impact resistance.” **Cement and Concrete Research** v.42, pp. 1066-1071, 2012.

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

YU, J., LEUNG, C.K.Y. “Strength improvement of shcc with ultra-high volumes of fly ash”. In: **Proceedings of the Third International RILEM Conference - PRO 97: Strain Hardening Cementitious Composites (SHCC3)**, pp. 97-104, Dordrecht, Nov. 2014.

YU, J., WENG W., YU, K. “Effect of Different Cooling Regimes on the Mechanical Properties of Cementitious Composites Subjected to High Temperatures”. **The Scientific World Journal** Volume 2014, Article ID 289213, 7 pages, 2014.

YUA, J. H., CHENA, W., YUA, M.X., HUAB, Y.E. "The Microstructure of Self-Healed PVA ECC Under Wet and Dry Cycles". **Materials Research** v. 13(2), pp. 225-231, 2010.

YUN, H.-D., KIM, S.-W., LEE, Y.-O., ROKUGO, K. "Tensile behavior of synthetic fiber-reinforced strain-hardening cement-based composite (SHCC) after freezing and thawing exposure". **Cold Regions Science and Technology** v.67, pp. 49 – 57, 2011.

ZHANG, B., BICANIC,N., PEARCE,C.J., PHILLIPS, D.V. "Relationship between brittleness and moisture loss of concreteexposed to high temperatures". **Cement and Concrete Research** v.32, pp. 363–371, 2002b.

ZHANG, J. "Modeling of the influence of fibers on creep of fiber reinforced Cementitious composite". **Composites Science and Technology** v.63, pp.1877–1884, 2003.

ZHANG, J., GONG, C., GUO, Z., ZHANG, M.. "Engineered cementitious composite with characteristic of low drying shrinkage." **Cement and Concrete Research** v.39, n 4. pp. 303-312, 2009.

ZHANG, J., LI, V.C. "Monotonic and fatigue performance in bending of fiber-reinforced engineered cementitious composite in overlay system".**Cement and Concrete Research** v.32, 415–423, 2002.

ZHANG, P., WITTMANN, F.H., ZHAO, T.J., LEHMANN, E.H., TIAN, L., VONTOBEL, P. "Observaton And Quantification Of Water Penetration Into Strain Hardening Cement-Based Composites (SHCC) With Multiples Cracks By Means Of Neutron Radiography". **Nuclear Instruments and Methods in Physics Research** A620, pp. 414-420, 2010.

ZHANG, B. "Effects of moisture evaporation (weightloss) on fracture properties of high performance concrete subjected to high temperatures". **Fire Safety Journal** v.46, pp. 543–549, 2011.

ZHAO, A., YANG,, E.-H. "Self-cleaning engineered cementitious composites". In: **Proceedings of the Third International RILEM Conference - PRO 97: Strain Hardening Cementitious Composites (SHCC3)**, pp. 365-372, Dordrecht, Nov. 2014.

ZHOU, J., QIAN, S., YE, G., COPUROGLU, O., BREUGEL, K.V., LI, V.C." Improved Fiber Distribution and Mechanical Properties of Engineered Cementitious Composites By Adjusting the Mixing Sequence". **Cement and Concrete Composites** v. 34, pp.342-348, 2012.

ZİLE, E.; ZİLE, O. "Effect of the fiber geometry on the pullout response of mechanically deformed steel fibers". **Cement and Concrete Research** v.44, pp. 18–24, 2013.