

Universidade Federal do Rio Grande do Sul
Escola de Engenharia
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil

Investigação do Comportamento de *Engineered Cementitious Composites*
Reforçados com Fibras de Polipropileno como Material para
Recapeamento de Pavimentos

Estela Oliari Garcez

Porto Alegre
2009

ESTELA OLIARI GARCEZ

INVESTIGAÇÃO DO COMPORTAMENTO DE *ENGINEERED CEMENTITIOUS COMPOSITES* REFORÇADOS COM FIBRAS DE POLIPROPILENO COMO MATERIAL PARA RECAPEAMENTO DE PAVIMENTOS

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, como parte dos requisitos para obtenção do título de Doutor em Engenharia

Porto Alegre
2009

ESTELA OLIARI GARCEZ

**INVESTIGAÇÃO DO COMPORTAMENTO DE ENGINEERED CEMENTITIOUS
COMPOSITES REFORÇADOS COM FIBRAS DE POLIPROPILENO COMO
MATERIAL PARA RECAPEAMENTO DE PAVIMENTOS**

Esta tese de doutorado foi julgada adequada para a obtenção do título de DOUTOR EM ENGENHARIA, Área de Estruturas, e provada em sua forma final pelo professor orientador e pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal do Rio Grande do Sul.

Porto Alegre, 23 julho de 2009.

Prof. Luiz Carlos Pinto da Silva Filho
PhD, University of Leeds
Orientador

Prof. Francisco de Paula Simões Lopes Gastal
Doutor, North Carolina State University
Co-orientador

Prof. Luiz Carlos Pinto da Silva Filho
Coordenador do PPGEC/UFRGS

BANCA EXAMINADORA

Prof. Mônica Pinto Barbosa (UNESP)
Doutora, Institut National Des Sciences Appliquées de Lyon

Prof. Luiz Afonso dos Santos Senna (UFRGS/SMT-POA)
PhD, Institute for Transport Studies, University of Leeds

Prof. Jorge Augusto Pereira Ceratti (UFRGS)
Doutor, Universidade Federal do Rio de Janeiro

RESUMO

GARCEZ, E. O. Investigação do Comportamento de *Engineered Cementitious Composites* Reforçados com Fibras de Polipropileno como Material para Recapeamento de Pavimentos. 2009. Tese (Doutorado em Engenharia Civil) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, UFRGS, Porto Alegre.

Uma parcela substancial das rodovias do país apresenta processos de deterioração graves de seus pavimentos, fato que acarreta sérios impactos econômicos, sociais e ambientais, resultando em aumento do consumo de combustível, dos gastos com manutenção dos veículos, da frequência de engarrafamentos e do tempo gasto em deslocamentos. A utilização de recapeamentos ou *overlays* de concreto tem demonstrado ser uma alternativa sustentável e econômica para a reabilitação de pavimentos. No entanto, em muitos casos, os *overlays* de concreto não tem conseguido prevenir a ocorrência de fissuração por reflexão. Os *Engineered Cementitious Composite* (ECCs) são um tipo especial de compósitos cimentícios de alto desempenho reforçados com fibras, cuja principal característica é a altíssima ductilidade. Esta propriedade faz com que os mesmos sejam capazes de superar muitas das limitações dos *overlays* de concreto tradicionais. Fibras de PVA com uma camada superficial modificada foram especialmente desenvolvidas para serem empregadas no reforço de ECCs (ou PVAECC). O custo de tais fibras é o principal responsável pelo elevado custo dos ECCs, o que pode inviabilizar seu emprego em alguns casos. Buscando alternativas, este estudo se focou na investigação da possibilidade de uso de fibras de polipropileno (PP) de alto desempenho. Estas fibras, com custo mais atraente, já são produzidas comercialmente no Brasil, e usadas na produção de fibrocimento. As mesmas se demonstraram adequadas para uso como reforço em ECCs (ou PPECC), sendo capazes de garantir que se atinja um comportamento dúctil através do desenvolvimento de um processo de múltipla fissuração. Um resultado importante foi que a dimensão média da abertura das fissuras nos PPECC foi de 10 μm , enquanto nos PVAECC a mesma era 60 μm . Este resultado pode resultar em incrementos na durabilidade de estruturas. Além disto, o trabalho investigou o comportamento à flexão e fadiga dos ECCs reforçados com fibras de polipropileno. Os resultados demonstraram que os compósitos produzidos com cimento Portland tipo V-ARI não se comportam adequadamente à fadiga, uma vez que ocorre a deterioração das fibras. Por outro lado, os compósitos produzidos com cimento tipo I, já usualmente empregado em ECCs, apresentaram resultados satisfatórios. Um modelo de previsão de vida útil foi gerado para recapeamentos de PPECC, PVAECC e concreto, em função das espessuras dos revestimentos. O mesmo indicou que os ECCs requerem camadas 1,5 a 2,5 vezes mais finas que as usuais de concreto. O material foi, então, testado especificamente quanto à resistência à fissuração por reflexão. Os resultados demonstraram que o PPECC pode modificar o modo de ruptura frágil dos recapeamentos através do processo de múltipla fissuração. Na última etapa do trabalho foi realizada uma análise do ciclo de vida e dos custos do ciclo de vida de quatro diferentes sistemas de recapeamento – concreto, asfalto, PVAECC e PPECC. Os resultados mostram que os *overlays* de ECCs são bastante atrativos, pois diminuem tanto o consumo de energia associado aos processos de projeto, construção e manutenção do recapeamento, bem como reduzem a liberação de emissões gasosas à atmosfera, constituindo uma alternativa mais sustentável que as demais. Os sistemas de recapeamento com ECC também resultaram em vantagens econômicas. Apesar do alto custo inicial, a menor frequência de atividades de manutenção resulta em uma redução do custo total ao longo do período de 40 anos considerado. Isto representa uma importante economia em termos de custos diretos para os responsáveis pelas rodovias. De forma geral, o trabalho evidenciou a viabilidade de uso dos PPECCs para reabilitação de pavimentos.

Palavras-chave: compósitos cimentícios de alto desempenho; *Engineered Cementitious Composites*; fibras de polipropileno; sistemas de recapeamento de pavimentos, compósitos de múltipla fissuração.

ABSTRACT

GARCEZ, E. O. Investigating Polypropylene Fiber Reinforced Engineered Cementitious Composites as a Pavement Overlay Material. 2009. Thesis (Doctorate in Civil Engineering) – Graduate Program in Civil Engineering, UFRGS, Porto Alegre, Brazil.

Many old pavements in service today are approaching the end of their design service lives. Others are in dire need of major repair to continue serving, resulting in economical, environmental and social impacts by increasing vehicle fuel consumption and maintenance costs, traffic jam and delays. For pavements subject to moderate and heavy traffic, concrete overlays are increasingly being used as a cost effective and sustainable rehabilitation technique. However, concrete overlays have some physical limitations that contribute to durability concerns, which increase the probability of pavement overlay failure and maintenance frequency. Consequently, alternative materials are being developed to improve overlay performance. Engineered Cementitious Composites (ECC) are a special type of high performance fiber reinforced cementitious composites, designed for high ductility and damage tolerance which may overcome concrete overlay limitations. Polyvinyl-alcohol (PVA) fibers with special coating are typically used as reinforcement of ECC. Although some successful field application of PVAECC, the use of ECC is restrained by the high cost of the material, consequence of high PVA fibers cost. This research is focused on the investigation of using high tenacity polypropylene fibers as reinforcement of engineered cementitious composites (PPECC). Those fibers are produced and available in Brazil for fibrocement industry by less than half price of PVA fibers. PP fibers have demonstrated good performance in reinforcing ECC, assuring composite strain-hardening behavior through the development of multiple cracking processes. An important finding was the tinier crack opening of PPECC – 10 μm average- comparing to PVAECC – 60 μm average. This result may result in higher material durability. Furthermore, flexural and fatigue behavior of ECCs reinforced with PP fibers were investigated. Results have shown that Portland cement type V (high early strength) is not adequate for PPECCs subject to fatigue loading, resulting in fiber deterioration and premature rupture. By the other hand, promising results were found with cement ordinary type I, usually used in ECC production. A model of service life prediction was developed for PPECC, PVAECC and concrete overlays correlated to overlay thickness. Results have shown that ECCs may reduce overlay thickness in 1.5 to 2.5 times the usual thickness of overlay concrete. Reflective cracking resistance of PPECC was also testes. From the results it is possible to deduce that PPECC may modify typical rupture mode of concrete overlays through the development of multiple cracking. In the last stage of this work, life cycle analyses and life cycle cost analyses of four different overlays systems – concrete, hot mix asphalt, PVAECC and PPECC – were carried out. The results of this study have shown that an ECC overlay system have lower environmental burdens, reducing the energy consumption related to design, construction and maintenance activities, reducing green house effect as well. Life cycle costs analyses over a 40 years service life revealed that PPECC is the most economical overlay system compared to concrete, hot mix asphalt and PVAECC overlay systems. Agency costs are significantly reduced by adopting PPECC overlays. PPECC is a feasible alternative for pavement rehabilitation.

Keywords: high performance cementitious composites, Engineered Cementitious Composites; polypropylene fibers; overlay pavement system, multiple cracking composites.

LISTA DE ABREVIATURAS, SIGLAS E SÍMBOLOS

Siglas

AASHTO	American Association of State Highway and Transportation Officials
ACI	American Concrete Institute
ACPA	American Concrete Pavement Assosiation
ANTT	Agência Nacional de Transportes Terrestres
ASCE	American Society of Civil Engineers
AWI	Aggregate Wear Index
CNT	Confederação Nacional do Transporte
DNIT	Departamento Nacional de Infraestrutura de Transporte
ECC	engineered cementitious composites
FRC	fiber Reinforced Concrete
HPFRC	high performance fiber reinforced concrete
HTPP	fibras de polipropileno de alta tenacidade
LVDT	linear variable differential transducer
MOR	módulo de ruptura
PPECC	ECC reforçados com fibras de polipropileno de alta tenacidade
PVAECC	ECC reforçados com fibras de PVA

Letras maiúsculas

E_m	módulo de elasticidade da matriz
E	módulo de elasticidade
E_m	módulo de elasticidade
E_f	módulo de elasticidade das fibras
G_d	aderência química
G_F	energia de fratura
J_{tip}	tenacidade na ponta da trinca (<i>crack tip toughness</i>)
J_b'	energia complementar
K_m	tenacidade a fratura da matriz
L_e	comprimento de ancoragem ou comprimento embutido
P	força externa
P_{debond}	carga de descolamento
$P_{pullout}$	carga de arrancamento
V_f	volume de fibras

Letras minúsculas

a_0	defeito pré-existente na matriz
c_{mc}	tamanho crítico das falhas
d_f	diâmetro das fibras
f	coeficiente denominado de <i>snubbing</i>
f'	coeficiente de redução de resistência
f_c'	resistência à compressão
k	coeficiente de lascamento
l_{ch}	comprimento característico do material
l_f	comprimento das fibras
p	potencial de fissuração
t	espessura da camada
u	deslocamento da fibra relativo à superfície da matriz fissurada
w	abertura de fissura
w_c	abertura crítica de fissura
z	distância centroidal

Letras gregas

α	parâmetro Cook-Gordon
β	coeficiente de <i>slip-hardening</i>
δ	abertura de fissura (<i>crack opening</i>)
δ_2	abertura de fissura para a máxima tensão de transferência σ_2
δ_c	deslocamento da fibra no qual seu completo descolamento acontece
δ_r	abertura crítica da fissura
δ_{iu}	abertura da fissura relativa à tensão σ_{iu}
ε_{er}	deformação de fluência
ε_g	capacidade de deformação elástica do material.
ε_k	capacidade de deformação inelástica do compósito
ε_{ij}	deformação de retração
ε_u	capacidade de deformação
η	razão entre a rigidez efetiva devido à presença das fibras e a rigidez efetiva da matriz
σ	tensão de transferência (<i>crack bridging stress</i>)
σ_{cu}	pico de tensão
σ_{debond}	tensão de transferência individual da fibra

σ_{fc}	resistência à primeira fissura
σ_{flex}	tensões de flexão induzidas pelo tráfego de veículos
σ_{fu}	resistência aparente das fibras
σ_m	resistência à tração da matriz
$\sigma_{pullout}$	tensão de arrancamento
σ_{sh}	tensões de retração
σ_{SS}	tensão de propagação estável da fissura
σ_t	resistência à tração
τ_0	tensão de atrito
Φ	ângulo de inclinação da fibra

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO.....	1
1.1	CONTEXTUALIZAÇÃO DO TEMA	1
1.2	JUSTIFICATIVA	5
1.3	OBJETIVOS	7
1.3.1	Objetivo Geral	7
1.3.2	Objetivos Específicos	7
1.4	DELIMITAÇÃO DA PESQUISA	8
1.5	DEFINIÇÃO DA ESTRATÉGIA DE PESQUISA	8
1.6	ESTRUTURA DA TESE	9
2	COMPORTAMENTO DOS ENGINEERED CEMENTITIOUS COMPOSITES	11
2.1	COMPOSTOS CIMENTÍCIOS DE ALTO DESEMPENHO REFORÇADOS COM FIBRAS.....	11
2.2	PRINCÍPIOS DE FUNCIONAMENTO DOS ECCS	14
2.3	CONCEITOS DE MICROMECAÂNICA APLICADOS AO DESENVOLVIMENTO DE UM ECC	24
2.4	MODELO CONSTITUTIVO DE TRANSFERÊNCIA DE TENSÕES PELAS FIBRAS.....	27
2.4.1	Comportamento Individual das Fibras	28
2.4.2	Consideração do Arrancamento em Duas Direções.....	31
2.4.3	Consideração do Microlascamento da Matriz	33
2.4.4	Modelagem da Aleatoriedade das Fibras.....	35
2.4.5	Consideração do Efeito Cook-Gordon	36
2.4.6	Validação Medidas Experimentais - Modelo Numérico	37
2.5	OTIMIZAÇÃO DOS COMPÓSITOS COM BASE NOS MATERIAIS CONSTITUINTES	41
2.6	PRIMEIRA, MÚLTIPLAS E ÚLTIMA FISSURA: INTERPRETAÇÃO E SIGNIFICADO	43
2.7	APLICABILIDADE DOS ECC COMO MATERIAL DE REPARO E REABILITAÇÃO DE ESTRUTURAS: DA TEORIA ÀS APLICAÇÕES REAIS	47
2.7.1	PROPRIEDADES INTRÍNSECAS DO MATERIAL	47
2.7.2	APLICAÇÕES REAIS.....	54
2.7.2.1	Laje de Ligação em ECC - Estados Unidos	54
2.7.2.2	Reparo em Muro de Contenção - Japão.....	56
2.7.2.3	Mitaha Bridge - Japão.....	57
2.7.2.4	Vigas de Ligação como Sistemas de Amortecimento de Edifícios - Glorio Roppongi Residential Building, Tóquio, Japão.....	58
2.7.2.5	Reparo na Barragem Mitaka, Hiroshima, Japão.....	59
3	APLICAÇÃO DE ECC REFORÇADO COM FIBRAS DE POLIPROPILENO EM SISTEMAS DE RECAPEAMENTO.....	60
3.1	O PROBLEMA DA REABILITAÇÃO DE PAVIMENTOS.....	60
3.2	ESTRATÉGIAS DE REABILITAÇÃO PARA PAVIMENTOS DE RODOVIAS	63
3.3	RECAPEAMENTOS DE CONCRETO DE CIMENTO PORTLAND.....	64

3.3.1	Tipos de Recapeamento	64
3.3.2	Princípios de Dimensionamento de Recapeamento sem Aderência	66
3.4	USO DE ECCS EM OVERLAYS.....	69
3.4.1	Requisitos dos Concretos Destinados à Aplicação em Overlays	70
3.4.2	Processos de Deterioração em Recapeamentos de Concreto	71
3.4.3	Aplicações de ECCs em Recapeamentos	73
3.5	BUSCANDO UM ECC BRASILEIRO PARA APLICAÇÃO EM RECAPEAMENTOS.....	75
3.6	CARACTERÍSTICAS BÁSICAS DAS FIBRAS DE POLIPROPILENO	77
3.7	CONSIDERAÇÕES FINAIS.....	80
4	PROGRAMA EXPERIMENTAL PARA DESENVOLVIMENTO DE UM PPECC PARA UTILIZAÇÃO EM RECAPEAMENTO DE PAVIMENTOS	81
4.1	ESTRATÉGIA EXPERIMENTAL.....	81
4.2	MATERIAIS EMPREGADOS.....	83
4.2.1	Cimento	83
4.2.2	Agregados.....	84
4.2.3	Cinza Volante.....	85
4.2.4	Super Plastificante.....	86
4.2.5	Água.....	86
4.2.6	Fibras	87
4.3	PROCEDIMENTOS DE MISTURA, MOLDAGEM E CURA	88
4.4	PREPARAÇÃO DOS CORPOS-DE-PROVA E CONFIGURAÇÃO DOS ENSAIOS.....	89
4.4.1	Ensaio uniaxial de tração direta (Fase 1).....	90
4.4.2	Ensaio de Abatimento	92
4.4.3	Ensaio de Compressão Axial.....	92
4.4.4	Ensaio de Flexão a Quatro Pontos.....	92
4.4.5	Ensaio de Flexão Cíclica (Fases 2 e 3)	95
5	FASE 1: ESTUDO DE TRAÇOS DE ECC REFORÇADOS COM FIBRAS DE POLIPROPILENO	97
5.1	TRAÇOS ESTUDADOS NA FASE 1	97
5.2	ANÁLISE DO COMPORTAMENTO À TRAÇÃO COMPÓSITOS GERADOS NA FASE I.....	98
5.2.1	Desenvolvimento e Avaliação do Traço PPECC 1	98
5.2.2	Desenvolvimento e Avaliação dos Traços PPECC 2 e PPECC 3	102
5.2.3	Desenvolvimento e Avaliação do Traço PPECC 4	106
5.2.4	Desenvolvimento e Avaliação do Traço PPECC 5	108
5.3	DISCUSSÃO	112
6	FASE 2: INVESTIGAÇÃO DO DESEMPENHO DOS PPECCS SUBMETIDOS A ESFORÇOS DE FLEXÃO	113
6.1	SELEÇÃO DOS COMPÓSITOS	113
6.2	ABATIMENTO.....	114
6.3	RESISTÊNCIA À COMPRESSÃO UNIAXIAL.....	115

6.4	MÓDULO DE RUPTURA À FLEXÃO	116
6.5	FADIGA	119
6.6	SIMULAÇÃO NUMÉRICA DO COMPORTAMENTO DOS SISTEMAS DE RECAPEAMENTO	128
6.6.1	Definição do Modelo Numérico para Análise de Diferentes Sistemas de <i>Overlays</i>	129
6.6.2	Análise dos Resultados.....	130
6.7	INTEGRAÇÃO DOS RESULTADOS EXPERIMENTAIS E NUMÉRICOS	132
6.8	CONSIDERAÇÕES FINAIS.....	135
7	FASE 3: ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DA DUCTILIDADE DO PPECC NA RESISTÊNCIA À FISSURAÇÃO POR REFLEXÃO EM RECAPEAMENTOS	136
7.1	O PROBLEMA DAS FISSURAS DE REFLEXÃO	136
7.2	ENSAIOS DE FLEXÃO ESTÁTICA.....	137
7.3	ENSAIOS DE FADIGA	141
7.4	VALIDAÇÃO DO MODELO DE DETERIORAÇÃO	143
7.5	CONSIDERAÇÕES FINAIS.....	145
8	FASE 4: ANÁLISE DO CICLO DE VIDA E CUSTOS DE SISTEMAS DE RECAPEAMENTO	146
8.1	CONSIDERAÇÕES INICIAIS	146
8.2	DESCRIÇÃO DA METODOLOGIA DE ANÁLISE EMPREGADA.....	149
8.2.1	Definição das Características do Sistema a Analisar	149
8.2.2	Modelo Integrado LCA-LCCA	150
8.2.3	Modelo de Deterioração dos Sistemas de Overlay	154
8.2.4	Custos	156
8.3	DISCUSSÃO DOS RESULTADOS OBTIDOS NAS ANÁLISES DE LCC E LCCA	158
8.3.1	Resultados da Análise de Ciclo de Vida (Life Cycle Assessment)	158
8.3.2	Life Cycle Cost Analysis.....	160
8.4	CONSIDERAÇÕES FINAIS.....	162
9	CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES.....	164
9.1	CONSIDERAÇÕES GERAIS.....	164
9.2	CONCLUSÕES.....	165
9.3	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	166

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1: Exemplos de processos de deterioração em elementos do sistema de transporte rodoviário: (a) processo corrosivo com perda de camada de revestimento [fonte: ASCE, 2005] e (b) placa rompida [fonte: DNIT 061/2004].....	2
Figura 1.2: Fissuração por reflexão na superfície de um recapeamento de concreto [Colorado Department of Transportation].....	3
Figura 1.3: Curvas tensão-deformação à tração características de um ECCs e de um concreto convencional [Adaptado de Qian, 2007].....	6
Figura 1.4: Fluxograma das fases do trabalho.....	9
Figura 2.1: Comportamento <i>strain-hardening</i> de um compósito tipo PEECC (ECC reforçado com fibras de polietileno) sob ação de esforços de flexão [fonte: Li e Kanda, 1998]	16
Figura 2.2: Aspecto do padrão de fissuração de um compósito tipo PE-ECC submetido à flexão [fonte: Li e Kanda, 1998]	16
Figura 2.3: Curvas de histerese de elementos verticais produzidos em concreto com estribos (a) e em ECC armado sem estribos (b) [fonte: Li, 2003].....	17
Figura 2.4: Comportamento ao dano: (a) concreto armado e (b) ECC armado sem estribos. [fonte: Li, 2003]	18
Figura 2.5: Aspecto visual de (a) corpo-de-prova de ECC após 13 dias de corrosão acelerada e (b) corpo-de-prova de argamassa após 3 dias de exposição à corrosão acelerada [Li e Li, 2008].....	19
Figura 2.6: Curvas tensão x deformação indicando o comportamento típico pré e pós carregamento, com deformação prévia de 2%, após diferentes condições de exposição [fonte: Yang <i>et al.</i> , 2008]...	22
Figura 2.7: (a) Dano provocado pelo pré carregamento até uma deformação de 2% e (b) regeneração das fissuras provocada sob submersão em água [fonte: Yang <i>et al.</i> , 2008].	23
Figura 2.8: Curva tensão-abertura de fissuras para um material com comportamento de <i>strain-hardening</i>	24
Figura 2.9: Representação da forma de evolução das fissuras em função da energia complementar [Adaptado de Li, 2003].	26
Figura 2.10: Exemplo de comportamento <i>tension-softening</i> típico dos concretos com fibras convencionais, com desenvolvimento de fissura localizada, e de comportamento <i>strain-hardening</i> característico dos ECC, com desenvolvimento de múltiplas fissuras de pequena abertura.	27
Figura 2.11: Comportamento individual da fibra durante processo de arrancamento. $\beta > 0$ representa comportamento tipo <i>slip-hardening</i> , $\beta = 0$ representa atrito independente da distância de escorregamento, e $\beta < 0$ representa comportamento tipo <i>slip-softening</i>	29
Figura 2.12: (a) Estágios do processo de delaminação das fibra durante o arrancamento e (b) estágios ilustrados na curva $P - u$ [Li <i>et al.</i> , 2002]	30
Figura 2.13: Curvas típicas de arrancamento individual de fibras de PVA [Wang, 2005]	32
Figura 2.14: Modelo de arrancamento em duas direções. À esquerda, curva carga - abertura de fissura de fibras com comprimento de embutimento longo. À direita, curva carga - abertura de fissura de fibras para segmento com comprimento embutido curto.	32

Figura 2.15: O tamanho da zona de microlascamento s é dependente do ângulo de inclinação da fibra ϕ e da carga P . Assumindo-se $\sigma_m = 5$ MPa, $d_f = 39$ μm e $k = 500$ [Wang, 2005]	34
Figura 2.16: Esquema representativo do ponteamto inclinado com lascamento da matriz, onde: L'_s e L'_l são os segmentos mais curto e o longo de fibra embutidos na matriz, descontado o lascamento s [Wang, 2005]	35
Figura 2.17: O efeito Cook-Gordon induz o descolamento da interface fibra matriz devido a tensão de tração na direção horizontal associada a zona de tensão elástica na ponta da fissura (a) e leva a uma abertura adicional da fissura devido ao estiramento do segmento livre da fibra (b) [Li <i>et al.</i> , 1993]..	37
Figura 2.18: Comparação das curvas $\sigma - \delta$ obtidas em ensaios uniaxiais de tração e através do modelo numérico para PVAECC com $V_f = 0,1\%$ e $0,5\%$ [Yang, 2008]	39
Figura 2.19: (a) Curvas $\sigma - \delta$ geradas com a utilização do modelo numérico para PVAECC com $V_f = 1,5\%$, 2% e $2,5\%$; (b) [Yang, 2008]	40
Figura 2.20: Relação tensão de tração – abertura de fissura típica em PVAECC – M45	40
Figura 2.21: Efeito da porcentagem de <i>coating</i> na (a) aderência de atrito e (b) aderência química das fibras em PVAECC [Li <i>et al.</i> , 2002]	42
Figura 2.22: Efeito do <i>coating</i> no processo de arrancamento das fibras de PVA. (a) Sem tratamento por <i>coating</i> , a superfície da fibra sofre intensa delaminação; (b) Quando 0.8% de <i>coating</i> é aplicado, o efeito de delimação praticamente desaparece [Li <i>et al.</i> , 2002]	42
Figura 2.23: Efeito da alteração das propriedades das fibras de PP na curva $\sigma - \delta$ [Yang, 2008]	43
Figura 2.24: Processo esquemático da formação da primeira, múltiplas e última fissura e curva tensão – deformação do compósito	44
Figura 2.25: Relação resistência à tração – comprimento da fissura, representando a resistência à fissuração da matriz de PVAECC – M45	45
Figura 2.26: Relação resistência à tração – comprimento da fissura, representando a resistência à fissuração do compósito PVAECC – M45	45
Figura 2.27: Relação resistência à fissuração e tamanho dos defeitos.....	46
Figura 2.28: Evolução da capacidade de deformação ao longo do tempo	49
Figura 2.29: Equipamento para mensuração da abrasão, <i>Michigan Department of Transportation</i> ...	50
Figura 2.30: Aparência das seções reparadas da ponte após a execução (a) e após cinco anos de exposição ao tráfego e condições ambientais (b).	50
Figura 2.31: Viga de comprimento L com as duas extremidades restringidas [fonte: Li, 2004]	51
Figura 2.32: (a) Junta de expansão típica e (b) laje de ligação em ECC [fonte: Li e Lepech, 2004].....	54
Figura 2.33: (a) Junta de ligação e (b) laje de ligação em ECC, localizada na Grove St., em Ypsilanti, MI, finalizada em Julho de 2005.	55
Figura 2.34: Fissura presente na laje de ligação. Abertura das fissuras entre 120 a 170 μm	55
Figura 2.35: Muro de contenção na cidade de Gifu, Japão, danificado por reações álcali-agregado [fonte: Rokugo <i>et al.</i> , 2005]	56
Figura 2.36: Muro de contenção, um ano após a execução do reparo em ECC [Rokugo <i>et al.</i> , 2005] .	56
Figura 2.37: Mihara Bridge, Japão [fonte: Kunieda e Rokugo, 2006].....	57
Figura 2.38: (a) Estrutura de aço pronta para recebimento do cobrimento em ECC e (b) moldagem do pavimento.	57

Figura 2.39: Edifício residencial Glorio Roppongi, localizado em Tóquio, Japão, utiliza vigas de ligação em ECC, que oferecem resistência sísmica à estrutura (Kajima Corporation – finalizada em 2006) . .	58
Figura 2.40: Vigas de ligação para sistema de amortecimento anti-sismos.	58
Figura 2.41: (a) Barragem Mikara e (b) aplicação de Sprayable ECC [Kojima <i>et al.</i> , 2004]	59
Figura 3.1: Report Card for America’s Infrastructure 2009.....	61
Figura 3.2: Esquema representativo dos tipos de overlay de concreto.....	65
Figura 3.3: Fluxograma para seleção da estratégia mais adequada para reabilitação de pavimentos [Adaptada de Hall <i>et al.</i> , 2001].....	67
Figura 3.4: Tensões de tração σ_{sh} induzidas no <i>overlay</i> pela retração e mudanças de temperatura [adaptado de Zhang e Li, 2001].....	72
Figura 3.5: Tensões de flexão σ_{flx} induzidas no <i>overlay</i> pelo tráfego de veículos [adaptado de Zhang e Li, 2001].....	72
Figura 3.6: Curvas tensão-deformação dos sistemas de overlays estudados por Kamada e Li (2000). 74	
Figura 4.1: Esquema de desenvolvimento das diferentes fases do programa experimental.....	82
Figura 4.2: Fibras de polipropileno de alta tenacidade utilizadas no programa experimental, de comprimento igual a 10 mm e diâmetro de 12 μ m	87
Figura 4.3: Processo de mistura e moldagem: (a) mistura dos materiais secos, (b) aspecto da mistura após a adição da água de amassamento e aditivo, (c) mistura após a adição das fibras e (d) processo de moldagem e finalização de corpos-de-prova prismáticos.	89
Figura 4.4: Configuração do ensaio de tração uniaxial direta.....	91
Figura 4.5: Detalhamento do corpo-de-prova utilizado nos ensaios de tração uniaxial direta e posicionamento dos LVDTs.	91
Figura 4.6: Configuração do teste de flexão a quatro pontos.....	93
Figura 4.7: Processo de produção dos corpos de prova: (a) corte das bases, (b) colagem de fita no corte central (c) bases preparadas para receber a camada de overlay e (d) corpo-de-prova após desmoldagem.....	94
Figura 4.8: Geometria do corpo de prova.	95
Figura 4.9: Padrão de carregamento dos ensaios de fadiga	96
Figura 5.1: Curvas tensão-deformação dos corpos-de-prova de PPECC 1.....	100
Figura 5.2: Padrão da fissuração observada no compósito PPECC 1.	101
Figura 5.3: Seção da fissura última do compósito PPECC 1.	101
Figura 5.4: Curvas tensão-deformação dos corpos-de-prova de PPECC 2.....	103
Figura 5.5: Curvas tensão-deformação dos corpos-de-prova de PPECC 3.....	103
Figura 5.6: Comparação dos valores médios de resistência à tração, deformação última e módulo de elasticidade dos compósitos PPECC1 e PPECC2, em função da presença de cinza volante.	104
Figura 5.7: Comparação dos valores médios de resistência à tração, deformação última e módulo de elasticidade dos compósitos PPECC2 e PPECC3, em função do teor de cinza adicionada.	105
Figura 5.8: Curva tensão-deformação dos corpos-de-prova de PPECC 4.	107
Figura 5.9: Comparação dos valores médios de resistência à tração, deformação última e módulo de elasticidade dos compósitos PPECC2 e PPECC4, em função do tipo de cimento.	108

Figura 5.10: Curvas tensão-deformação dos corpos-de-prova de PPECC 5.....	109
Figura 5.11: Processo de arrancamento sofrido pelas fibras no ensaio uniaxial de tração.....	110
Figura 5.12: Padrão da múltipla fissuração observada no compósito PPECC 2.	111
Figura 6.1: PPECC 1 produzido com cimento tipo V: (a) antes e (b) após a adição das fibras.	114
Figura 6.2: PPECC 5 produzido com cimento tipo I: (a) antes e (b) após a adição das fibras.	114
Figura 6.3: Curvas tensão de flexão – deflexão dos corpos-de-prova de PPECC 1	116
Figura 6.4: Curvas tensão de flexão – deflexão dos corpos-de-prova de PPECC 3	116
Figura 6.5: Curvas tensão de flexão – deflexão dos corpos-de-prova de PPECC 5	117
Figura 6.6: Curvas tensão de flexão – deflexão de vigas de concreto, FRC e PVAECC.....	118
Figura 6.7: Curvas de fadiga características de misturas de concreto, PPECC e PVAECC.	119
Figura 6.8: Seção de ruptura da viga produzida com compósito PPECC 1 submetida à fadiga com $\sigma_{m\acute{a}x}/\sigma_{ult}$ igual a 0,6.	121
Figura 6.9: Seção de ruptura da viga produzida com compósito PPECC 3 submetida à fadiga com $\sigma_{m\acute{a}x}/\sigma_{ult}$ igual a 0,6.	121
Figura 6.10: Seção de ruptura da viga produzida com compósito PPECC 5 submetida à fadiga com $\sigma_{m\acute{a}x}/\sigma_{ult}$ igual a 0,6.	121
Figura 6.11: Microscopia das fibras presentes na seção de ruptura da viga de PPECC 1.	123
Figura 6.12: Microscopia das fibras presentes na seção de ruptura da viga de PPECC 5.	123
Figura 6.13: Evolução da deflexão em diferentes níveis de tensão de fadiga – PPECC 1	125
Figura 6.14: Evolução da deflexão em diferentes níveis de tensão de fadiga – PPECC 5	125
Figura 6.15: Número de fissuras desenvolvidas nos corpos-de-prova em função do nível de tensão aplicado	126
Figura 6.16: Detalhe do vão central dos corpos-de-prova em função do nível de tensão aplicado... ..	127
Figura 6.17: Modelo numérico para análise de sistemas de <i>overlay</i>	129
Figura 6.18: Efeito da presença de uma fissura pré-existente na base de concreto na tensão máxima de tração desenvolvida na parte inferior da camada do <i>overlay</i> , em função de sua espessura.	130
Figura 6.19: Relação tensão máxima – espessura do <i>overlay</i> para concreto, PVAECC e PPECC.	132
Figura 6.20: Modelo de deterioração de sistemas de <i>overlays</i> de concreto, PVAECC e PPECC	133
Figura 6.21: Previsão da vida útil (<i>service life</i>) baseada no modelo de deterioração.....	134
Figura 7.1: Curva tensão de flexão – deflexão no meio do vão das três vigas ensaiadas, compostas por substrato de concreto fissurado e recapeamento de PPECC.....	137
Figura 7.2: Curva tensão de flexão – deflexão no meio do vão de vigas compostas por um substrato de concreto fissurado e recapeamento de concreto convencional e PVAECC.	138
Figura 7.3: Viga composta com recapeamento de PPECC 2 sob carregamento de flexão.	139
Figura 7.4: Comparação do padrão de fissuração dos recapeamentos de concreto, PVAECC e PPECC sob carregamento monotônico de flexão.	140
Figura 7.5: Curvas de fadiga das vigas com recapeamentos de concreto, PVAECC e PPECC.....	141
Figura 7.6: Padrão de fissuração das vigas compostas sob tensão de fadiga	142

Figura 7.7: Curvas de vida útil à fadiga das vigas simples e compostas com camada de PPECC	144
Figura 7.8: Curvas de vida útil à fadiga das vigas simples e compostas com camada de PVAECC.....	144
Figura 7.9: Curvas de vida útil à fadiga das vigas simples e compostas com camada de concreto.	144
Figura 8.1: Estrutura dos diferentes tipos de <i>overlay</i> em uma direção.....	150
Figura 8.2: Evolução do <i>Distress Index</i> com a passagem do tempo e degradação do recapeamento (Fonte: Qian, 2007)	155
Figura 8.3: Esquema de construção e manutenção dos diferentes sistemas de recapeamento.	156
Figura 8.4: Consumo de energia por fase do ciclo de vida (unidade: 10^6 GJ)	158
Figura 8.5: Emissões de gases nocivos a camada de ozônio por fase do ciclo de vida (unidade: 10^3 Mt)	160
Figura 8.6: Custo do ciclo de vida dos diferentes sistemas de overlays.	161
Figura 8.7: Custos internos ao longo do ciclo de vida dos diferentes sistemas de recapeamento.	162

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1: Descrição dos principais tipos de compósitos cimentícios reforçados com fibras.	12
Tabela 2.2: Parâmetros de micromecânica utilizados como entrada no modelo [Yang, 2008]	38
Tabela 2.3: Propriedades interfaciais utilizados como entrada no modelo [Yang, 2008]	38
Tabela 2.4: Parâmetros utilizados no cálculo da curva $\sigma - \delta$ de ECC reforçados com fibras de PP [Yang, 2008].	43
Tabela 2.5: Propriedades típicas do ECC e concreto convencional [Li, 2004].....	53
Tabela 3.1: Espaçamento transversal máximo, segundo FWH (2007)	69
Tabela 3.2: Aderência química e de atrito de fibras de polipropileno (Lhoneux <i>et al.</i> , 2002).....	79
Tabela 3.3: Propriedades das fibras de asbestos, polietileno (PE), polivinil-álcool (PVA) e polipropileno de alta tenacidade (HTPP)	80
Tabela 4.1: Propriedades físicas dos cimentos tipo I e tipo III de acordo com os requisitos da ASTM C150-07 (HOLCIM, 2008).....	83
Tabela 4.2: Propriedades físicas da areia silicosa (dados do fabricante).....	84
Tabela 4.3: Propriedades químicas da areia silicosa (dados do fabricante)	84
Tabela 4.4: Análise química da cinza volante utilizada neste estudo (dados do fabricante) e respectivos requisitos das normas ASTM e AASHTO.	86
Tabela 4.5: Análise física da cinza volante utilizada neste estudo (dados do fabricante) e respectivos requisitos das normas ASTM e AAHTO.	86
Tabela 4.6: Propriedades das fibras de polipropileno de alta tenacidade.....	87
Tabela 5.1: Traços estudados na fase 1 da pesquisa.....	97
Tabela 5.2: Dosagem utilizadas na produção do compósito PPECC 4 (unidade: kg/m^3)	99
Tabela 5.3: Caracterização mecânica básica do compósito PPECC 1.....	100
Tabela 5.4: Dosagens utilizadas na produção dos compósitos PPECC 2 e PPECC 3 (unidade: kg/m^3)	102
Tabela 5.5: Caracterização mecânica básica dos compósitos PPECC 2 e PPECC 3.....	103
Tabela 5.6: Dosagem utilizada na produção do compósito PPECC 4 (unidade: kg/m^3).....	106
Tabela 5.7: Caracterização mecânica básica do compósito PPECC4, comparada à do compósito PPECC2.	107
Tabela 5.8: Dosagem utilizada na produção do compósito PPECC 5(unidade: kg/m^3).....	109
Tabela 5.9: Resistência à tração, capacidade de deformação e módulo de elasticidade do compósito PPECC 5.	110
Tabela 6.1: Traços e propriedades de diferentes versões de ECC e do concreto.	113
Tabela 6.2: Valores de abatimento dos compósitos de PPECC testados na 2ª. Fase.	114
Tabela 6.3: Resultados de Resistência à compressão dos compósitos PPECC testados na 2ª fase.	115
Tabela 6.3: Valores do módulo de ruptura à flexão e deflexão última dos compósitos PPECC estudados na 2ª fase.	117
Tabela 6.4: Relações σ -N para diferentes versões de ECC e concreto convencional	120

Tabela 7.1: Propriedades dos compósitos PPECC2 e PPECC6	137
Tabela 8.1: Produção de cimento no ano de 2005 [fonte: Taylor <i>et al.</i> , 2006]	147
Tabela 8.2: Estimativa de custos associada à liberação de poluentes na atmosfera	154
Tabela 8.3: Custo por unidade volumétrica das diferentes versões de PVAECC e PPECCC	157

1 INTRODUÇÃO

Neste capítulo é apresentado o tema de estudo proposto para a tese, iniciando com uma breve contextualização sobre o assunto, seguido das justificativas para o estudo, objetivos do trabalho, delimitações da questão de pesquisa, estratégia de pesquisa e estrutura da tese.

1.1 CONTEXTUALIZAÇÃO DO TEMA

O sistema de transporte é uma das partes mais críticas da infraestrutura civil. Dada a grande dependência das economias modernas do transporte de bens por via rodoviária, é necessário que este sistema seja amplo, confiável, moderno e redundante, além de compatível com a demanda econômica. Considerando-se a idade e estado atual dos sistemas de transporte rodoviário no Brasil e em diversos outros países, é evidente a necessidade de ampliação da malha rodoviária, bem como o restabelecimento da funcionalidade e segurança das rodovias já existentes (DNIT, 2004).

O problema é que os pavimentos - assim como as pontes, viadutos e outros elementos da infraestrutura viária - são estruturas tipicamente predispostas ao desenvolvimento de processos de deterioração devido à ação de carregamentos cíclicos e/ou à exposição ambiental. A degradação incremental, que ocorre ao longo da vida útil, provoca uma perda gradativa da qualidade funcional e da segurança estrutural apresentada por estas estruturas quando de sua liberação ao tráfego. Em muitos casos, a evolução dos processos de deterioração de estruturas rodoviárias é intensificada pelas características do tráfego solicitante, que excede aos limites normalizados e previstos em projeto, ou é agravada pelo fato de que estes elementos ficam expostos, de forma contínua, a condições climáticas variadas e intensas, o que faz com que os esforços solicitantes que atuam nos seus materiais componentes variem de forma considerável.

O problema alcança uma dimensão preocupante porque diversas obras estão atingindo idades avançadas, ultrapassando a vida útil para as quais foram projetadas. Ao mesmo tempo, inúmeras estruturas com idade não tão avançada têm apresentado um quadro patológico prematuro, que se manifesta na forma de fissuras, trincas e deslocamentos.

A figura 1.1 serve para exemplificar os sérios problemas de deterioração encontrados em elementos da infra-estrutura de transportes. A mesma mostra em (a) um processo corrosivo acentuado, que resulta em perdas de camada de revestimento dos pilares de pontes e em (b) um processo de rompimento de placas de revestimento de pavimento.



Figura 1.1: Exemplos de processos de deterioração em elementos do sistema de transporte rodoviário: (a) processo corrosivo com perda de camada de revestimento [fonte: ASCE, 2005] e (b) placa rompida [fonte: DNIT 061/2004]

No caso específico dos pavimentos, segundo o DNIT - Departamento Nacional de Infraestrutura de Transportes - uma parcela substancial das rodovias nacionais encontra-se com desempenho inadequado, sendo afetada pela presença de diversos processos de deterioração (DNIT, 2004).

Este quadro não se restringe ao Brasil. Em 2009, a *American Society of Civil Engineers (ASCE)* publicou seu *Report Card for America's Infrastructure (2009)*, que apresenta um exame geral da condição dos elementos de infraestrutura nos Estados Unidos, indicando que a malha rodoviária daquele país

necessária de um investimento anual de 186 bilhões de dólares para financiar a recuperação e reestruturação de todo sistema rodoviário daquele país.

Pavimentos com condições deficientes de rodagem prejudicam os usuários e causam sérios prejuízos. As más condições dos pavimentos acarretam em maiores riscos à segurança dos usuários, além de provocar aumentos no consumo de combustível, nos gastos com manutenção, na frequência de engarrafamentos e no tempo gasto em deslocamentos. Porém, como as intervenções em pavimentos muito degradados demandam elevados investimentos financeiros, a tomada de decisão, por parte dos responsáveis pela conservação das rodovias, que resulta na intervenção para recuperação é muitas vezes adiada.

Uma das técnicas mais eficientes para a reabilitação de pavimentos deteriorados consiste na aplicação de recapeamentos com concretos. O problema é que, em muitas situações, as fissuras existentes no substrato tendem a se propagar rapidamente para a nova camada de reparo, acarretando uma falha prematura e reduzindo a vida útil da sobrecamada. Este efeito, encontrado não só em recapeamentos de pavimentos, mas também em superfícies de barragens, canais de irrigação, túneis e muros de contenção, é conhecido como fissuração por reflexão. Um exemplo pode ser observado na figura 1.2.



Figura 1.2: Fissuração por reflexão na superfície de um recapeamento de concreto [Colorado Department of Transportation]

Várias técnicas têm sido formuladas e testadas com o objetivo de tentar sanar esta deficiência, tais como a criação de uma camada intermediária para alívio de tensões entre o substrato e o recapeamento¹; a completa fragmentação da camada de substrato pré-existente²; o emprego de concretos reforçados com fibras (FRC) na formação da camada de recapeamento³ e o aumento da espessura das camadas de recapeamento. Apesar de úteis, as mesmas não conseguem eliminar por completo o problema de desempenho associados à reflexão de fissuras.

Apesar da grande diversidade de materiais de reparo disponíveis atualmente no mercado, o processo de reflexão de fissuras continua, ainda, sendo o ponto crítico a afetar negativamente o desempenho das camadas de recapeamento, como salientam Kunieda e Rokugo (2006).

Diante deste quadro fica evidente a necessidade de desenvolvimento de técnicas mais eficientes e robustas, capazes de evitar ou dificultar a ocorrência da fissuração por reflexão, que é o principal processo de deterioração de recapeamentos. Somente desta forma será possível garantir a funcionalidade e segurança dos recapeamentos por períodos de tempo maiores, fazendo jus aos altos investimentos requeridos para realizar a intervenção para reabilitação.

O desenvolvimento de técnicas robustas e eficazes de recuperação e reabilitação de tais rodovias torna-se, portanto, uma área de pesquisa de extrema relevância. Acredita-se que o emprego dos

¹ *As camadas aliviadoras de tensões têm a função de assegurar a independência entre camadas, minimizando o potencial de reflexão de fissuras. Uma variedade de materiais pode ser utilizada para criar estas camadas separadoras, tais como mantas de polietileno e misturas de asfalto a quente. Smith et al. (2002) argumentam que as experiências práticas com camadas aliviadoras de tensões tiveram resultados controversos. Os mesmos indicam que o uso de camadas de pequena espessura não é capaz de prevenir a ocorrência de fissuras de reflexão. Já o uso de camadas de 25 mm de misturas de concreto betuminoso misturado a quente se constitui numa alternativa viável tecnicamente. No entanto, quando a temperatura do material de ligação supera os 43°C, é necessária uma camada de ligação antes do lançamento da camada de recapeamento de concreto. Este resfriamento se dá através da caiação, prática que pode interferir na condição de aderência entre recapeamento e camada separadora, afetando adversamente o desempenho do pavimento (Eres, 1999).*

² *A fragmentação completa dos substratos é uma alternativa que pode ser utilizada para combater a fissuração por reflexão. A idéia é utilizar o pavimento deteriorado, fragmentado e posteriormente compactado, como base para uma camada de recapeamento de asfalto. Uma maior espessura de recapeamento é necessária para compensar a redução na capacidade estrutural, causada pela fragmentação. Além disso, este método não é permitido em casos de sub-base com baixa capacidade de suporte, incapazes de suportar os impactos do martelete de fragmentação (Ksaibati et al., 1999; Rathmann, 2000).*

³ *Concretos reforçados com fibras (FRC) também têm sido testados buscando prevenir a formação de fissuras refletivas, especialmente em recapeamentos de concreto de pequena espessura. No entanto, em muitos casos, o reforço provocado pela adição das fibras não é capaz de melhorar o desempenho do concreto contra a fissuração. Carlswärd (2006), a partir de seus estudos, concluiu que cuidados na aderência entre o substrato e a nova camada podem ser mais significativos que o reforço com fibras de aço aplicado em camadas de pequena espessura, além do resultar num custo de execução menor.*

materiais conhecidos como *engineered cementitious composites (ECC)* neste tipo de aplicação possa contribuir para que se possa fabricar recapeamentos estruturalmente seguros, duráveis e mais sustentáveis, como discutido a seguir.

1.2 JUSTIFICATIVA

Como discutido no item anterior, a fragilidade dos compósitos de base cimentícia tradicionalmente usados para fabricar os recapeamentos empregados na reabilitação de pavimentos deteriorados facilita a propagação das fissuras existentes no substrato para a camada de recapeamento. Portanto, a minimização ou supressão da fragilidade dos compósitos, pela modificação de seu tipo de ruptura, parece ser uma boa alternativa para melhorar os recapeamentos de concreto (Qian, 2007).

Visando colaborar neste sentido, grupos de pesquisa começaram a estudar a possibilidade de empregar compósitos cimentícios de alto desempenho reforçados com fibras (HPFRCC) para criar as camadas de recapeamento. A vantagem deste tipo de material é que ele pode ser projetado de modo a apresentar comportamento dúctil à tração, ultrapassando as limitações do concreto convencional frente a este tipo de solicitação.

Na vanguarda deste processo, o Grupo de Pesquisa do ACE-MRL (*Advanced Cementitious Materials – Materials Research Laboratory*), da Universidade de Michigan, liderado pelo Prof. Victor Li, obteve resultados muito promissores com a criação de um tipo de compósito de alto desempenho reforçados com fibras de PVA. A concepção deste material foi baseada na aplicação de conceitos de micromecânica e mecânica da fratura, como discutido em maior detalhe no capítulo 2, que permitiram a obtenção de um material muito deformável com um volume moderado de fibras, da ordem de 2%. Este é um fator importante, pois as fibras representam um elemento de custo muito elevado para a fabricação dos compósitos e podem comprometer a trabalhabilidade, quando utilizadas em grandes volumes (superiores a 2%).

A categoria especial de compósitos cimentícios de alto desempenho reforçados com fibras, criada pela equipe do Prof. Li, foi denominada de *engineered cementitious composites (ECCs)*. Os mesmos apresentam curvas tensão–deformação, quando submetidos à tração, semelhantes às que são registradas nos ensaios de materiais metálicos, como mostrado na figura 1.3. Verifica-se na figura que um ECC típico apresenta um comportamento que permite que se atinjam níveis de deformação específica superiores a 5%, enquanto os concretos convencionais falham quando a deformação específica atinge patamares da ordem de 0,01%.

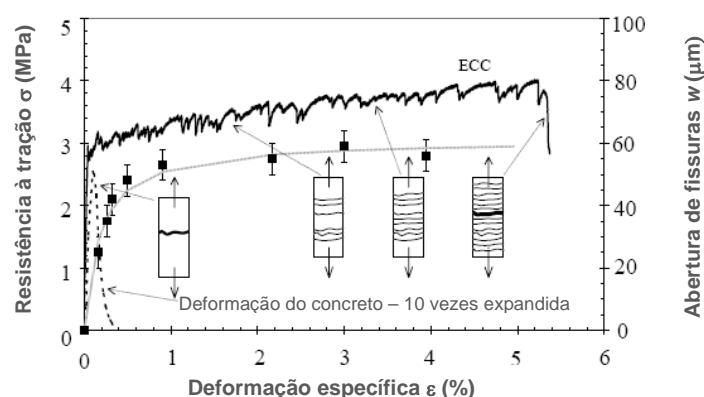


Figura 1.3: Curvas tensão-deformação à tração características de um ECCs e de um concreto convencional [Adaptado de Qian, 2007].

Outro aspecto importante que diferencia os ECCs dos concretos convencionais é que, durante o carregamento, o material sofre uma redução em sua rigidez durante a transição da fase elástica para a inelástica sem, no entanto, apresentar redução em sua capacidade de carga. Sendo assim, é possível explorar a ductilidade do material na resposta final de uma estrutura, sem contar apenas com o reforço promovido pelas armaduras ou confinamentos externos.

Os estudos preliminares realizados por Kamada e Li (2000), Zhang e Li (2001), Qian (2007), Stander (2007) e outros, indicam que se pode utilizar o ECC em camadas de recapeamento de forma a gerar uma técnica robusta e eficiente para controlar os processos de deterioração em pavimentos de concreto. As características especiais destes materiais podem permitir o uso de camadas de menor espessura, ao mesmo tempo em que acarreta em uma maior vida útil de serviço, representando uma opção economicamente viável e mais atraente em comparação com as práticas correntes de recuperação e reabilitação de pavimentos. Os dados coletados por Zhang *et al.* (2008) permitem afirmar que, além de satisfazer os critérios de segurança e durabilidade - princípios fundamentais de qualquer projeto de estruturas - o emprego dos materiais conhecidos como *engineered cementitious composites* podem se constituir em uma técnica mais racional para reparo de pavimentos deteriorados, minimizando os impactos ambientais proporcionados por este tipo de atividade de intervenção.

A lacuna de pesquisa identificada e o desafio que se apresenta para esta tese consiste em verificar a possibilidade de usar as teorias da micromecânica para desenvolver um ECC que pudesse ser produzido no Brasil, com emprego de materiais nacionais e de menor custo, de forma a melhorar a economicidade do material.

1.3 OBJETIVOS

A seguir são apresentados os objetivos propostos para o trabalho.

1.3.1 Objetivo Geral

Concretos de cimento Portland têm sido empregados de maneira crescente como técnica de reabilitação de pavimentos severamente deteriorados, tanto de concreto, quanto de asfalto (MDOT, 2005). Esses recapeamentos, além de serem projetados e executados com base em critérios visando segurança e durabilidade, precisam ser pensados de maneira racional, na busca de métodos construtivos sustentáveis. Sendo assim, o objetivo principal desta tese estabelecido para este trabalho foi:

“Verificar se é possível desenvolver uma versão de *engineered cementitious composites* com materiais disponíveis no Brasil e que possuam propriedades adequadas à aplicações em camadas de recapeamento para reabilitação de pavimentos”.

1.3.2 Objetivos Específicos

A partir do objetivo geral, foram definidos os objetivos específicos, que caracterizaram e ajudaram a estruturar as quatro fases do programa experimental desta pesquisa. São eles:

1. Desenvolver uma ou mais versões de ECCs utilizando fibras de polipropileno de alta tenacidade como reforço das matrizes cimentícias, em substituição às usuais fibras de PVA, por serem as primeiras produzidas e comercializadas no país. Espera-se que tais fibras permitam o desenvolvimento de compósitos com comportamento de *strain-hardening*, além de resultarem em compósitos de menor custo por unidade volumétrica, uma vez que o custo por unidade de peso das fibras de polipropileno é inferior ao das fibras de PVA;
2. Investigar o comportamento dos compósitos reforçados com fibras de polipropileno à flexão e fadiga, verificando a viabilidade de aplicação do material em pavimentos;
3. Simular o comportamento de camadas de recapeamento de *engineered cementitious composites* de diferentes espessuras com o auxílio do software JSLAB – 2004, comparar as respostas com as obtidas para recapeamentos de concreto;
4. Investigar a capacidade dos compósitos de resistir à fissuração por reflexão quando utilizado como material de recapeamento;
5. Analisar o ciclo de vida e o custo do ciclo de vida de diferentes sistemas de recapeamento, comparando os resultados gerados pelo emprego de *engineered cementitious composites*,

concreto e asfalto misturado a quente, em busca da alternativa de menor interferência no meio ambiente e menor custo.

1.4 DELIMITAÇÃO DA PESQUISA

Dada as limitações de tempo e recursos, foram estabelecidas as seguintes delimitações para a pesquisa:

- No processo de desenvolvimento dos compósitos reforçados com fibras de polipropileno, somente o comportamento à tração será utilizado como parâmetro para a seleção dos materiais a serem estudados nas próximas etapas da pesquisa.
- Somente serão estudados cimento Portland comum tipo I e de alta resistência inicial tipo V;
- O estudo das potencialidades do material reforçado com fibras de polipropileno para aplicações em pavimentação se limita ao estudo do comportamento do material à flexão com carregamento estático e cíclico. O estudo da capacidade de controle à fissuração refletiva do material também utilizará o comportamento à flexão estática e cíclica como parâmetros de avaliação de desempenho.
- As análises numéricas serão realizadas com auxílio do software JSLAB – 2004.
- As análises de ciclo de vida e custos de ciclo de vida serão realizadas com auxílio do programa desenvolvido por Zhang *et al.* (2008) para comparação de três diferentes alternativas de recapeamento.
- Não serão efetuados ensaios de desempenho ao longo do tempo e envelhecimento do material.

1.5 DEFINIÇÃO DA ESTRATÉGIA DE PESQUISA

Tendo estabelecido a questão de pesquisa e traduzido a mesma em objetivos para o presente trabalho, foi concebida e estruturada a estratégia de pesquisa mostrada no fluxograma da figura 1.4. Nesta figura podem ser observadas as etapas constituintes da pesquisa e suas inter-relações, o que facilita o entendimento global do trabalho.

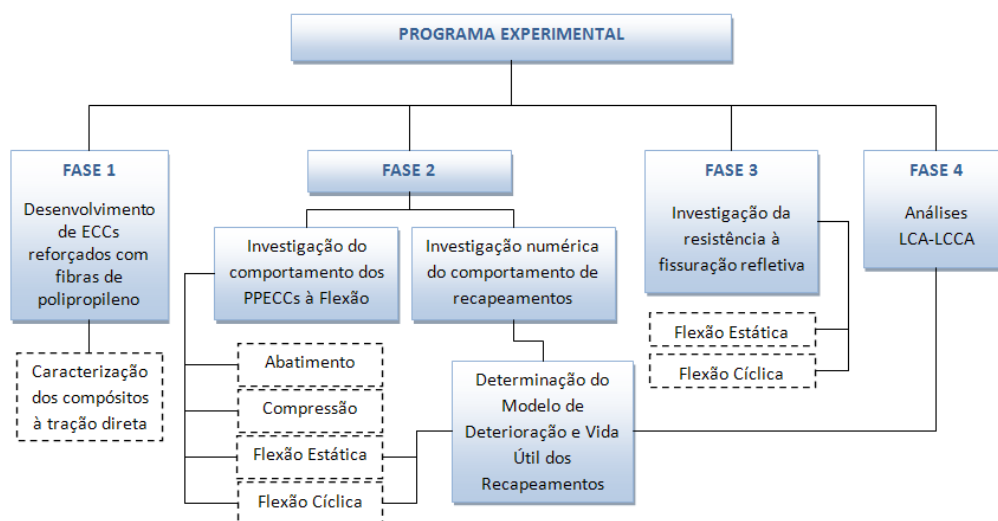


Figura 1.4: Fluxograma das fases do trabalho

1.6 ESTRUTURA DA TESE

A tese foi organizada em nove capítulos, sendo que o presente contém uma introdução ao assunto abordado na tese e uma descrição dos objetivos, delimitações e estratégia experimental. Os demais capítulos foram estruturados como descrito a seguir.

O capítulo 2 apresenta uma revisão geral sobre os fundamentos teóricos usados para a criação de compósitos cimentícios de alto desempenho reforçados com fibras, com atenção especial sendo dada aos *engineered cementitious composites*, através da discussão de suas principais propriedades e comportamento. Em particular, se apresentam as teorias de micromecânica envolvidas na produção deste tipo de compósito de múltipla fissuração.

O capítulo 3 aborda e discute a potencialidade de aplicação dos *engineered cementitious composites* ao reparo e reabilitação de pavimentos. Ao final do capítulo são apresentados alguns casos reais de aplicação, que comprovam a viabilidade de uso do material para este fim.

O capítulo 4 detalha o programa experimental e apresenta todos os materiais e métodos utilizados nos ensaios levados a efeito em cada uma de suas fases.

No capítulo 5, que descreve a 1ª fase do programa experimental, são abordados diversos aspectos relativos ao desenvolvimento dos traços preliminares de ECC com fibras de polipropileno e diferentes tipos de cimentos, que apresentassem um adequado comportamento de *strain-hardening*. Os dados

relativos à caracterização básica de cada traço, descritos neste capítulo, subsidiaram a escolha dos traços mais promissores que foram usados nas fases seguintes.

O capítulo 6 contém os resultados da 2ª fase do programa experimental. No mesmo são discutidas as investigações experimentais do comportamento dos traços selecionados à flexão e fadiga, e apresentadas as investigações numéricas do comportamento das camadas de recapeamento executadas com estes materiais frente a solicitações de tráfego. Dos resultados experimentais obtidos foram extraídas relações *tensão aplicada x vida útil de fadiga* ($\sigma - N$). As análises numéricas, realizadas com auxílio do programa JSLAB-2004, serviram para avaliar a influência da espessura do overlay na resposta estrutural do sistema recapeado, fator importante dado que a espessura tem um papel significativo nos fatores de sustentabilidade, já que grandes volumes de materiais são esperados para este tipo de aplicação.

No capítulo 7, que contém os resultados da 3ª fase do programa experimental, são apresentados os dados relativos à verificação da resistência à fissuração por reflexão de vigotas com substrato de concreto e as camadas de recapeamento à base de PPECC.

No capítulo 8 são realizadas as análises de ciclo de vida e dos custos do ciclo de vida de diferentes opções de recapeamento de pavimentos deteriorados, com base nos modelos de Zhang *et al.* (2008). Das análises do capítulo 6 foi gerada a relação *espessura de recapeamento versus vida útil à fadiga* ($h - N$), que serviu de base para as análises de ciclo de vida e custo deste Capítulo.

O capítulo 9 é reservado à apresentação das conclusões derivadas do desenvolvimento da presente tese, com indicações e recomendações para trabalhos futuros.

Ao final, encontra-se anexada a lista de referências bibliográficas utilizadas no trabalho.

2 COMPORTAMENTO DOS ENGINEERED CEMENTITIOUS COMPOSITES

Este capítulo apresenta uma revisão inicial sobre a origem dos compósitos de matriz cimentícia de alto desempenho reforçados com fibras, com enfoque especial aos compósitos de alta ductilidade, grupo no qual se enquadram os *engineered cementitious composites* - ECCs. Ao longo do capítulo são apresentadas as principais propriedades deste tipo de material, revisados os conceitos de micromecânica envolvidos no *design* dos mesmos e efetuada uma revisão do modelo constitutivo de transferência de tensão através das fibras que governa seu comportamento. Finalmente, são mostradas algumas aplicações reais já efetuadas com emprego de ECC.

2.1 COMPOSTOS CIMENTÍCIOS DE ALTO DESEMPENHO REFORÇADOS COM FIBRAS

Segundo Brandão (2005), os concretos de alto desempenho reforçados com fibras (HPFRC) são um dos principais resultados da série de pesquisas desenvolvidas, no final do século XX, com o intuito de encontrar alternativas para aumentar a resistência mecânica do concreto. Analisando a literatura da área, verifica-se que este objetivo foi atingido através de duas abordagens principais. A primeira envolveu a criação de concretos com altos teores de superplastificante e adições como a sílica ativa, com relação água/aglomerante muito reduzida e uso de agregado extremamente resistente (por exemplo, bauxita calcinada ou granito), resultando num material altamente empacotado, com poucos vazios, classificado, genericamente, como *Densified Small Particle* (DSP). Tipicamente, a resistência à compressão deste tipo de concreto varia entre 150 e 400 MPa, mas a relação entre sua resistência à tração e sua resistência à compressão permanece baixa.

A segunda abordagem compreendeu a utilização de argamassas de base cimentícia modificadas pela adição de polímeros, resultando num material classificado como *Macro Defect Free* (MDF). Neste tipo de compósito, o material resultante do processo de polimerização preenche os poros do concreto e mantém as partículas aderidas, resultando na criação de uma matriz resistente, com elevada resistência à flexão superior a 150 MPa (Donatello et al., 2008)

Em ambos os casos, os materiais resultantes se mostram muito resistentes e compactos, porém apresentam comportamento frágil na ruptura, característica indesejada em elementos estruturais. A adição de fibras a estes compósitos foi, portanto, uma consequência natural, dado que esta é uma estratégia bem conhecida para controlar a fissuração e aumentar a ductilidade de matrizes frágeis.

No caso dos concretos do tipo MDF, porém, que são materiais naturalmente bastante viscosos, a adição de fibras pode ser difícil e problemática, já que estas tendem a reduzir a trabalhabilidade das misturas, prejudicando a compacidade e, em alguns casos, favorecendo a incorporação de ar.

Por esta razão, os pesquisadores da área se concentraram no estudo da adição de fibras a matrizes do tipo DSP. O resultado foi o desenvolvimento do material atualmente conhecido como concreto de alto desempenho reforçado com fibras – *HPFRC (high performance fiber reinforced concrete)*.

A capacidade de múltipla fissuração e o comportamento de endurecimento sob deformação (*strain-hardening*) são as principais características que diferenciam e justificam as grandes diferenças de comportamento estrutural entre os concretos reforçados com fibras tradicionais (normalmente designados pela sigla em inglês *FRC – Fiber Reinforced Concrete*) e os compósitos cimentícios de alto desempenho reforçados com fibras (identificados pela sigla *HPFRC*).

Em paralelo ao desenvolvimento dos HPFRC, outros tipos de compósitos fibrosos com características especiais começaram a ser criados, buscando viabilizar, principalmente, o aumento no teor de fibras incorporadas, como se pode observar na tabela 2.1.

Tabela 2.1: Descrição dos principais tipos de compósitos cimentícios reforçados com fibras [adaptado de Naaman, 2003].

Material	Volume de fibras V_f	Detalhes
FRC	$V_f \leq 2\%$	Fibras são pré-misturadas a matriz de concreto.
HPFRC	$V_f \begin{cases} \geq (V_f)_{crit} \\ \geq 1\% \end{cases}$	Deformação–endurecimento e múltipla fissuração sob tração. Com dimensionamento apropriado V_f pode ser inferior a 2% .
<i>Shotcrete</i>	$V_f \leq 3\%$	Aplicações em revestimento e reparo de túneis.
<i>Spray Technique</i>	$4\% \leq V_f \leq 7\%$	Aplicações em painéis.
SIMCON	$4\% \leq V_f \leq 6\%$	Esteiras pré-fabricadas de fibras de aço posteriormente infiltradas por matriz cimentícia fluida.
SIFCON	$4\% \leq V_f \leq 15\%$	Fibras de aço acomodadas em fôrmas e posteriormente infiltradas por matriz cimentícia fluida.

Os concretos com altos teores de fibra se diferenciam dos demais presentes na tabela pois demandam o uso de técnicas complexas de incorporação de fibras, ao invés de simplesmente adição das mesmas à matriz de concreto durante o processo de mistura, como ocorre no caso do FRC.

O primeiro dos compósitos gerados com altos teores de fibras foi o SIFCON – *Slurry Infiltrated Fibered Concrete*. Neste, fôrmas são preenchidas inicialmente com um grande volume de fibras, sendo injetada, posteriormente, uma argamassa extremamente fluida sobre elas. Esta técnica resulta em materiais com teores de fibras variando entre 4 e 15%. Estas misturas já foram empregadas no reforço e reabilitação de algumas estruturas, mas não alcançaram grande escala de aplicação, devido às caras técnicas de produção que exigem. O SIMCON (*slurry infiltrated mat concrete*) se configura como uma alternativa ao SIFCON, na qual são usados tapetes pré-fabricados e orientados de fibras ao invés de fibras dispostas aleatoriamente *in loco*.

A principal vantagem dos compósitos com altos teores de fibras é o ganho de ductilidade proporcionado. Embora não atinjam resistências tão elevadas (por não terem, ao contrário dos HPFRC, uma matriz ultracompacta), sob ação de esforços uniaxiais de tração, os SIFCON exibem uma relação constitutiva 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.

Seguindo esta vertente de desenvolvimento, alguns pesquisadores começaram a utilizar técnicas especiais de concepção e fabricação de HPFRCs, buscando aumentar a ductilidade sem ter que utilizar teores de fibras tão elevados. Isto resultou num grupo de materiais conhecido atualmente como *Engineered Cementitious Composites* - ECC, também chamados de *High Ductility Fiber Reinforced Cementitious Composites* - HDFRCC, que foram desenvolvidos como uma solução para suprir a principal deficiência observada nos concretos convencionais, relacionada ao seu comportamento à tração.

Segundo Li (2003), os ECCs são compósitos cimentícios de alta ductilidade, reforçados com fibras, que foram projetados para resistir a elevadas tensões de tração e cargas de cisalhamento, com adições máximas de fibras de apenas 2%. Devido à sua elevada ductilidade, tais compósitos possuem elevada capacidade de absorção de energia e alta capacidade de deformação sob carregamentos de tração, resultado da capacidade de formação de diversas fissuras múltiplas de pequena abertura durante o processo de ruptura destes compósitos.

Esta é uma importante mudança. Para efeito de ilustração, vale lembrar que o *Ductal*[®], um compósito cimentício de alto desempenho reforçado com fibras bastante difundido na comunidade científica, é capaz de atingir resistência à compressão entre 160 e 240 MPa, e resistência à tração superior a 10 Mpa, mas apresenta uma limitada capacidade de deformação.

Em ensaios de flexão a quatro pontos, a deflexão correspondente à máxima tensão do *Ductal* é inferior a 1mm (Chanvillard e Rigaud, 2003). Já os ECCs produzidos com fibras de PVA conseguem atingir deflexões da ordem de 6 a 10 mm (Qian, 2007), sob as mesmas condições de carregamento.

A elevada capacidade de deformação à flexão dos ECCs levou os mesmos a serem reconhecidos, de forma popular, como *Bendable Concretes*. Dentre as aplicações mais atrativas deste tipo de material se inclui a criação de elementos resistentes a sismos - que devem resistir a esforços elevados de flexão ou cisalhamento - ou de elementos que necessitam ser resistentes à fadiga. Os compósitos também podem ser utilizados com vantagem para *retrofit sísmico* ou aplicados na proteção da superfície de elementos estruturais existentes, com o intuito de prolongar sua vida útil de serviço. No próximo item se discute os princípios básicos de funcionamento de ECCs e suas propriedades.

2.2 PRINCÍPIOS DE FUNCIONAMENTO DOS ECCs

Como enfatizado no item anterior, os *Engineered Cementitious Composites* (ECC) são um tipo especial de compósito cimentício de alto desempenho reforçado com fibras (HPFRCC), que é caracterizado pela elevada ductilidade à tração. A estratégia de desenvolvimento adotado para a geração de tais compósitos foi baseada nos princípios da micromecânica, que estabelecem relações entre o comportamento mecânico macroscópico dos compósitos e as propriedades individuais de cada fase dos mesmos, ou seja, da fibra, da matriz e da interface fibra-matriz.

Segundo Li (2003), o uso de parâmetros e conceitos da micromecânica para guiar a combinação das matérias-primas que formam o compósito promoveu um avanço importante no desenvolvimento das matrizes cimentícias reforçadas com fibras, levando à adoção de estratégias de dosagem racionais, fundamentadas em critérios da mecânica da fratura. O mesmo destaca que os parâmetros de micromecânica permitem realizar uma otimização dos compósitos com fibras, propiciando a obtenção de um excelente desempenho com um volume pequeno de fibras, fato importante já que este é o componente de custo mais elevado. Wang e Li (2007) reforçam a idéia afirmando que, através dos conceitos de micromecânica, é possível estabelecer uma combinação sistemática dos

componentes individuais em busca do melhor desempenho do compósito. Os modelos usados para efetuar esta análise serão apresentados na seção 2.4 deste capítulo.

Os ECCs geralmente são produzidos com elevados teores de cimento, tipicamente duas ou três vezes maiores do que os utilizados em concretos convencionais. Este fato colabora no controle reológico, facilitando a dispersão de fibras e, mais especificamente, permitindo o controle da tenacidade da matriz, que é um dos fatores responsáveis pelo comportamento de *strain-hardening* dos compósitos (Wang and Li, 2007).

Para entender este tipo de comportamento, cabe lembrar que nos FRC, as fissuras decorrentes do carregamento, resultado da coalescência de várias micro-fissuras, continuam a se abrir enquanto as fibras que atravessam as mesmas vão sendo rapidamente arrancadas ou sofrem um processo de ruptura. Como consequência disto, ocorre o rápido decréscimo na capacidade de carga do compósito, o que resulta no comportamento conhecido como amolecimento sob tensão (*stress-softening*), característico dos FRCs. Isto decorre do fato de que, após a fissuração da matriz, o carregamento necessita ser transferido para as fibras presentes no compósito. Porém, a capacidade de transferência de tensões das fibras normalmente não é suficiente para suportar o carregamento, seja pelo limitado teor de fibras ou pela inapropriada combinação dos materiais constituintes.

Já nos ECCs, a primeira fissura é seguida por um aumento ou pelo menos uma estabilização na capacidade de carga do compósito. Isto ocorre porque o carregamento, primeiramente suportado pela matriz, é transferido, após a abertura da primeira fissura, para uma grande quantidade de fibras de pequeno diâmetro, de boa capacidade à tração e adequada aderência à matriz, que interceptam a fissura. Estas fibras conseguem suportar as cargas e transferir o carregamento para outro ponto da matriz, provocando a abertura de uma nova fissura, que irá mobilizar e transferir o carregamento às fibras existentes nesta nova região. Este mecanismo se repete de forma sucessiva, permitindo que microfissuras múltiplas se desenvolvam ao longo do compósito, mas preservando a integridade global e evitando a ruptura do elemento. Este comportamento, que pode ser observado na figura 2.1, é denominado de *strain-hardening*.

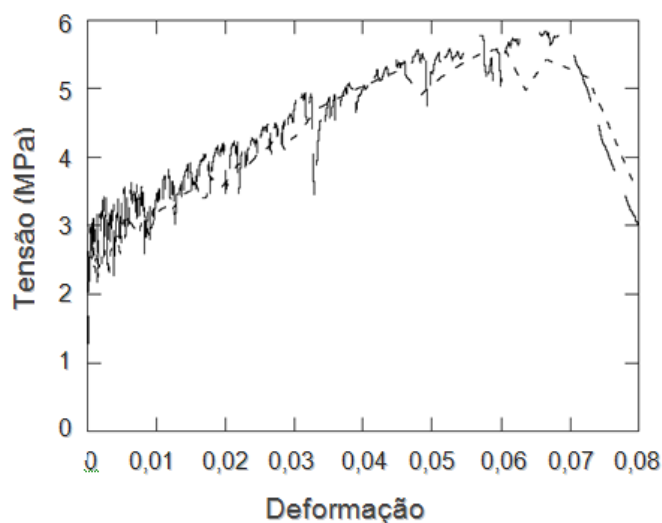


Figura 2.1: Comportamento *strain-hardening* de um compósito tipo PEECC (ECC reforçado com fibras de polietileno) sob ação de esforços de flexão [fonte: Li e Kanda, 1998]

O comportamento de *strain-hardening* é o responsável pela característica mais importante de um ECC, que é justamente sua alta ductilidade. Isto significa que uma falha estrutural causada pela fratura do compósito tem menor probabilidade de ocorrer em elementos de ECC, em comparação a elementos de concreto simples ou FRC. Li e Kanda (1998) salientam que o comportamento de *strain-hardening* está na raiz da alta tenacidade e elevada tolerância ao dano dos ECCs. O mesmo permite que o compósito sofra elevadas deformações sem romper, como se observa claramente na figura 2, que mostra o resultado de um ensaio à flexão realizado em um corpo-de-prova produzido com ECC reforçado com fibra de polietileno de alto módulo (PEECC).



Figura 2.2: Aspecto do padrão de fissuração de um compósito tipo PE-ECC submetido à flexão [fonte: Li e Kanda, 1998]

Segundo Li (2003), os ECCs também têm excelente capacidade de resistir a esforços de cisalhamento. Sob esse tipo de carregamento, o ECC desenvolve múltipla fissuração, com o desenvolvimento de fissuras alinhadas na direção normal à direção das tensões principais de tração. Como o comportamento à tração do ECC é dúctil, a resposta ao cisalhamento também é dúctil. Como consequência, elementos de ECC podem usar uma menor quantidade ou até dispensar o uso de armadura de reforço (cisalhamento).

Ilustrando este comportamento, na figura 2.3 podem ser observadas as curvas de histerese de (a) uma coluna de concreto armado com estribos e de (b) uma coluna de ECC armado sem estribos, submetidas a carregamentos cíclicos, derivadas de dados provenientes dos ensaios realizados por Fischer e Li (2002).

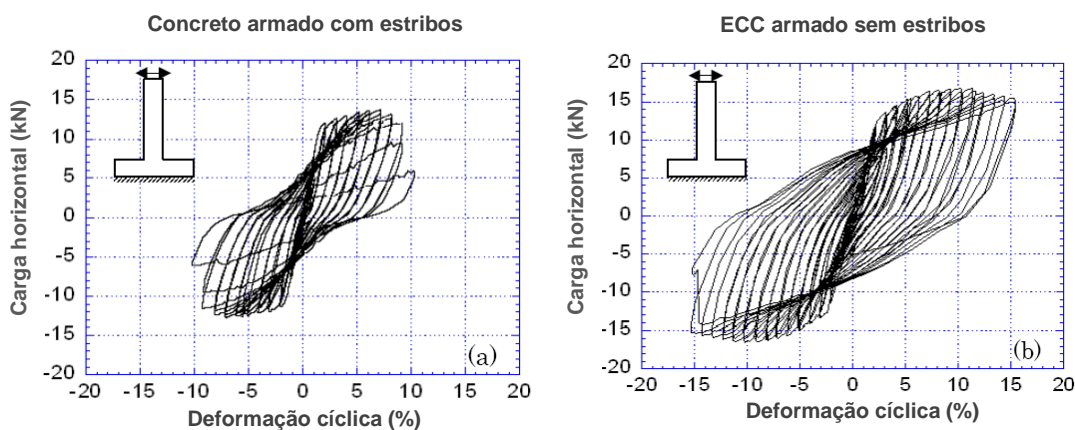


Figura 2.3: Curvas de histerese de elementos verticais produzidos em concreto com estribos (a) e em ECC armado sem estribos (b) [fonte: Li, 2003]

Os resultados evidenciam a alta capacidade de carga e a excelente capacidade de absorção de energia do elemento de ECC armado sem estribos, que excede em muita a do elemento de concreto armado convencional. Os registros fotográficos resultantes dos testes são apresentados na figura 2.4. Analisando as figuras verifica-se que, apesar da total eliminação dos estribos, a tolerância ao dano da estrutura confeccionada com o ECC armado (b) é muito superior à registrada na estrutura confeccionada com concreto armado (a), sendo a primeira claramente mais capaz de conter o lascamento e desintegração do elemento.

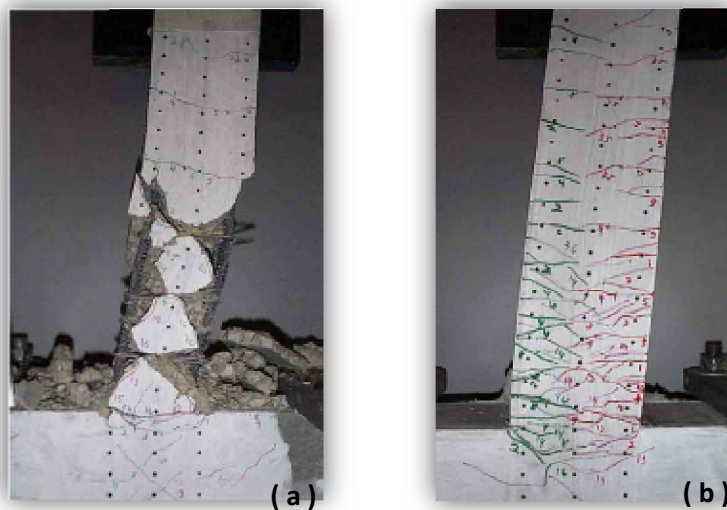


Figura 2.4: Comportamento ao dano: (a) concreto armado e (b) ECC armado sem estribos.
[fonte: Li, 2003]

Segundo Lepech and Li (2005), a tolerância ao dano e a elevada capacidade de deformação dos ECCs, (comportamentos derivados e decorrentes do processo de desenvolvimento de múltiplas fissuras de pequena abertura - geralmente inferiores a $100\ \mu\text{m}$ – que marcam estes materiais) podem, também, representar um importante fator no incremento da durabilidade de estruturas em situações severas de carregamento.

Neste sentido, o estudo realizado por Sahmaran *et al.* (2008) fornece evidência empírica apontando que os ECCs podem, de fato, apresentar resistência à corrosão muito mais elevada que argamassas convencionais. No estudo foram moldados corpos-de-prova prismáticos de ECC e de argamassa, nos quais foram inseridas barras de aço. Os corpos-de-prova foram então submetidos a ensaios de corrosão acelerada por indução eletroquímica, durante os quais ficaram imersos em soluções com concentração de 5% de NaCl e potencial anódico de $30\ \text{V}^4$.

Observou-se, ao longo de ensaio, que a abertura das fissuras induzidas pelo desenvolvimento do processo corrosivo, nos corpos-de-prova de argamassa, já atingiu, após 20 horas de exposição, valores superiores a 0,3 mm. Após 3 dias de exposição (72 horas), as fissuras apresentaram abertura da ordem de 2mm e aos 4 dias de exposição (96 horas), já acontecia um processo de lascamento nos corpos-de-prova.

⁴ O método de ensaio utilizado por Sahmaran *et al.* (2008) foi baseado nas recomendações do *Florida Method of Test for an Accelerated Laboratory Method for Corrosion* (FDOT, 2000) e do *Testing of Reinforced Concrete Using Impressed Current* (NORDTEST, 1989).

Ao contrário, nos corpos-de-prova confeccionados com ECC, as fissuras só começaram a ser visíveis após 35 horas de exposição. Após 2 dias (48 horas), o processo de microfissuração do ECC se intensificou, mas a abertura das fissuras ficou próxima a 0,1 mm. Somente após 13 dias (312 horas) a abertura de 0,3 mm foi atingida em algumas fissuras, caracterizando o fim do ensaio (o valor limite de 0,3 mm foi adotado com base nas recomendações da AASHTO (2004), que sugere este valor para a abertura limite de fissuras em estruturas expostas ao ar livre).

Estes são resultados importantes quando se analisa a durabilidade de estruturas corroídas, pois fissuras de maior abertura permitem o ingresso mais fácil de oxigênio e substâncias agressivas, acelerando e agravando o desenvolvimento do fenômeno corrosivo. Na figura 2.5 é possível observar em (a) o aspecto visual dos corpos-de-prova de ECC após 13 dias (312 horas) de exposição e em (b) o corpo-de-prova de argamassa após 3 dias (72 horas) de exposição. Enquanto o primeiro apresenta múltiplas fissuras nas faces do corpo-de-prova, o segundo apresenta uma fissura longitudinal de grande abertura, adjacente e paralela à armadura.

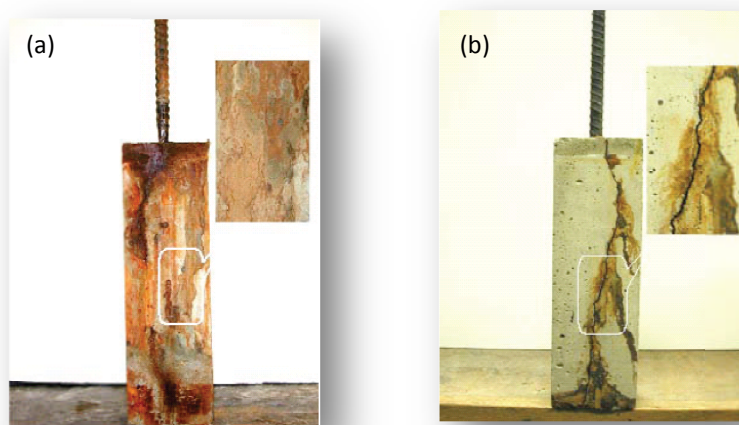


Figura 2.5: Aspecto visual de (a) corpo-de-prova de ECC após 13 dias de corrosão acelerada e (b) corpo-de-prova de argamassa após 3 dias de exposição à corrosão acelerada [Li e Li, 2008]

Corpos-de-prova expostos a solução de cloretos também foram ensaiados à flexão, com a finalidade de mensurar a ação deletéria da corrosão sob o ponto de vista estrutural. Sabe-se que o processo corrosivo provoca uma redução da rigidez e da capacidade de flexão das estruturas, devido ao comprometimento de parte da seção das barras de aço e da aderência aço-concreto.

Após 24 horas de exposição à solução de cloretos, a resistência à flexão dos elementos de argamassa reduziu-se em cerca de 34%. Em contraste, os corpos-de-prova fabricados com ECC preservaram

100% da capacidade de carga original após 48 horas de exposição. Mesmo quando o período de 48 horas de ensaio foi ultrapassado, os corpos-de-prova se mostraram capazes de reter boa parte da capacidade de carga original, suportando uma carga equivalente a 45% da original após 312 horas de exposição.

O desempenho superior à corrosão do ECC foi atribuído à sua elevada capacidade de deformação à tração e ao comportamento de *strain-hardening*, que induz o processo de microfissuração múltipla do compósito.

Em estruturas tradicionais de concreto armado, onde a resistência à tração é controlada pela presença da armadura, a abertura máxima das fissuras é um parâmetro difícil de ser medido e controlado *in situ*, sendo que valores previstos têm grande probabilidade de serem ultrapassados em decorrência de ações mecânicas e ambientais⁵. Os ECCs oferecem uma possibilidade de melhor controle da abertura da fissuração, independentemente da presença da armadura de aço tradicional. Desta forma, a abertura máxima de fissura passa a ser uma propriedade intrínseca do compósito, que independente das dimensões da estrutura e é decorrente apenas do adequado projeto (*design*) e *fabricação* do material compósito, como explicam Li e Li (2008).

Outro possível efeito positivo resultante da limitação da abertura das fissuras devido ao processo de múltipla fissuração dos ECCs é o chamado *self-healing*, ou seja, a “auto-cicatrização” das fissuras. Para que o efeito de *self-healing* aconteça em compósitos cimentícios, três critérios são críticos: a presença de certos compostos químicos reativos; a exposição à determinadas condições ambientais; e a pequena abertura das fissuras, que viabiliza sua colmatação com cristais precipitados decorrentes de um processo de hidratação tardia (Reinhardt e Joos, 2003; Farage et al., 2003; Edvarden, 1999; Jacobsen et al., 1995).

⁵ O código americano para projeto e construção de estruturas de concreto ACI 318, até a versão publicada em 1989 (ACI 318-89), considerava a Equação 2.1, desenvolvida por Gergely and Lutz, em 1968, para a previsão da máxima abertura de fissura W_{max} aplicável a vigas de concreto armado:

$$W_{max} = 0,076 \times 10^{-3} \beta f \sqrt[3]{(d_c \cdot A)} \quad (\text{unidades: kip} - \text{in}) \quad \text{Equação 2.1}$$

onde: A é a área de tração por barra, d_c é o cobrimento da barra mais afastada da superfície, medida a partir do centro da mesma, f é a resistência à tração das barras longitudinais e β é a razão entre as distâncias do eixo neutro até a superfície inferior da viga e até o centróide das barras longitudinais.

A partir de 1989 os limites de fissuração foram abandonados, não sendo mencionados nos códigos posteriores, incluindo a última versão ACI 318-08. Em 2001, foi publicado pelo ACI Committee 224 o documento 224R-01: *Control of Cracking in Concrete Structures*, reaprovaado em 2008). Neste documento são apresentadas as causas e procedimentos de controle da fissuração, sem, no entanto, impor limites a esta.

A existência de material anidro - em função da reduzida relação água-aglomerante e da alta compacidade típica de matrizes cimentícias de alta resistência, que não levam à hidratação completa dos compósitos do cimento - bem como a presença de CO₂ no ar, cumpre o primeiro critério.

Para cobrir o segundo critério são necessárias condições ambientais que resultem em ciclos de umedecimento, de forma a permitir que ocorra a hidratação das partículas inertes que ficam expostas nas paredes das fissuras. Muitas estruturas, como pavimentos e pontes, estão expostas naturalmente a ciclos úmidos e secos.

Por fim, em relação ao terceiro critério, pesquisas preliminares reportam que apenas fissuras com abertura inferior a 150 µm são suscetíveis ao processo de *self-healing*, sendo que o mesmo ocorre preferencialmente em fissuras com abertura inferior a 50 µm (Wang et al., 1997; Lepech e Li, 2005). Isto explica porque a formação de produtos de regeneração nas fissuras de maior abertura que tipicamente aparecem em estruturas de concreto não acarreta sua colmatação.

Entretanto, em ECCs reforçados com fibras de PVA, por exemplo, as fissuras se estabilizam, em termos de abertura, quando a deformação à tração atinge cerca de 1%, ficando em torno de valores de 60 µm, e não aumentam significativamente até que a fratura localizada do compósito ocorra, quando a deformação à tração supera 5%. Entre 1 e 5%, portanto, a deformação é acomodada pela formação de novas microfissuras, enquanto a abertura das fissuras existentes permanece praticamente constante. Esta propriedade dos ECC permite que o fenômeno de *self-healing* ocorra de forma marcante.

Em relação a este tema, cabe citar o estudo de Yang *et al.* (2008) sobre regeneração autógena de ECC em idades iniciais, que avaliou como se processa o fenômeno sob cinco diferentes regimes de exposição, estabelecidos com o objetivo de simular diferentes condições de exposição ambiental. Estes pesquisadores usaram ensaios uniaxiais de tração para mensurar o restabelecimento da rigidez, ductilidade e resistência após o processo de *self-healing*.

Na idade de 3 dias, os corpos-de-prova foram pré carregados até atingirem deformações específicas da ordem de 3%, 2%, 1,5%, 0,5% e 0,3%. Depois, os mesmos foram submetidos a diferentes condições de exposição, geradas com variação da temperatura, umidade relativa do ambiente e imersão em água. Decorridos dez ciclos de exposição, os corpos-de-prova foram novamente carregados para obtenção de novas curvas tensão–deformação.

Os resultados destes ensaios evidenciaram que a rigidez dos corpos-de-prova submetidos a condições normais de exposição – exposição ao ar com temperatura de 21°C - e, portanto, sem formação de material nas microfissuras, é drasticamente reduzida, devido à presença das fissuras induzidas pelo pré-carregamento.

Entretanto, nos corpos-de-prova submetidos a condições ambientais favoráveis à formação de materiais regenerativos, foi registrado um ganho de rigidez considerável. Em alguns casos, a rigidez foi quase completamente regenerada, como pode ser observado na figura 2.6, ao se analisar a inclinação do ramo inicial das curvas de precarga e de recarga.

A figura 2.7 mostra uma observação microscópica do processo de *self-healing*. Em (a) é mostrado o dano registrado em um corpo-de-prova submetido a uma deformação inicial de 2%. Em (b) é apresentada a mesma porção do corpo-de-prova, após o processo de regeneração verificado num corpo-de-prova mantido submerso em água. Na figura se pode observar, claramente, a colmatação das fissuras devido à hidratação tardia de partículas de cimento que haviam ficado anidras.

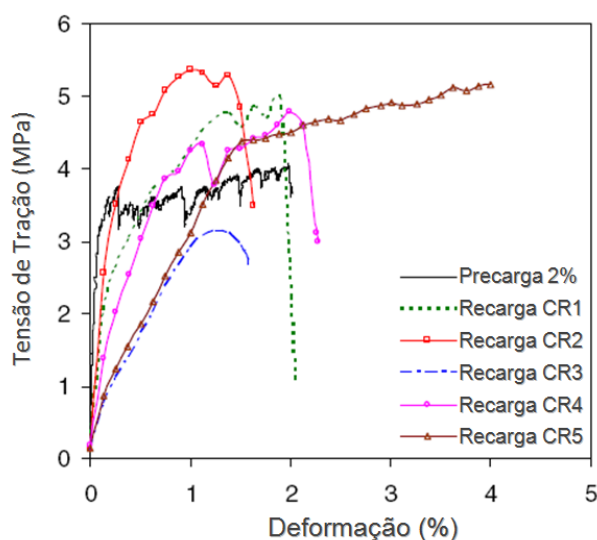


Figura 2.6: Curvas tensão x deformação indicando o comportamento típico pré e pós carregamento, com deformação prévia de 2%, após diferentes condições de exposição [fonte: Yang *et al.*, 2008]

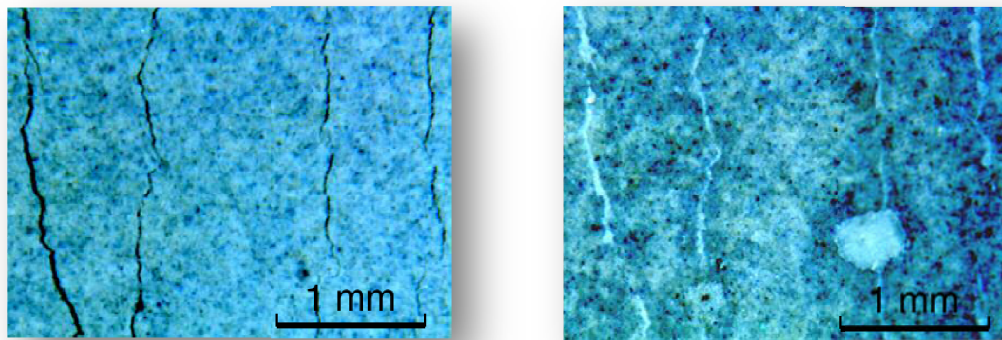


Figura 2.7: (a) Dano provocado pelo pré carregamento até uma deformação de 2% e (b) regeneração das fissuras provocada sob submersão em água [fonte: Yang *et al.*, 2008].

Com relação à ductilidade dos compósitos, verificou-se que, após os dez ciclos de carregamento, todos os corpos-de-prova mantiveram uma capacidade de deformação à tração pelo menos igual a 1,5%, valor bastante superior às deformações máximas atingidas normalmente pelo concreto.

Em termos de resistência última à tração, todos os corpos-de-prova ensaiados (exceto o exposto à condição de exposição marcada pela alta umidade relativa do ar sem presença de água) apresentaram um valor maior quando submetidos à recarga do que no estágio de pré-carregamento, o que foi creditado ao avanço do processo de hidratação do cimento, favorecido pelas condições de exposição, que provocou um aumento na resistência de ancoragem das fibras, aumentando, conseqüentemente, a resistência última do compósito.

Um aspecto importante a destacar é que o processo de *self-healing* pode suprimir, parcial ou totalmente, a fissuração do concreto que ocorre nas primeiras idades, sob certas condições ambientais de exposição. Isto ajuda a superar um problema comum e indesejado de concretos de alto desempenho empregados na construção de elementos da infraestrutura civil, tais como pontes e rodovias.

Acredita-se que as características apresentadas acima fazem dos ECCs um material com grande potencial para aplicação na reabilitação de pavimentos, tema desta pesquisa. Para subsidiar o estudo desenvolvido, foi necessário revisar os conceitos e teorias que regem e governam o comportamento dos ECCs. Uma síntese desta fundamentação teórica é apresentada no item a seguir.

2.3 CONCEITOS DE MICROMECAÂNICA APLICADOS AO DESENVOLVIMENTO DE UM ECC

Como mencionado anteriormente, a ductilidade muito elevada de um ECC é resultado da combinação de um comportamento de endurecimento por deformação (*strain-hardening*) com o desenvolvimento de um padrão de fissuração múltipla. Para que estes dois fenômenos ocorram, é necessário que propicie uma propagação estável das fissuras (*steady state crack propagation*).

A propagação estável de fissuras requer que a tenacidade na ponta da trinca (*crack tip toughness*) J_{tip} seja menor do que a energia complementar J_b' , calculadas a partir da curva representativa da relação entre a tensão de transferência (*crack bridging stress*) σ e a abertura de fissura δ (*crack opening*). Este diagrama representa a relação existente entre os materiais constituintes do compósito – fibra, matriz e interface – e determina o comportamento que os mesmos irão apresentar.

Como afirma Li (2003), a obtenção de uma resposta dúctil de um compósito está diretamente relacionada à forma do diagrama $\sigma - \delta$. A figura 2.8 mostra a curva $\sigma - \delta$ para um material com comportamento tipo *strain-hardening*. Na mesma, a área demarcada com riscos representa a energia complementar J_b' . Já a área sombreada representa a tenacidade na ponta da trinca J_{tip} .

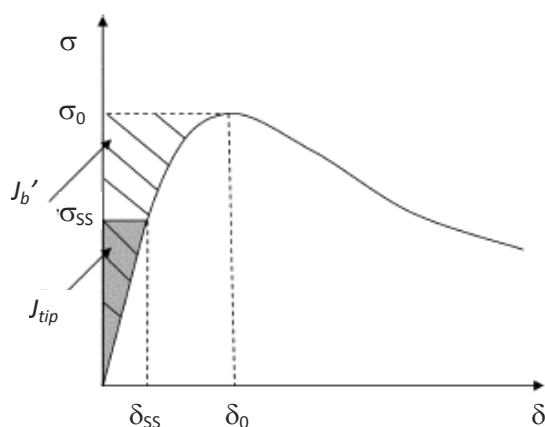


Figura 2.8: Curva tensão-abertura de fissuras para um material com comportamento de *strain-hardening*.

Com base na figura, a seguinte relação pode ser definida:

$$J_{tip} = \sigma_{ss} \delta_{ss} - \int_0^{\delta_{ss}} \sigma(\delta) d\delta \quad \text{Equação 2.2}$$

onde:

σ_{ss} indica a tensão de propagação estável da fissura; e

δ_{ss} indica a abertura da fissura relativa à tensão σ_{ss} .

J_{tip} pode ser aproximado pela expressão $\frac{K_m^2}{E_m}$

sendo:

K_m a tenacidade à fratura da matriz

E_m o módulo de elasticidade da matriz;

Uma das condições necessárias para que a propagação estável das fissuras ocorra, denominada critério energético, é dada pela expressão 2.3:

$$J_{tip} < \sigma_0 \delta_0 - \int_0^{\delta_0} \sigma(\delta) d\delta \equiv J'_b \quad \text{Equação 2.3}$$

Onde δ_0 é a abertura de fissura para a máxima tensão de transferência σ_0 .

Outra condição fundamental para obtenção de um comportamento tipo endurecimento por deformação (*strain-hardening*), denominada critério de resistência, consiste em garantir que a resistência da primeira fissura (σ_{fc}) não exceda a máxima tensão de transferência σ_0 , ou seja:

$$\sigma_{fc} < \sigma_0 \quad \text{Equação 2.4}$$

Sendo σ_{fc} função do maior defeito pré-existente na matriz $\max[a_0]$ e da tenacidade à fratura da matriz K_m .

A necessidade do segundo critério é facilmente entendida, já que, se a matriz for mais resistente que a tensão tolerada pelas pontes de transferência das fibras, estas não conseguirão suportar o carregamento, após a ruptura da matriz, e a ruptura do compósito ocorrerá logo em seguida.

Já para a interpretação do primeiro critério é preciso analisar o comportamento da fibra, matriz e interface no compósito. Quando a interface fibra-matriz é muito fraca, ocorre o arrancamento das fibras e a curva $\sigma - \delta$ apresenta um baixo pico de tensão σ_{cu} . Por outro lado, quando a interface é muito forte, a fissura não consegue se propagar, resultando na ruptura do compósito com um pequeno valor de abertura crítica da fissura δ_p .

Em ambos os casos, a energia complementar mostrada na figura 2.8 será pequena e a fissura se comportará como uma trinca de Griffith. Isto é, à medida que a fissura se propaga, ocorre o descarregamento das molas, mostradas esquematicamente na figura 2.9, a partir do centro da

fissura, onde a abertura é máxima. Quando δ_m excede δ_p , a propagação da ponta da trinca provoca a redução da capacidade de carga do compósito. Isto caracteriza o comportamento conhecido como *stress-softening* (amolecimento sob tensão), típico de um concreto reforçado com fibras (*Fiber Reinforced Concrete - FRC*) convencional. Ao contrário, se a energia complementar é grande, a abertura da fissura permanece pequena - $\delta_{ss} < \delta_p$, e a capacidade portante é mantida. Como resultado, a carga pode ser transferida da fissura para a matriz através das fibras, provocando, eventualmente, a formação de uma nova fissura em uma zona próxima da matriz que já contenha um defeito pré-existente. A repetição desse processo resulta no fenômeno da múltipla fissuração.

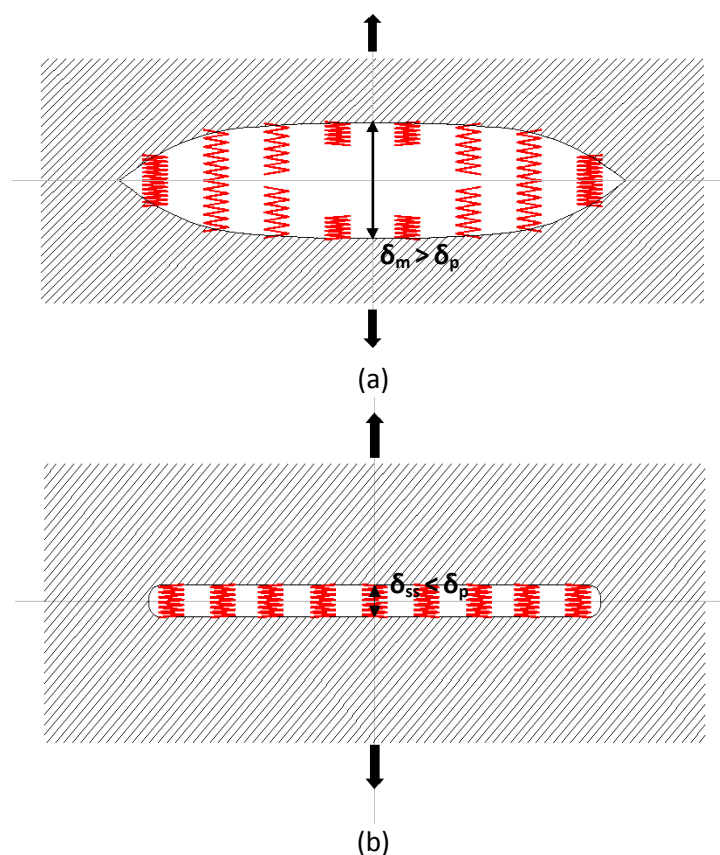


Figura 2.9: Representação da forma de evolução das fissuras em função da energia complementar⁶ [Adaptado de Li, 2003].

Assim sendo, o formato da curva $\sigma - \delta$ tem um papel fundamental na determinação do tipo de comportamento de um compósito: se *strain-hardening*, como nos ECC, ou *stress-softening*, no caso de FRC, sob carregamento uniaxial de tensão, que pode ser observado na figura 2.10.

⁶ No caso (a), uma baixa energia complementar resulta na formação de trincas de Griffith. As fibras, representadas esquematicamente pelas molas, rompem no meio da fissura quando a abertura δ_m excede δ_p . No caso (b), a existência de uma alta energia complementar resulta em uma fissura achatada, na qual as fibras permanecem íntegras sob o estado de tensões σ_{ss} , com abertura δ_m menor que δ_p .

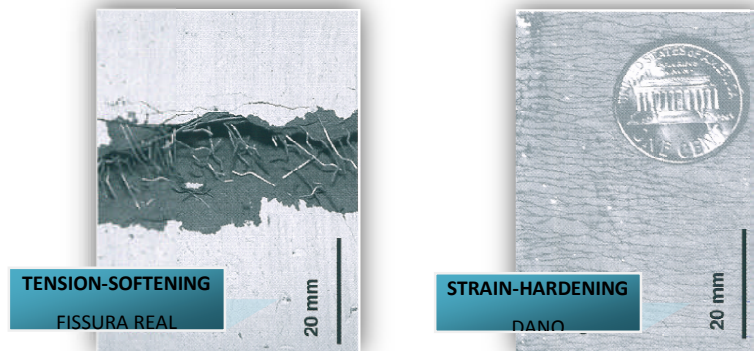


Figura 2.10: Exemplo de comportamento *tension-softening* típico dos concretos com fibras convencionais, com desenvolvimento de fissura localizada, e de comportamento *strain-hardening* característico dos ECC, com desenvolvimento de múltiplas fissuras de pequena abertura.

Cabe salientar que a forma da curva $\sigma - \delta$ é governada por diversos parâmetros da fibra, tais como o volume, o diâmetro, o comprimento, a resistência e o módulo, que atuam em conjunto com parâmetros da interação fibra-matriz, que incluem características químicas e físicas da interface e as propriedades da matriz (Li *et al.*, 1999). Entender a influência isolada de cada parâmetro do compósito não é suficiente. A otimização das propriedades do compósito requer que se conheça a influência da combinação dos parâmetros mais significativos, já que estes determinarão a forma da curva $\sigma - \delta$, permitindo que se atinja um comportamento dúctil, com *strain-hardening*.

2.4 MODELO CONSTITUTIVO DE TRANSFERÊNCIA DE TENSÕES PELAS FIBRAS

Como registrado no item anterior, a lei constitutiva que governa a transferência de tensões através das fissuras pelas fibras, definida pela curva $\sigma - \delta$, é aplicada nos dois critérios necessários à obtenção de um comportamento tipo *strain-hardening*.

Esta relação determina tanto a energia complementar J_b' indicada na equação 2.3, como a máxima resistência de transferência σ_0 usada na equação 2.4. Portanto, pode-se deduzir que a relação $\sigma - \delta$ é o fator crítico no controle do comportamento *strain-hardening* dos ECC. Ou seja, o controle da curva $\sigma - \delta$ através do *design* da microestrutura do material é a chave do desenvolvimento das propriedades desejáveis em ECC, como resistência à tração, capacidade de deformação à tração e abertura estável de fissuras (Yang, 2008). A seguir é apresentada uma revisão dos fatores que participam da construção do modelo de transferência de tensões pelas fibras em um compósito tipo ECC.

2.4.1 Comportamento Individual das Fibras

Os *engineered cementitious composites* são compósitos constituídos por matrizes cimentícias usualmente reforçadas com fibras curtas – entre 6 e 12 mm, com diâmetro variando de 10 a 100 µm, aleatoriamente distribuídas.

A teoria desenvolvida na Universidade de Michigan para criação dos ECCs se baseou na construção de um modelo constitutivo de transferência de tensões pelas fibras para estes materiais a partir do modelo de arrancamento de uma única fibra aderida à matriz do compósito. Este modelo é descrito integralmente em Wang (2005) e Yang (2008). A seguir se sumariza os principais pontos do mesmo.

O modelo teórico admite que, quando uma fibra é submetida a uma força de arrancamento, primeiramente ela deve sofrer processo de descolamento (*debonding*) da matriz adjacente, para que posteriormente possa ser arrancada. O processo de descolamento pode ser visto, simplificada, como um processo de propagação da fissura ao longo da interface fibra-matriz.

Após o descolamento, a interface passa a ser governada puramente por forças de atrito. Assumindo-se uma tensão de atrito constante τ_0 e uma energia de fratura no deslocamento igual a G_d - também denominada aderência química - a tensão de transferência individual da fibra durante o processo de descolamento ($\sigma_{debonding}$) passa a ser dada pela equação 2.5

$$\sigma_{debonding} = 2 \sqrt{(\tau_0 u + G_d) \frac{2 E_f (1 + \eta)}{d_f}} \quad \text{Equação 2.5}$$

Onde u é o deslocamento da fibra relativo à superfície da matriz fissurada, E_f e d_f são o módulo de elasticidade e o diâmetro das fibras, respectivamente, e η é o parâmetro que expressa a razão entre a rigidez efetiva (effective stiffness) devido à presença das fibras e a rigidez efetiva da matriz. O coeficiente η se aproxima de zero quanto menor o volume de fibras.

Após o completo descolamento das fibras da matriz, começa o estágio de arrancamento das fibras. Em alguns tipos de fibras, como é o caso das fibras de PVA, uma resposta tipo *slip-hardening* (endurecimento com escorregamento) é observada durante o estágio de arrancamento. Assumindo uma tensão de atrito τ_0 linear ao longo do comprimento de escorregamento da fibra, e um coeficiente de *slip-hardening* β , a tensão desenvolvida pela fibra durante o arrancamento ($\sigma_{pullout}$) pode ser expressa pela equação 2.6

$$\sigma_{pullout} = \frac{\tau_0}{d_f} (L_e - u - \delta_c) \left(1 + \frac{\beta(u - \delta_c)}{d_f} \right) \quad \text{Equação 2.6}$$

onde L_e corresponde ao comprimento de ancoragem ou comprimento embutido e δ_c corresponde ao deslocamento da fibra no qual o completo descolamento acontece, valor dado pela equação 2.7

$$\delta_c = \frac{2\tau_0 L_e^2 (1+\eta)}{E_f d_f} + \sqrt{\frac{8G_d L_e^2 (1+\eta)}{E_f d_f}} \quad \text{Equação 2.7}$$

Um esquema ilustrativo do arrancamento individual da fibra é mostrado na figura 2.11. Observa-se que, no final do estágio de descolamento, acontece uma queda repentina no carregamento devido ao alargamento instável da cavidade na matriz onde se insere a fissura. Posteriormente, a fibra é contida novamente pela aderência de atrito entre fibra e matriz.

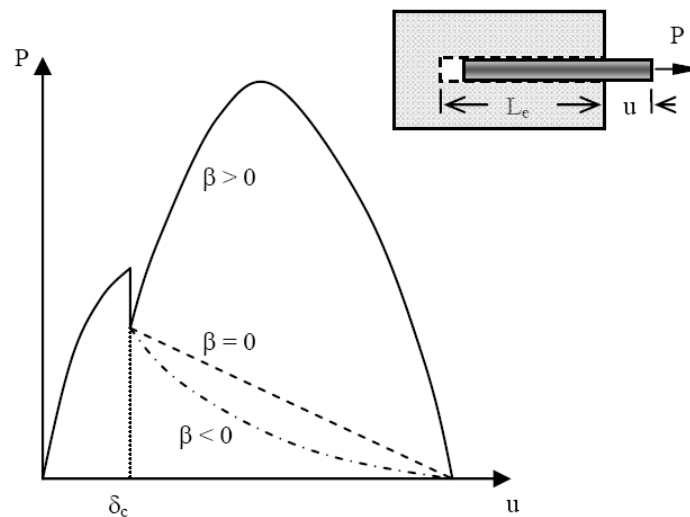


Figura 2.11: Comportamento individual da fibra durante processo de arrancamento. $\beta > 0$ representa comportamento tipo *slip-hardening*, $\beta = 0$ representa atrito independente da distância de escorregamento, e $\beta < 0$ representa comportamento tipo *slip-softening*.

Quando o coeficiente de *slip-hardening* β é muito elevado, a superfície da fibra pode sofrer um processo de delaminação, cenário que é representado esquematicamente na figura 2.12.

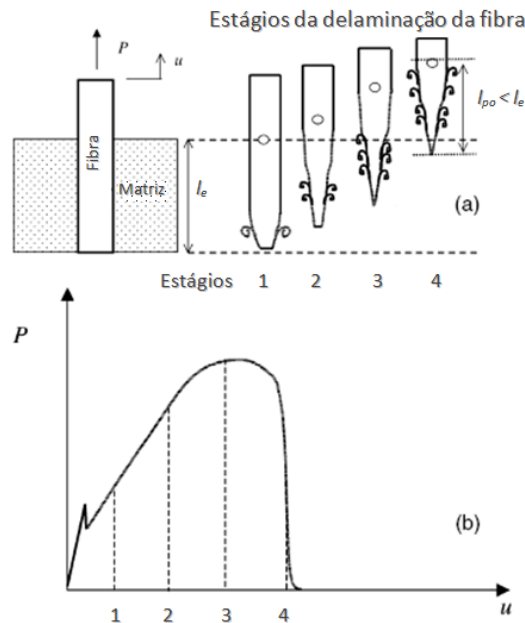


Figura 2.12: (a) Estágios do processo de delaminação das fibra durante o arrancamento e (b) estágios ilustrados na curva $P - u$ [Li *et al.*, 2002]

A figura 2.12 mostra o progressivo dano provocado na superfície da fibra pelo arrancamento, representado por quatro estágios. Após o estágio 3, a fibra perde totalmente o contato com a matriz, com brusca queda de carregamento. Neste instante, o comprimento do segmento l_{po} já é muito menor que o comprimento original embutido l_e .

Cabe salientar que, durante o processo de descolamento e arrancamento, as fibras podem sofrer ruptura se a carga P exceder a resistência à tração da fibra, o que frequentemente ocorre no caso de compósitos ECC com fibras de PVA (PVAECC), uma vez que o coeficiente de *slip-hardening* para este tipo de fibra é superior a zero (Rendon *et al.*, 2001).

Em compósitos reforçados com fibras curtas, como é o caso da maioria dos ECC, pode-se admitir que uma fibra qualquer esteja orientada em um ângulo arbitrário ϕ relativo ao plano da fissura ($\phi = 0$ quando a fibra está perpendicular ao plano da fissura e $\phi = \pi/2$ quando a fibra está paralela ao plano da fissura). Fibras desalinhadas estão sujeitas a uma tensão de atrito adicional devido à interação com a matriz. Wang *et al.* (1990) sugeriram a relação empírica expressa pela equação 2.8 para consideração do incremento da força de transferência P devido a uma inclinação ϕ da fibra:

$$P(\phi) = P(0)e^{f\phi} \quad \text{Equação 2.8}$$

onde f é um coeficiente denominado de *snubbing*.

No entanto, algumas fibras, mais sensíveis ao cisalhamento, como é o caso das fibras de PVA, apresentam redução de resistência quando solicitadas a um determinado ângulo de inclinação. Kanda (1998) introduziu um coeficiente de redução f' para consideração dessa redução na equação resultando na equação 2.9:

$$\sigma_{fu}(\phi) = \sigma_{fu}(0)e^{-f'\phi} \quad \text{Equação 2.9}$$

onde σ_{fu} é a resistência a ruptura da fibra.

2.4.2 Consideração do Arrancamento em Duas Direções

Muitas fibras utilizadas como reforço de matrizes cimentícias, tais como as de polietileno (PE), polipropileno (PP), e aço macio, não exibem comportamento tipo *slip-hardening* durante o processo de arrancamento. Isto é, o coeficiente β aproxima-se de zero ou até mesmo assume valores negativos. Conseqüentemente, após o descolamento do lado da fibra com menor comprimento embutido na matriz, o lado de maior comprimento permanece ancorado.

O aumento da abertura da fissura, nestes casos, provoca o arrancamento do menor lado ancorado. O estiramento elástico do outro lado pode ser desconsiderado.

Entretanto, para fibras de PVA, que apresentam comportamento *slip-hardening*, esta situação pode ser diferente. Rendon *et al.* (2005) argumentam que o comportamento tipo *slip-hardening* típico das fibras de PVA ocorre devido à abrasão e esmagamento da fibra durante o processo de escorregamento através da matriz.

A figura 2.13 mostra o típico comportamento das fibras de PVA durante o processo de arrancamento individual da fibra. Quando o comprimento de ancoragem é pequeno, a fibra pode ser arrancada completamente da matriz. Entretanto, quando o comprimento é grande, a fibra sofre processo de ruptura. A observação mais importante, no entanto, é que devido ao comportamento *slip-hardening*, a carga de arrancamento pode ser muito maior que a carga de descolamento do menor lado embutido na matriz (primeiro pico na curva abaixo). Neste caso, mesmo após o completo descolamento do lado menor, o lado ancorado na matriz pode também sofrer processo de descolamento e, eventualmente, entrar num processo de arrancamento, constituindo o que é chamado de arrancamento em duas direções. Quando esta situação acontece os deslocamentos de ambos os lados da fibra através da fissura devem ser considerados no cálculo da abertura de fissura δ . A possibilidade de descolamento em duas direções foi primeiramente proposta por Wang (2005).

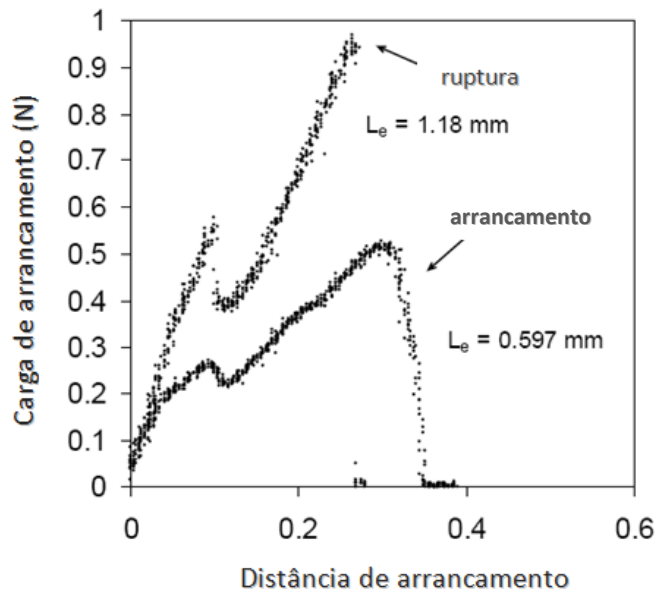


Figura 2.13: Curvas típicas de arrancamento individual de fibras de PVA [Wang, 2005]

O modelo de arrancamento em duas direções é mostrado na figura 2.14.

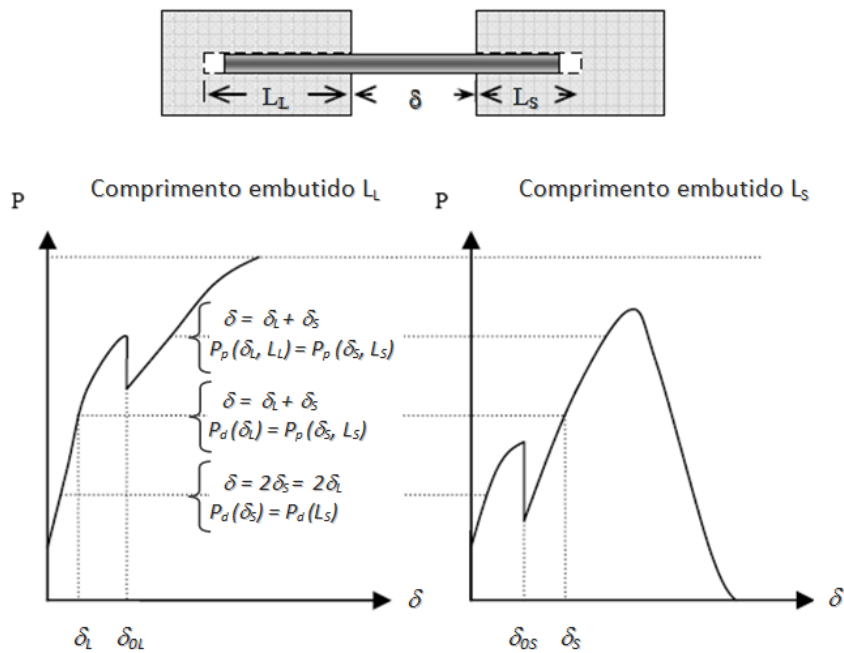


Figura 2.14: Modelo de arrancamento em duas direções. À esquerda, curva carga - abertura de fissura de fibras com comprimento de embutimento longo. À direita, curva carga - abertura de fissura de fibras para segmento com comprimento embutido curto.

Para uma dada abertura de fissura δ , as contribuições δ_L e δ_S , respectivamente, do segmento longo (L_L) embutido na matriz de um lado da fissura e do segmento curto (L_S) embutido no outro lado da fissura, podem ser calculados pelas equações 2.10 a 2.13:

$$\delta = \delta_L + \delta_S \quad \text{Equação 2.10}$$

$$\delta_L = \delta_S \quad \text{para } \delta < 2\delta_{0S} \quad \text{Equação 2.11}$$

$$P_{debonding}(\delta_L) = P_{pullout}(\delta_S, L_S) \quad \text{para } \delta_S > \delta_{0S} \text{ e } \delta_L < \delta_{0L} \quad \text{Equação 2.12}$$

$$P_{pullout}(\delta_L, L_L) = P_{pullout}(\delta_S, L_S) \quad \text{para } \delta_L < \delta_{0L} \quad \text{Equação 2.13}$$

onde δ_{0S} é a abertura de fissura correspondente ao completo descolamento (debonding) da fibra.

A carga de descolamento $P_{debonding}$ e a carga de arrancamento $P_{pullout}$ são dadas por

$$P_{debonding} = \pi \sqrt{(\tau_0 \delta + G_d) \frac{E_f d_f^3 (1+\eta)}{2}} \quad \text{Equação 2.14}$$

$$P_{pullout} = \pi \tau_0 (L - \delta - \delta_0) (d_f + \beta(\delta - \delta_0)) \quad \text{Equação 2.15}$$

$$\delta_0 = \frac{2\tau_0 L^2 (1+\eta)}{E_f d_f} + \sqrt{\frac{8G_d L^2 (1+\eta)}{E_f d_f}} \quad \text{Equação 2.16}$$

$$\delta_{0L} = \delta_0(L_L) \quad \text{Equação 2.17}$$

$$\delta_{0S} = \delta_0(L_S) \quad \text{Equação 2.18}$$

2.4.3 Consideração do Microlascamento da Matriz

O microlascamento da matriz na saída da fibra é comumente observado em compósitos de matrizes frágeis reforçados com fibras, incluindo PVAECC (Kanda, 1998). Quando a força de arrancamento é desalinhada com a orientação do segmento da fibra embutido na matriz, ocorre uma concentração local de tensões que provoca o rompimento da matriz. O tamanho da zona de lascamento da matriz é governado pelo diâmetro da fibra e força induzida na região, que é função do carregamento externo da fibra, resistência da matriz, rigidez da matriz e ângulo de inclinação. A equação que estima o tamanho da lascamento s foi proposta por Wang (2005) e é dada pela equação 2.19

$$s = \frac{P \sin\left(\frac{\phi}{2}\right)}{k d_f \sigma_m \cos^2\left(\frac{\phi}{2}\right)} \quad \text{Equação 2.19}$$

onde P é a força externa atuante na fibra, ϕ é o ângulo de inclinação da fibra, σ_m é a resistência à tração da matriz e k é o coeficiente de lascamento.

Para fibras de PVA, k assume valor igual a 500. A figura 2.15 ilustra o efeito de microlascamento da matriz. Para forças tipicamente observadas em fibras de PVA em ECC, o tamanho de lascamento varia entre 0 e 28 μm , valores consistentes com os observados experimentalmente.

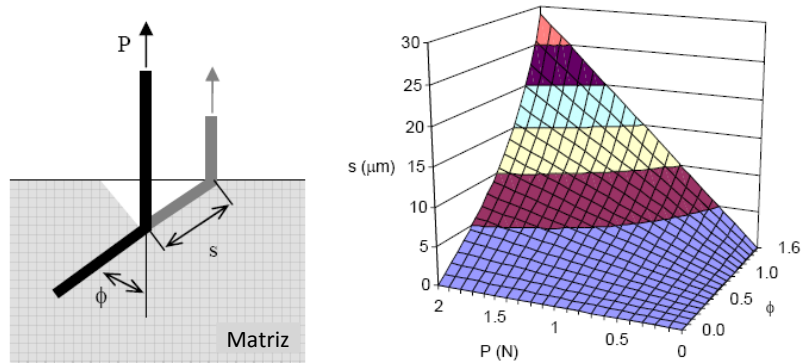


Figura 2.15: O tamanho da zona de microlascamento s é dependente do ângulo de inclinação da fibra ϕ e da carga P . Assumindo-se $\sigma_m = 5 \text{ MPa}$, $d_f = 39 \mu\text{m}$ e $k = 500$ [Wang, 2005]

Fisicamente, o microlascamento alivia a concentração de tensões particularmente nas fibras estiradas, que estão fazendo o penteamento da fissura. Como ilustrado na figura 2.16, o lascamento produz mudanças na inclinação ϕ das fibras para um ângulo menor ϕ' . Como a resistência da fibras de PVA degradam significativamente quando o ângulo de inclinação é elevado, a existência do lascamento ajuda a retardar a ruptura da fibra e permite uma maior abertura das fissuras, bem como um maior pico de tensão de ponteamento.

Observações microscópicas indicam que o tamanho de lascamento s em PVAECC é limitado pelo diâmetro da fibra. Considerando-se que a típica abertura de fissuras em PVAECC é de 60 μm , o estiramento elástico da fibra na zona de lascamento pode ser desconsiderado, por assumir um valor muito pequeno quando comparado a abertura da fissura, o modelo de ponteamento individual das fibras com consideração de arrancamento em duas direções e do microlascamento da matriz pode ser reduzido ao problema de arrancamento em duas direções com abertura de fissura δ modificada, sendo

$$\delta' = \sqrt{4s^2 + 4s\delta \cos \phi + \delta^2} \quad \text{Equação 2.20}$$

$$\phi' = \sin^{-1} \left(\frac{\delta \sin \phi}{\delta'} \right) \quad \text{Equação 2.21}$$

$$\delta_{eff} = \delta' - 2s \quad \text{Equação 2.22}$$

onde δ_{eff} deve substituída por δ na equação 2.10. A resposta $P - \delta$ é obtida pela avaliação das equações 2.10 até 2.22.

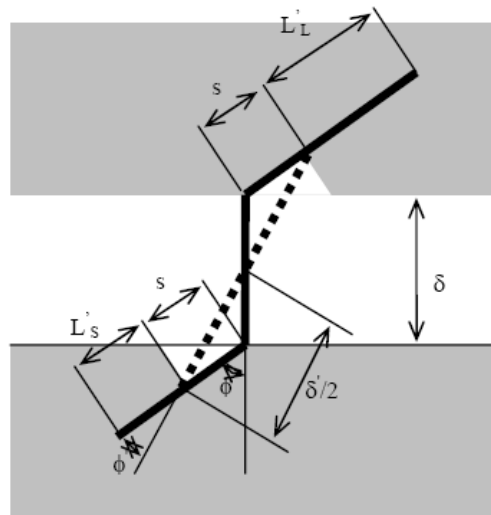


Figura 2.16: Esquema representativo do ponteamto inclinado com lascamento da matriz, onde: L'_S e L'_L são os segmentos mais curto e o longo de fibra embutidos na matriz, descontado o lascamento s [Wang, 2005]

2.4.4 Modelagem da Aleatoriedade das Fibras

A aleatoriedade da localização e orientação das fibras é levada em consideração na modelagem da relação $\sigma - \delta$ através da adoção de funções de densidade probabilística (probability density functions) que descrevem a variabilidade espacial das fibras. O modelo foi proposto por Wang (1990). A equação 2.23 mostra a formulação da tensão de ponteamto σ versus a abertura da fissura δ . A força de ponteamto individual de cada fibra $P(z, \phi)$ é função da distância centroidal z e orientação ϕ .

$$\sigma(\delta) = \frac{4V_f}{\pi d_f^2} \int \int P(z, \phi) p(z, \phi) dz d\phi \quad \text{Equação 2.23}$$

A densidade probabilística das funções z e ϕ são independentes uma da outra. Para o caso de distribuição uniforme tridimensional, $p(z, \phi)$ pode ser expressa pela equação 2.24

$$p(z, \phi) = p(z)p(\phi) \quad \text{Equação 2.24}$$

$$p(z) = \frac{1}{l_f} \quad \text{para } \frac{-l_f}{2} \leq z \leq \frac{l_f}{2} \quad \text{Equação 2.25}$$

$$p(\phi) = \sin(\phi) \quad \text{para } 0 \leq \phi \leq \frac{\pi}{2} \quad \text{Equação 2.26}$$

Então,

$$\sigma(\delta) = \frac{4V_f}{\pi d_f^2} \int_{\phi=0}^{\pi/2} \int_{z=0}^{(l_f/2)\cos\phi} P(z, \phi)p(z)p(\phi)dzd\phi \quad \text{Equação 2.27}$$

A distribuição aleatória é geralmente válida em ECC, onde fibras curtas são empregadas como reforço a uma baixa fração volumétrica, tipicamente não superior a 2%. A reologia dos compósitos é cuidadosamente controlada para garantir a dispersão das fibras sem a ocorrência de aglomerações e ninhos. No caso de processos de produção via projeção das fibras, deve ser considerada uma distribuição bidimensional das fibras, na qual a função probabilística da orientação das fibras pode ser expressa por

$$p(\phi) = \frac{2}{\pi} \quad \text{para } 0 \leq \phi \leq \frac{\pi}{2} \quad \text{Equação 2.28}$$

2.4.5 Consideração do Efeito Cook-Gordon

Outro mecanismo que contribui no formato da curva $\sigma - \delta$ é o efeito Cook-Gordon. Este efeito descreve o descolamento prematuro da interface fibra-matriz no eixo normal à fibra, causado pela tensão de tração localizada à frente da ponta de propagação da fissura na matriz. A figura 2.17 ilustra este efeito, que provoca o descolamento prematuro da fibra, resultando na abertura de um segmento α na superfície da fibra (parâmetro Cook-Gordon) e uma abertura adicional da fissura δ_{cg} . Li *et al.* (1993) assume que este efeito ocorre em todos os tipos de fibra, independente da orientação, portanto δ_{cg} pode ser diretamente computada a partir da força de ponteamto P. Para uma única fibra, o deslocamento adicional pode ser estimado pela equação 2.29

$$\delta_{cg} = \frac{4\alpha P}{\pi d_f^2 E_f} \quad \text{Equação 2.29}$$

Considerando-se P é independente de ϕ e z e fazendo-se $\eta_B = \int p(z, \phi)dzd\phi$, a relação acima pode ser substituída na equação 2.27, resultando em

$$\delta_{cg} = \frac{\alpha\sigma}{V_f E_f \eta_B} \quad \text{Equação 2.30}$$

E a abertura total da fissura δ_{tot} é dada por

$$\delta_{tot} = \delta + \delta_{cg} \quad \text{Equação 2.31}$$

sendo δ dado pela Equação 2.10.

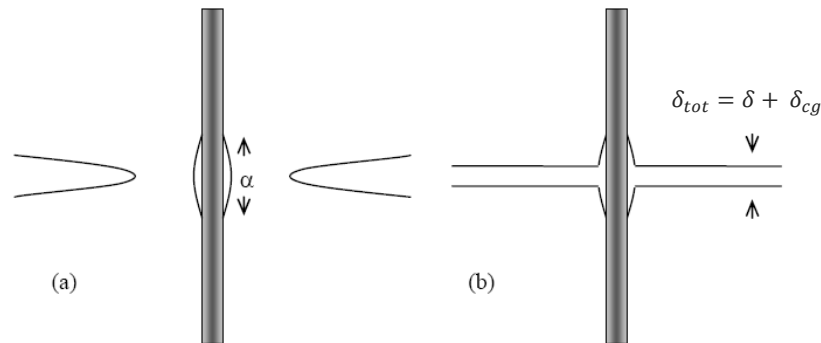


Figura 2.17: O efeito Cook-Gordon induz o descolamento da interface fibra matriz devido a tensão de tração na direção horizontal associada a zona de tensão elástica na ponta da fissura (a) e leva a uma abertura adicional da fissura devido ao estiramento do segmento livre da fibra (b) [Li *et al.*, 1993]

2.4.6 Validação Medidas Experimentais - Modelo Numérico

A validação experimental do modelo foi realizada por Yang (2008). O autor realizou ensaios para a determinação da curva $\sigma - \delta$ de PVAECC. Devido à múltipla fissuração do compósito em estudo, cujo espaçamento médio entre fissuras é de 1mm, a medida da curva $\sigma - \delta$ de uma única fissura é um processo desafiador, já que qualquer extensômetro cobriria a abertura de inúmeras fissuras paralelas, mascarando a real resposta $\sigma - \delta$. Como alternativa para verificação do modelo, foi utilizado um reduzido volume de fibras, de modo que apenas uma única fissura fosse formada no compósito. No referido estudo, PVAECC M-45, que é a versão mais empregada de ECC foi utilizada nas medições, com frações volumétricas de fibras de 0.1 e 0.5%. As fibras de PVA têm comprimento de 12 mm e diâmetro de 39 μm . A resistência nominal à tração é 1600 MPa e a densidade da fibra é 1300 kg/m^3 . A superfície das fibras é tratada superficialmente com 1,2% de óleo (por peso) a fim de reduzir a aderência interfacial fibra – matriz. Os corpos-de-prova, de 90 mm de altura, 76 mm de comprimento e 13 mm de espessura, com entalhe central de 6 mm de comprimento foram usados nesta investigação. A medida da abertura das fissuras foi extraída da média da leitura dos deslocamentos de dois extensômetros através das fissuras.

Como já destacado anteriormente, o modelo numérico da relação $\sigma - \delta$ relaciona um conjunto de parâmetros de micromecânica, incluindo aderência química G_d , aderência de atrito τ_0 e coeficiente *slip-hardening* β . Também são considerados o coeficiente *snubbing* f e em adição, é introduzido um coeficiente de redução de resistência f' devido à interação fibra – matriz. Além das propriedades interfaciais, a curva também é governada pelo módulo de elasticidade E_m , resistência à tração da matriz σ_m , coeficiente de lascamento da matriz k , volume de fibras V_f , diâmetro das fibras d_f , comprimento das fibras l_f , módulo de elasticidade das fibras E_f , resistência aparente das fibras σ_{fu} e parâmetro Cook-Gordon α .

Os parâmetros de micromecânica utilizados no modelo estão sumarizados na tabela 2.2 abaixo. Entre eles, E_f , l_f e d_f podem ser medidos com precisão. A resistência aparente das fibras σ_{fu} e o coeficiente de redução de resistência f' são obtidos em ensaios resistência da fibra, conforme apresentado em Kanda (1998). Os propriedades interfaciais G_d , τ_0 e β são medidas em ensaios de arrancamento da fibra, conforme demonstrado em Redon *et al.* (2001), e estão apresentados na tabela 2.3. Como pode ser observado nos números da tabela, a aderência de atrito diminui com o aumento do volume de fibras, podendo este efeito ser atribuído ao maior volume de ar incorporado encontrado no compósito quando um volume maior de fibras é utilizado (Yang, 2008).

Tabela 2.2: Parâmetros de micromecânica utilizados como entrada no modelo [Yang, 2008]

Parâmetros das Fibras				Parâmetros da Interface			Parâmetros da Matriz		
d_f (μm)	l_f (mm)	E_f (GPa)	σ_{fu} (MPa)	f	f'	α (μm)	E_m (GPa)	σ_m (MPa)	k
39	12	22	1060	0,2	0,33	78	20	5	500

Tabela 2.3: Propriedades interfaciais utilizados como entrada no modelo [Yang, 2008]

Fibras de PVA	τ_0 (MPa)	G_d (J/m^2)	β
0,1 vol%	1,91	1,24	0,63
0,5 vol%	1,58	1,13	0,60
2,0 vol%	1,31	1,08	0,58

A figura 2.18 apresenta as curvas $\sigma - \delta$ obtidas através do modelo numérico e de procedimentos experimentais para PVAECC reforçados com 0,1 e 0,5% de fibras em volume. Apesar do pico de carregamento variar bastante nos resultados experimentais, a correspondente abertura de fissura δ permanece praticamente constante. Além disso, observando-se os resultados dos dois compósitos, é possível concluir que quando um volume maior de fibras é empregado, um maior pico de carregamento pode ser obtido, mas a abertura de fissura será sempre limitada pela capacidade

individual de cada fibra. Como pode ser visto, a lei constitutiva do ponteamto das fibras se ajusta bem aos resultados experimentais, sendo confirmada a validade do modelo no estudo realizado por Yang (2008).

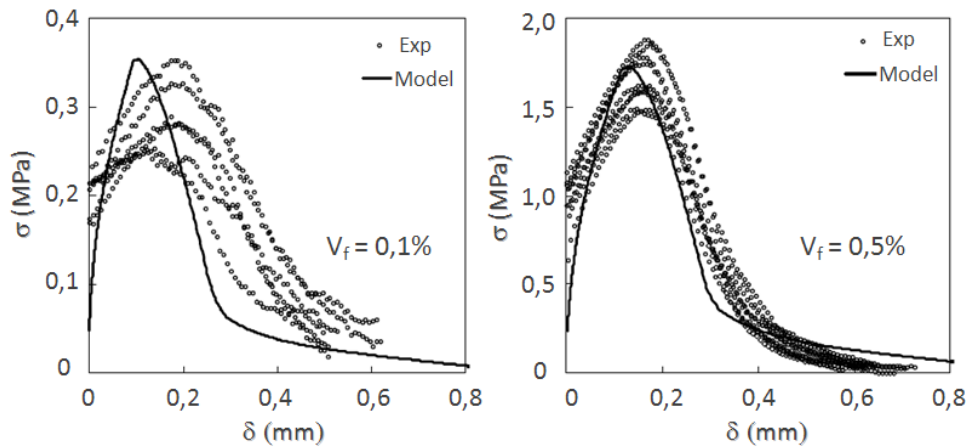


Figura 2.18: Comparação das curvas $\sigma - \delta$ obtidas em ensaios uniaxiais de tração e através do modelo numérico para PVAECC com $V_f = 0,1\%$ e $0,5\%$ [Yang, 2008].

A partir da validação do modelo, foi gerada a curva para volume de fibra igual a 2%, sendo este o valor tipicamente empregado na produção de PVAECC. Na figura 2.19(a). Pode ser observado o resultado fornecido pelo modelo, com pico de carregamento igual a 6,7 MPa e correspondente abertura de fissura igual a 130 μm . Estes valores são consideravelmente altos quando comparados com resultados experimentais, nos quais a tensão última de tração é cerca de 5 MPa e a média da abertura das fissuras é 60 μm . Em ECC, as múltiplas fissuras são geradas durante o processo de *strain-hardening* e o plano de ruptura final do compósito é sempre o ponto de mais fraco ponteamto. Considerando-se a não homogeneidade do material, a resistência última à tração do compósito, obtida no ensaio de tração uniaxial do material, representa o pico de menor tensão de ponteamto das fibras. Para simular a não homegeneidade, representando a variação do número de fibras em cada seção do compósito, foram geradas as curvas para volume de fibras igual a 1,5% e 2,5%, também plotadas na fgura 2.19(a). Estas curvas representam a variação da resposta $\sigma - \delta$ entre as múltiplas fissuras em PVAECC. Como esperado, a seção com menor capacidade de ponteamto determinará o comportamento final do compósito.

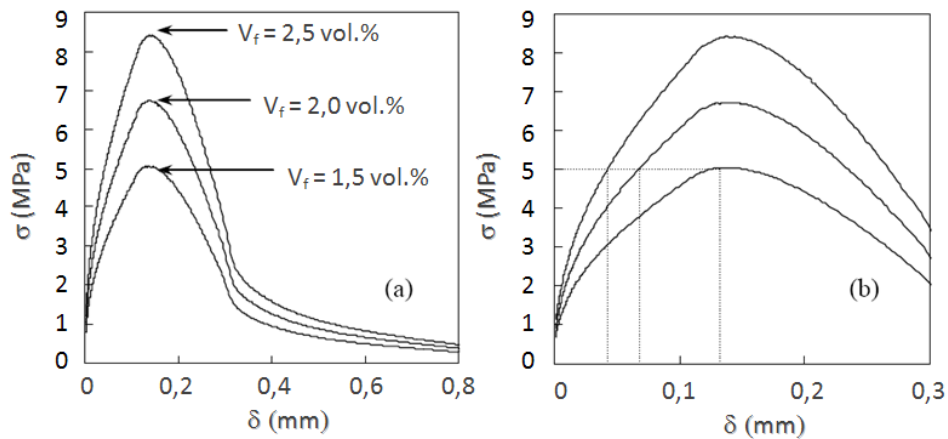


Figura 2.19: (a) Curvas $\sigma - \delta$ geradas com a utilização do modelo numérico para PVAECC com $V_f = 1,5\%$, 2% e $2,5\%$; (b) [Yang, 2008]

Seguindo a discussão acima, a figura 2.19(b) apresenta uma amplificação da imagem (a), onde a abertura de fissura δ correspondente a $\sigma = 5$ MPa é demarcada nas três diferentes curvas $\sigma - \delta$. Como pode ser visto, a abertura de fissura δ varia entre 37 e 133 μm , sendo que na curva intermediária, a abertura de fissura assume valor igual a 62 μm , valor notadamente consistente com a média da abertura das fissuras encontradas em PVAECC, como mostrado na figura 2.20.

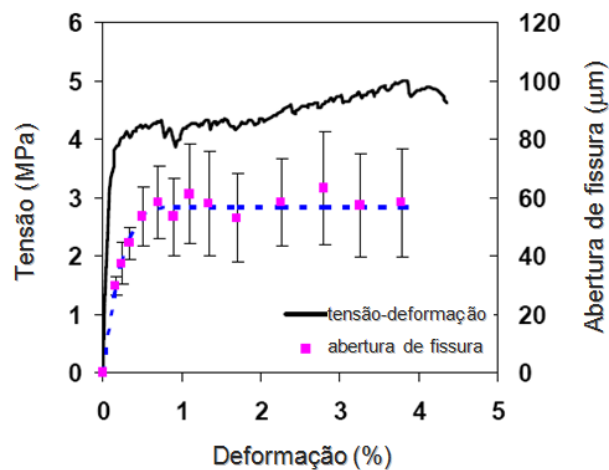


Figura 2.20: Relação tensão de tração – abertura de fissura típica em PVAECC – M45

2.5 OTIMIZAÇÃO DOS COMPÓSITOS COM BASE NOS MATERIAIS CONSTITUINTES

Como descrito nas seções anteriores, os conceitos de micromecânica relacionam as propriedades microscópicas do material ao comportamento final do compósito. Estes, portanto, servem como uma ferramenta para guiar a otimização do compósito através de correta combinação entre fibra, matriz e interface, buscando-se sempre a adoção de um volume mínimo de fibras, já que este é o fator crítico no custo final de ECC.

Yang e Li (2006) apresentam uma discussão teórica para otimização da ductilidade de ECC reforçados com fibras sintéticas de polipropileno (PP) e polivinil álcool (PVA), baseada fundamentalmente na modificação das propriedades interfaciais das fibras.

Fibras de PVA originalmente apresentam elevada aderência química e de atrito, o que demandariam o emprego de volumes entre 4 e 6% para que o comportamento *strain-hardening* fosse atingido. A partir de análises obtidas através do modelo numérico, foi identificado que a redução da aderência química e de atrito para a conseqüentemente resultaria na redução do volume de fibras a ser empregado na matriz. A aplicação de camada de óleo na camada superficial da fibra (*coating* ou *oiling*) para redução da aderência de contato e química foi investigada por Li *et al.* (2002). Na figura 2.21, é apresentada a variação da aderência de contato e da aderência química das fibras de PVA em função da porcentagem de *coating*, onde se observa que aumentos na quantidade de *coating* significam diminuição tanto na aderência de atrito, como na aderência química das fibras. Na figura 2.22, o efeito do *coating* no processo de arrancamento das fibras pode ser observado. Quando nenhum tratamento por *coating* é utilizado, a superfície da fibra sofre intensa delaminação sob solicitações de carga. Quando 0.8% de *coating* é aplicado, o efeito de delaminação na superfície da fibra praticamente desaparece, permitindo o escorregamento dela através da matriz, com pequeno dano superficial, resultando no aumento da capacidade de deformação dos compósitos. Fibras de PVAECC com 1,2% de *coating* são geralmente empregadas na produção de PVAECC.

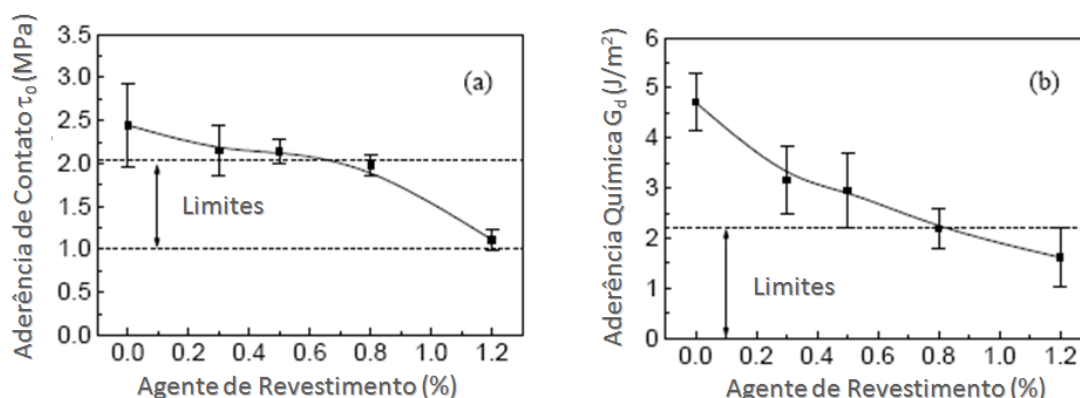


Figura 2.21: Efeito da porcentagem de *coating* na (a) aderência de atrito e (b) aderência química das fibras em PVAECCC [Li *et al.*, 2002]

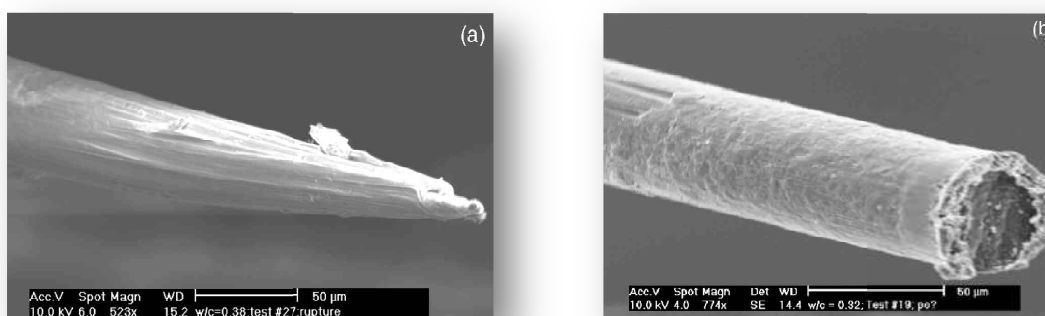


Figura 2.22: Efeito do *coating* no processo de arrancamento das fibras de PVA. (a) Sem tratamento por *coating*, a superfície da fibra sofre intensa delaminação; (b) Quando 0.8% de *coating* é aplicado, o efeito de delaminação praticamente desaparece [Li *et al.*, 2002]

Fibras de PP originalmente apresentam fraca aderência à matrizes de cimento, devido so seu caráter hidrofóbico e pouca aspereza superficial. Resultados obtidos no modelo numérico desenvolvido por Yang (2008) demonstram que incrementos na aderência de atrito τ_0 seriam um meio eficiente de melhorar o ductilidade de ECC. Estudos realizados por Lhoneux *et al.* (2002), demonstraram que tratamentos adequados podem aumentar a aderência de atrito da fibras de PP de 0,2 à 1,51 MPa. A figura 2.23 apresenta a previsão das curvas $\sigma - \delta$ para dois diferentes tipos fibras de PP, obtidas a partir do modelo numérico. As propriedades dos dois sistemas, reforçados com fibras originais de PP e com fibras de polipropileno de alta tenacidade (HTPP), podem ser observadas na tabela 2.4. Como pode ser visto, a resistência σ_{fu} e a aderência de atrito τ_0 podem ser aumentadas com a introdução de processos de tratamento superficial da fibra, de modo a satisfazer o critério de *strain-hardening* com o emprego de 2% em volume de fibras.

Tabela 2.4: Parâmetros utilizados no cálculo da curva $\sigma - \delta$ de ECC reforçados com fibras de PP [Yang, 2008].

Fibra	Parâmetros das Fibras					Parâmetros da Interface					Parâmetros da Matriz	Resultados do Modelo	
	V_f (%)	d_f (μm)	l_f (mm)	E_f (GPa)	σ_{fu} (MPa)	G_d (J/m^2)	τ_0 (MPa)	f	f'	β	E_m (GPa)	σ_0 (MPa)	J_b' (J/m^2)
Original	2	11	8	11,6	400	0	0,22	0,39	0,1	0,005	20	2,2*	24,8**
HTPP	2	11	8	11,6	749	0	1,02	0,39	0,1	0,005	20	5,3*	54,6**

* Para comportamento *strain-hardening* em PPECC, σ_0 deve ser superior a 5 MPa

** Para comportamento *strain-hardening* em PPECC, J_b' deve ser superior a 15 J/m^2

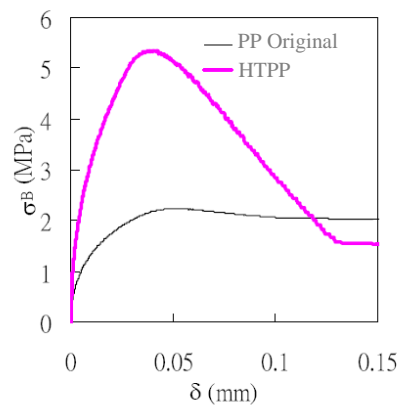


Figura 2.23: Efeito da alteração das propriedades das fibras de PP na curva $\sigma - \delta$ [Yang, 2008]

Das análises apresentadas acima, pode-se concluir que os princípios de micromecânica servem como uma ferramenta para conduzir a combinação dos materiais constituintes de modo que o compósito desenvolva comportamento de *strain-hardening*. Além das estratégias vinculadas as fibras e apresentadas neste texto, outras alternativas podem ser consideradas, como mudanças no comprimento ou volume das fibras ou mudanças na composição das matrizes.

2.6 PRIMEIRA, MÚLTIPLAS E ÚLTIMA FISSURA: INTERPRETAÇÃO E SIGNIFICADO

Segundo Wang e Li (2006), o comportamento *strain-hardening* e a magnitude a ductilidade em HPCFRCC não está relacionada somente à capacidade de reforço das fibras, ela também é dependente de dois fatores relacionados à matriz: sua tenacidade à fratura (matrix fracture toughness) e os defeitos pré-existentes nela, como tamanho dos poros, falhas na zona de transição entre fases, microfissuras induzidas por retração.

Enquanto as equações 2.2 e 2.3 garantem a ocorrência da múltipla fissuração, o número de fissuras que se desenvolverão no compósito é governado pelo tamanho dos defeitos presentes na matriz e

sua distribuição espacial. O ideal em compósitos com fibras de alta ductilidade é que se atinja um nível de saturação de fissuração, de modo que a abertura das fissuras permaneça reduzida, com espaçamento mínimo entre as fissuras. Isto resultará no aumento da deformação inelástica à tração do compósito, sendo este o resultado do desenvolvimento da múltipla fissuração (Wang, 2005).

Para um compósito como ECC, cuja matriz é frágil, a resistência à primeira fissura é determinada pelo maior defeito na seção normal à máxima tensão principal, pois este ponto requer uma menor energia para que o prolongamento da falha original ocorra. No momento do início da extensão da primeira fissura, termina zona elástica do material e começa a fase plástica do compósito, na qual múltiplas fissuras se formarão, dependendo a configuração e do tamanho dos defeitos pré-existentes na matriz. Na figura 2.24 pode ser observado o esquema de formação das fissuras múltiplas. A primeira fissura deriva do maior defeito presente na matriz. A segunda fissura ocorrerá no seguinte defeito de maior grandeza disponível, e assim sucessivamente, até que o tamanho crítico das falhas c_{mc} seja atingido. A partir de então a energia disponível não é capaz de provocar o prolongamento das falhas existentes, resultando no dano localizado na fissura com menor capacidade de ponteamto das fibras, sendo esta a fissura última. Esta fissura determinará a resistência última à tração do compósito.

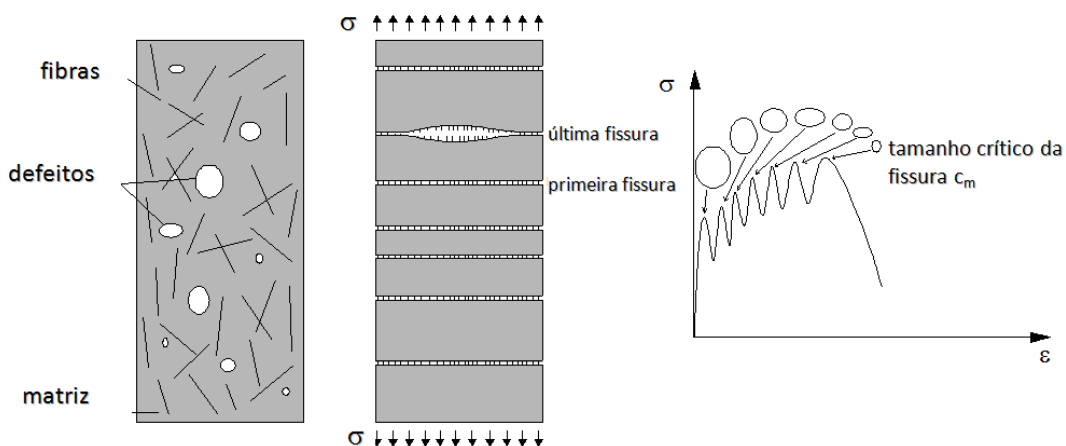


Figura 2.24: Processo esquemático da formação da primeira, múltiplas e última fissura e curva tensão – deformação do compósito

Wang (2005) apresenta um modelo numérico da variação da resistência à fissuração da matriz de PVAECC – M45 e da resistência à fissuração do compósito PVAECC – M45 (ou seja, a resposta da matriz com e sem adição de fibras) em função do tamanho das falhas pré-existentes. Conforme pode ser visto na figura 2.25, é evidente que a matriz por si só apresenta resistência contra a propagação da fissura, entretanto, a existência de falhas pré-existentes claramente reduzem a resistência à

fissuração. O aumento da dimensão do defeito inicial incorre no decréscimo da curva tensão – abertura da fissura, ou seja, na redução da resistência a fissuração, sendo a_0 a metade da abertura da fissura inicial.

O efeito da introdução das fibras na resistência à fissuração do compósito pode ser observado na figura 2.26. A presença das fibras faz com que a resistência a fissuração do compósito seja superior à resistência da matriz unicamente. Este incremento é provocado principalmente pela existência de aderência química entre fibra e matriz. Em relação ao tamanho dos defeitos pré existentes, permanece a mesma relação anterior, o incremento da do tamanho das falhas iniciais acarreta na diminuição da resistência a fissuração do compósito.

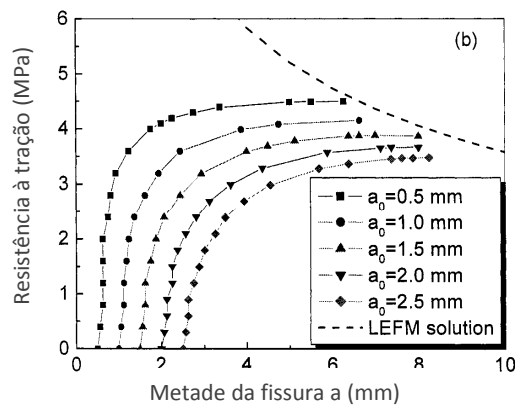


Figura 2.25: Relação resistência à tração – comprimento da fissura, representando a resistência à fissuração da matriz de PVAECC – M45

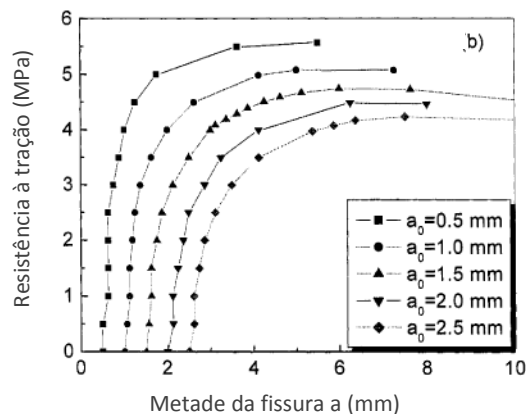


Figura 2.26: Relação resistência à tração – comprimento da fissura, representando a resistência à fissuração do compósito PVAECC – M45

Cabe lembrar que nos processos de produção de ECC a formação de falhas em escalas macroscópicas são inevitáveis, principalmente as relacionadas à incorporação de ar. Esses defeitos são isolados e em número limitado, mas são os pontos intensificadores de tensão e iniciadores das fissuras. A estrutura

de poros, que varia entre as escalas nanométrica e micrométrica, se apresenta em maior número e em impacto direto na tenacidade e resistência à tração da matriz. Portanto, a consideração do tamanho dos defeitos na resposta final dos compósitos é relevante, bem como cuidados durante o processo de produção devem ser tomados para evitar a presença demasiada de falhas.

Na figura 2.27, relação entre a energia complementar do compósito e o tamanho das falhas pré-existentes pode ser observada na curva $\sigma - \delta$. Quanto menor o tamanho dos defeitos presentes na matriz, maior será a energia complementar daquele plano de fissuração, até o ponto em que o critério de resistência passa a ser violado, ou seja, a resistência da fibra é atingida. Estabelece-se, então, o tamanho crítico dos defeitos c_{mc} , de modo que somente defeitos maiores que c_{mc} podem ser ativados antes que a tensão de ponteamto σ_0 seja atingida, e somente estes podem contribuir para a múltipla fissuração. Defeitos com tamanho inferior a c_{mc} requerem muita energia para iniciarem um processo de fratura, o que interrompe a formação de fissuras.

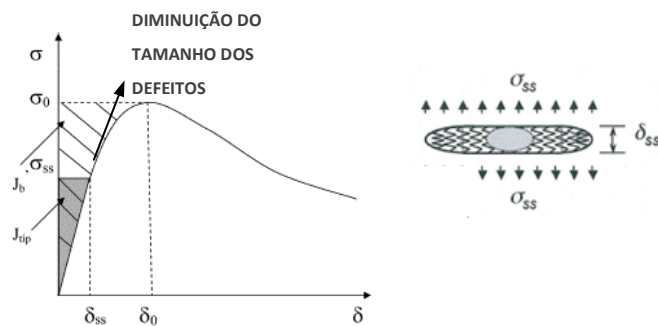


Figura 2.27: Relação resistência à fissuração e tamanho dos defeitos

Kanda e Li (1998) propõem o uso dos fatores J'_b/J_{tip} e σ_0/σ_{fc} como indicadores para a ativação de um grande número de fissuras. Para fibras de polietileno, estas relações devem assumir valores superiores a 3 e 1,2, respectivamente. Para fibras PVA, Wu (2001) sugere $\sigma_0/\sigma_{fc} > 1,45$. Uma maior margem nesta relação é requerida, devido à resistência mais baixa da fibra e a maior aderência interfacial destas quando comparadas às fibras de polietileno, que podem resultar em uma maior tendência à ruptura das fibras, que gera maiores variações na capacidade de ponteamto. Para fibras de polipropileno, Yang and Li (2006) sugerem que $\sigma_0/\sigma_{fc} > 2$. Apesar das propriedades de aderência às partículas de cimento das fibras de polipropileno serem similares às das fibras de polietileno, devido ao caráter hidrofóbico das duas, a resistência das fibras de polipropileno é muito inferior, requerendo uma margem maior na relação.

2.7 APLICABILIDADE DOS ECC COMO MATERIAL DE REPARO E REABILITAÇÃO DE ESTRUTURAS: DA TEORIA ÀS APLICAÇÕES REAIS

Li (2004) argumenta que em muitos países industrializados, as despesas com reparo e *retrofit* de estruturas estão se aproximando e é esperado que exceda as despesas com novas construções em um período de tempo não muito longo. De acordo com o autor, nos Estados Unidos, a condição das rodovias, pontes, sistemas de água potável e outros serviços públicos têm sofrido processos de deterioração contínuos, resultantes do aumento da população e da idade dos materiais e estruturas. Frente a esta situação, é clara a necessidade do aumento do volume das atividades de reparos e mais, que esses reparos sejam duráveis.

O fato é que reparos de concreto freqüentemente perdem a durabilidade. Este inadequado desempenho é atribuído à seleção inapropriada do material de reparo. As falhas geralmente manifestam-se como fissuras no material de reparo e delaminação do material de reparo do substrato da estrutura existente.

Os rápidos avanços conseguidos no desenvolvimento de compósitos cimentícios de alto desempenho reforçados com fibras, caracterizados pelo comportamento *strain-hardening* após a formação da primeira fissura, têm feito destes materiais excelentes opções para utilizações em reparos.

A seguir são detalhadas propriedades intrínsecas dos ECC que os tornam materiais potenciais para aplicações em intervenções de reparo.

2.7.1 Propriedades Intrínsecas do Material

A deterioração das estruturas é o resultado da ação conjunta de condições ambientais e de carregamentos mecânicos. Em pontes e pavimentos de concreto, por exemplo, a deterioração inicia precocemente com a fissuração proveniente de movimentos térmicos, da retração de secagem ou ainda devido à retração autógena, fruto do avanço das reações de hidratação do cimento. Estas fissuras, por sua vez, passam a sofrer forte influência das cargas de fadiga resultantes do tráfego de veículos. Um revestimento de concreto fissurado permite que ocorra a penetração de cloretos e outros agentes agressivos através dele, até que a armadura existente seja atingida em determinado momento da vida útil da estrutura. Isto dará início a um processo de corrosão na armadura, que eventualmente resultará em lascamentos e deslocamentos da cobertura de concreto.

Pesquisas têm demonstrado as potencialidades dos ECC na intervenção do processo de deterioração descrito. Li (2005) cita que abertura das fissuras provocadas pela retração de secagem no ECC tem

valores aproximados a 30 μ m. No Brasil, o Departamento Nacional de Infraestrutura de Trânsito permite aberturas limites de 0,5mm (500 μ m) para fissuras de retração plástica em pavimentos rígidos em concreto convencional (DNIT, 2004). Além disso, cargas de fadiga parecem não aumentar significativamente a aberturas das fissuras no ECC. Ensaio realizados apontam que, após 100.000 ciclos de carregamento, a abertura de fissuras no concreto convencional ultrapassa 0,6mm, enquanto a abertura no ECC permanece na ordem de 50 μ m.

Lepech e Li (2006) resumem alguns dados relacionados à durabilidade de ECC, que suportam a afirmativa deste ser um material durável sob diversas condições ambientais. Para estabelecer uma comparação entre o comportamento do concreto convencional e de ECC frente a ações de ciclos gelo e degelo, os autores realizaram ensaios seguindo a norma ASTM C666 - *Standard Test Method for Resistance of Concrete to Rapid Freezing and Thawing*. Enquanto corpos-de-prova de concreto apresentaram severo processo de deterioração após 110 ciclos, os de ECC resistiram à 300 ciclos. Estes resultados indicam um fator de durabilidade 10 para o concreto utilizado, comparado à um fator de 100 para ECC, segundo classificação da norma. Além disso, ensaios à tração realizados nos corpos-de-prova de ECC submetidos aos 300 ciclos não indicaram redução na capacidade de deformação do material.

Para simular ambientes quentes e úmidos, os autores também realizaram ensaios de imersão em água quente. Os ciclos de exposição provocaram mudanças nas propriedades interfaciais entre as fibras e a matriz, resultando em decréscimos na capacidade de deformação do material, de 4,5% nas idades iniciais para 2,75% após 26 semanas de imersão, que equivalem a uma exposição de 70 anos. Apesar do decréscimo considerável na capacidade de deformação dos compósitos, o valor residual após exposição ainda é bastante elevado, tratando-se de compósitos de base cimentícia.

A variação na capacidade de deformação com a maturação dos compósitos foi investigada, já que para ser considerado realmente durável, um determinado material deve manter suas propriedades ao longo do tempo. Na versão do material estudada, o pico na capacidade de deformação foi atingido aos 10 dias, com decréscimo ao longo do tempo, como pode ser observado na figura 2.28. O pico é decorrente do balanço ideal entre matriz, fibra e interface. Com a continuação do processo de hidratação do cimento, ocorre o incremento da tenacidade (toughness) da matriz, que resulta no decréscimo da ductilidade do compósito. O decréscimo em relação às primeiras idades é relativamente grande, entretanto a capacidade de deformação restante é ainda elevada, da ordem de 3%. (Lepech e Li, 2006)

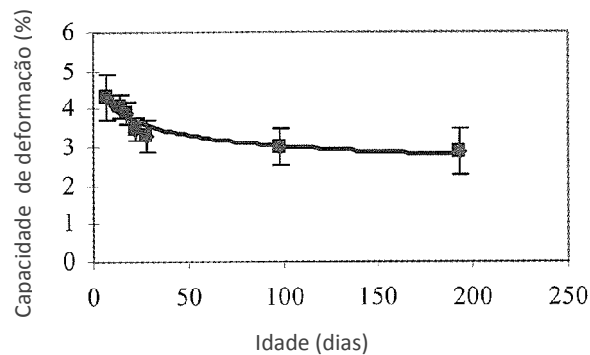


Figura 2.28: Evolução da capacidade de deformação ao longo do tempo

Outra habilidade dos ECC é a capacidade de reduzir o transporte de agentes corrosivos para o interior das estruturas, mesmo estando o material em estágio fissurado. Ocorre que, a pequena abertura das fissuras, associada à eliminação dos processos de deslocamento da cobertura das armaduras, decorrente da ductilidade à tração dos ECC, pode implicar em aumentos na durabilidade das estruturas. Miyazato e Hiraishi (2005) expuseram vigas de ECC e concreto, ambas reforçadas, à ensaios de corrosão acelerada em solução de cloretos. Os resultados revelaram que a penetração de cloretos, governada pela difusão, atingem profundidades de 0 – 20 mm nas vigas de ECC e de 80 – 100 mm nas vigas de concreto convencional reforçadas. Estas profundidades representam níveis de corrosão menores que 0,0004 mm por ano nas vigas de ECC, mas ultrapassaram 0,008 mm por ano nas vigas de concreto. Pode-se esperar, portanto, que uma proteção significativamente maior das armaduras contra corrosão seja atingida com a utilização de ECC.

A resistência à abrasão é também é uma das propriedades a ser considerada em aplicações horizontais, como em reparos de pontes e pavimentos. Li e Lepech (2005) realizaram ensaios de abrasão seguindo a metodologia utilizada pelo *Michigan Department of Transportation*. O ensaio consiste basicamente na determinação da força de atrito estática inicial entre roda e superfície úmida do material a ser testado. O material é, então, submetido a 4×10^6 passadas de roda no equipamento mostrado na figura 2.29, quando uma nova determinação da força de atrito estática é realizada. Este valor é recebe o nome de *Aggregate Wear Index (AWI)*. Para diferentes tipos de acabamento em superfícies de rodagem moldadas com ECC, foram obtidos índices entre 1,6 e 2,3 kN. Sendo que o valor mínimo requerido no estado de Michigan, nos Estados Unidos, é 1,2 kN, os autores concluem que ECC são apropriados para aplicações em rodovias com elevado volume de tráfego de veículos.

Para verificar o desempenho do material sob condições reais de carregamento e ambientais, em 2002, uma pequena faixa da seção deteriorada da ponte da figura 2.30, localizada na cidade de Ann Arbor, Estados Unidos, foi reparada com ECC, enquanto o restante da seção foi reparada com concreto comercial especial para reparos comumente utilizado pelas autoridades de transporte daquele estado. As imagens mostram a aparência dos reparos logo após a execução dos mesmos (a) e após cinco anos de monitoramento (b). Enquanto nenhuma abrasão significativa podia ser observada na faixa de ECC, na faixa de concreto, a exposição dos agregados devido à abrasão era evidente. Em 2007, a referida ponte recebeu novo revestimento em toda sua extensão, sendo interrompido o monitoramento da seção.

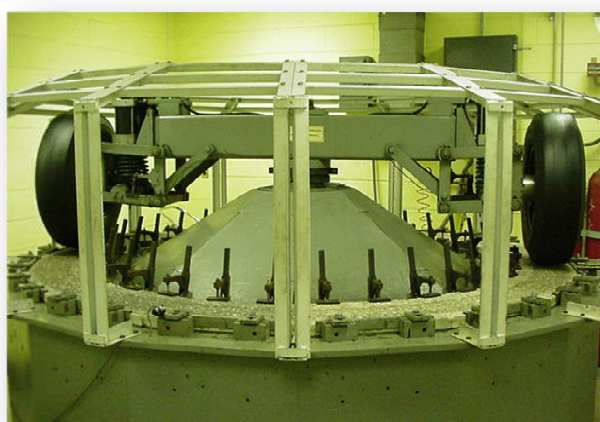


Figura 2.29: Equipamento para mensuração da abrasão, *Michigan Department of Transportation*



Figura 2.30: Aparência das seções reparadas da ponte após a execução (a) e após cinco anos de exposição ao tráfego e condições ambientais (b).

A retração de secagem do material utilizado como reparo é outra propriedade que necessita atenção. Em reparos de concreto, a imediata deformação provocada pela retração de secagem do novo material é restringida pelo contato com a superfície do substrato. Conseqüentemente, tensões

de tração surgem na camada do reparo, além de tensões de cisalhamento ao longo da superfície de contato entre camadas. Estas tensões podem resultar na fissuração da nova camada e na delaminação da interface entre concreto novo e concreto existente. A abertura de fissuras e a magnitude da delaminação determinam as propriedades de transporte através da estrutura reparada, sendo, portanto, relacionada com a durabilidade do reparo executado (Li e Li, 2006).

Li (2004) descreve o processo o efeito da capacidade de deformação inelástica de compósitos cimentícios utilizando a deformação de uma viga de comprimento L com as duas extremidades restringidas, como mostra a figura 2.31.

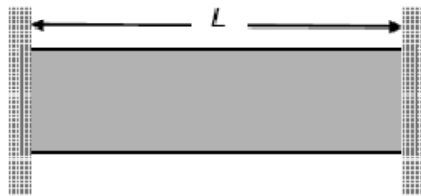


Figura 2.31: Viga de comprimento L com as duas extremidades restringidas [fonte: Li, 2004]

Para materiais quase frágeis com comportamento *stress-softening*, o potencial de fissuração p sobre retração restringida é dado pela equação 2.32

$$p = (\varepsilon_{sh} - (\varepsilon_e + \varepsilon_{cp})) \quad \text{Equação 2.32}$$

onde ε_{sh} é a deformação de retração, ε_{cp} é a deformação de fluência e ε_e é a capacidade de deformação elástica do material. Se $p \geq 0$, uma única fissura se forma no material com abertura proporcional ao potencial de fissuração p , sendo

$$w = L(\varepsilon_{sh} - (\varepsilon_e + \varepsilon_{cp})) / (1 - L/2l_{ch}) \quad \text{Equação 2.33}$$

$$\text{para } (\varepsilon_e + \varepsilon_{cp}) \leq \varepsilon_{sh} \leq w_c / L$$

onde o comprimento característico do material $l_{ch} \equiv EG_F / \sigma_t^2$, e G_F e w_c são a energia de fratura e abertura crítica de fissura quando a tensão σ_t cai a zero após o pico de carregamento, respectivamente. A abertura de fissura depende, portanto, do potencial de fissuração p , do grau de fragilidade $L/2l_{ch}$, e da dimensão do reparo L .

Em situações de reparo, as condições de fronteira são diferentes das descritas acima, pois a restrição de deslocamentos é aplicada na base da superfície ao invés de nas extremidades, levando ao aparecimento de fissuras distribuídas na superfície da camada de reparo. Em materiais de reparo frágeis, as fissuras abrirão com abertura proporcional a p , havendo o alívio das tensões na interface, com comprimentos de delaminação pequenos.

Concretos reforçados com fibras de aço (SFRC) têm sido empregados em reparos de estruturas de concreto para controle da retração de secagem e de fissuras decorrentes de carregamentos de serviço. Entretanto, em compósitos com comportamento *stress-softening* como SFRC, as tensões induzidas por retração provocarão a fissuração do concreto, cujas fissuras estarão ponteadas pelas fibras. Este ponteamto evitará o completo alívio de tensões, como no caso do concreto simples, resultando em uma delaminação mais proeminente que no caso de materiais frágeis. Já os ECCs, através de sua capacidade de deformação resultante da formação de múltiplas microfissuras, podem acomodar as deformações originadas devido à retração, minimizando a abertura de fissuras e a delaminação da superfície de contato. Para estes materiais, o potencial de fissuração p pode ser escrito como

$$p = (\varepsilon_{sh} - (\varepsilon_e + \varepsilon_i + \varepsilon_{cp})) \quad \text{Equação 2.34}$$

sendo ε_i a capacidade de deformação inelástica do compósito. A equação acima sugere que o potencial de fissuração p será pequeno ou até mesmo assumirá valores negativos, o que resultará na supressão a fratura induzida pela retração restringida.

Kabele (Kabele, 2001, *apud* Li, 2004) avaliou o comportamento de sistemas de reparo de camada fina via simulação numérica. Os materiais de reparo utilizados sobre o substrato de concreto foram argamassa, concreto reforçado com fibra de aço (SFRC) e compósito cimentício de alto desempenho reforçado com fibras (HPFRCC) com capacidade de deformação $\varepsilon_i = 5\%$. No caso do reparo em argamassa, as fissuras de grande abertura aliviaram as tensões de tração, com limitada delaminação. No caso do SFRC, a delaminação foi severa, uma vez que a tensão horizontal induzida pela secagem diferencial do material de reparo não pode ser aliviada devido ao intertravamento das fibras. No caso do reparo em HPFRCC, não ocorreram nem grandes fissuras nem grande comprimento de delaminação, mesmo após secagem prolongada. Os resultados confirmam a teoria apresentada acima, demonstrando que a elevada tensão de cisalhamento interfacial nos sistemas de reparo com

camadas finas podem ser minimizados pela capacidade de deformação à tração inelástica dos HPRCC.

Li e Li (2006) apresentam um estudo experimental com vigas recapeadas na superfície superior com camadas finas de 40 mm de concreto convencional, SFRC e ECC. Apesar da retração de secagem do ECC ser mais elevada do que a do concreto e do SFRC, resultado da elevada concentração de cimento e da ausência de agregado graúdo, a retração restringida provoca efeitos menos danosos que nos outros dois casos, devido ao processo de microfissuração no estágio inelástico do material. As fissuras encontradas nas camadas de ECC variaram entre 10 - 60 μm , enquanto no concreto e SFRC variaram entre 120 - 360 μm e 70 - 150 μm , respectivamente.

Da discussão até então apresentada, pode-se considerar que são propriedades desejáveis em um material de reparo o baixo potencial de fissuração ($\varepsilon_{sh} - (\varepsilon_e + \varepsilon_i + \varepsilon_{cp})$), baixo módulo de elasticidade E , pequena abertura de fissura w , com conseqüente baixa permeabilidade k no estágio fissurado, alta resistência à delaminação, além de uma reologia adaptável às técnicas de mistura, lançamento e adensamento do material.

A tabela 2.5 sumariza dados experimentais em termos dos requisitos discutidos acima, para concretos convencionais e ECC reforçados com fibras de PVA. Os dados mostrados na tabela indicam que o ECC possui potencial de fissuração negativo, implicando que é improvável que o compósito sofra fissuração localizada devido à retração restringida, mesmo apresentando o material elevada retração de secagem.

Tabela 2.5: Propriedades típicas do ECC e concreto convencional [Li, 2004]

Propriedades	Concreto	ECC
ε_{sh} (%)	0,04 - 0,1	0,1 - 0,15
ε_e (%)	0,01	0,015
ε_i (%)	0	2 - 5
ε_{cp} (%)	0,02 - 0,06	0,07
$\varepsilon_{sh} - (\varepsilon_e + \varepsilon_i + \varepsilon_{cp})$ (%)	(-0,03) - 0,07	(-4,99) - (-1,94)
E (GPa)	25 - 30	20
f_c' (MPa)	30 - 60	60 - 70
Retração restringida w (mm)	1	0,03
k (m/s)	$1,6 * 10^{-6}$	$4 * 10^{-12}$

A alta ductilidade dos ECC, pode, portanto, prevenir falhas decorrentes da retração restringida no material de reparo. Associada ao seu baixo módulo de elasticidade e sua alta resistência à delaminação e ao lascamento, fazem deste um material ideal para a aplicação em reparos de estruturas de concreto. Segue exemplos de aplicação de ECC que têm sido monitorados ao longo dos anos, que suportam a viabilidade de emprego deste tanto como material de reparo, quanto material de construção civil.

2.7.2 Aplicações Reais

2.7.2.1 Laje de Ligação em ECC - Estados Unidos

Uma preocupação acerca da camada de rolamento de pontes é a manutenção e reparo de suas juntas de expansão. Ao mesmo tempo em que estas juntas são necessárias para acomodar deformações térmicas, muitas vezes atingem um mau estado de conservação, que podem prejudicar o desempenho global da estrutura. Juntas deterioradas são como falhas, que frequentemente permitem que água e outros agentes agressivos penetrem na estruturas da ponte. A deterioração provocada pode exigir não somente uma substituição das juntas, como também o reparo de estrutura principal danificada, implicando em elevado investimento de capital e alta demanda de tempo.

Uma alternativa para este problema é a eliminação das juntas nas pontes, com a execução de lajes contínuas. No caso de estruturas já construídas e em necessidade de reparo, é possível a execução de lajes de ligação, que conectam dois vãos adjacentes da ponte, criando um *deck* contínuo, capaz de prevenir a formação de futuras falhas, enquanto absorve as deformações térmicas dos vãos, tipicamente acomodados pelas juntas, como se pode observar na figura 2.32 (Li e Lepech, 2004).

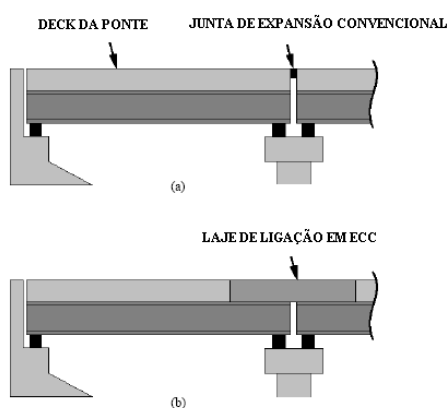


Figura 2.32: (a) Junta de expansão típica e (b) laje de ligação em ECC [fonte: Li e Lepech, 2004]

O principal problema encontrado em lajes de ligação de concreto convencional é a exagerada abertura das fissuras induzidas na região das juntas do concreto, que ultrapassa os limites estabelecidos nos critérios de projeto (Wing e Kowalsky, 2005). Este problema pode ser eliminado com o emprego de ECC, já que este material geralmente apresenta capacidade de deformação a tração entre 3 e 5%, além de não necessitar de juntas de expansão no material, tornando-se, portanto, um ideal para acomodar as deformações associadas às lajes de ligação.

Esta tecnologia foi empregada pelo Departamento de Transportes de Michigan (MDOT), na substituição da junta de expansão da *Grove Street Bridge*, em Ypsilanti, Michigan. A figura 2.33 mostra a deterioração localizada ao longo da junta de ligação e a aparência da ponte após a execução da laje de ligação em ECC. Apesar de fissuras terem sido encontradas já nas primeiras idades, o padrão de fissuração e a abertura das fissuras não sofreram alterações após 18 meses de utilização. Entretanto, nas lajes de concreto adjacentes à laje de ligação, foram encontradas fissuras com aberturas da ordem de 4 mm e deslocamentos. A abertura de uma das fissuras no ECC pode ser observada na figura 2.34.



Figura 2.33: (a) Junta de ligação e (b) laje de ligação em ECC, localizada na Grove St., em Ypsilanti, MI, finalizada em Julho de 2005.



Figura 2.34: Fissura presente na laje de ligação. Abertura das fissuras se mantém entre 120 a 170 μm .

2.7.2.2 Reparo em Muro de Contenção - Japão

A figura 2.35 mostra um muro de contenção construído na metade da década de 1970, na cidade de Gifu, Japão. A estrutura foi danificada pela ocorrência de reações expansivas álcali-agregado, que provocaram sua fissuração exagerada. As fissuras foram primeiramente reparadas em 1994, utilizando-se concreto convencional, mas este não foi capaz de evitar que novas fissuras surgissem na estrutura. Um posterior reparo foi executado em Abril de 2003, empregando-se uma camada de ECC com espessura entre 50 e 70 mm, com o objetivo principal de prevenir a reflexão de fissuras da estrutura construída para nova superfície (Rokugo *et al.*, 2005). A figura 2.36 apresenta a estrutura após um ano da execução do reparo, com a presença de microfissuras inferiores a 50 μm , enquanto as fissuras presentes na zona de controle, reparada com argamassa de reparo, apresentaram aberturas da ordem de 0,2 mm.



Figura 2.35: Muro de contenção na cidade de Gifu, Japão, danificado por reações álcali-agregado [fonte: Rokugo *et al.*, 2005]



Figura 2.36: Muro de contenção, um ano após a execução do reparo em ECC [Rokugo *et al.*, 2005]

2.7.2.3 Mitaha Bridge - Japão

A figura 2.37 mostra a recentemente construída Mihara Bridge, Hokkaido, Japão. A ponte estaiada tem como revestimento uma camada de 40 mm de espessura em ECC. A ponte, de 972 m de comprimento e vão central de 340 m, teve o peso de sua estrutura reduzido em 40% devido à reduzida espessura do pavimento (Kunieda e Rokugo, 2006). Na figura 2.38, pode ser observada a estrutura metálica das lajes da ponte pronta para recebimento do cobrimento em ECC e o processo de deposição do material.



Figura 2.37: Mihara Bridge, Japão [fonte: Kunieda e Rokugo, 2006].

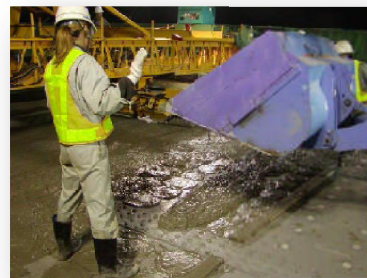


Figura 2.38: (a) Estrutura de aço pronta para recebimento do cobrimento em ECC e (b) moldagem do pavimento.

2.7.2.4 Vigas de Ligação como Sistemas de Amortecimento de Edifícios - Glorio Roppongi Residential Building, Tóquio, Japão

A figura 2.39 mostra o edifício residencial Glorio Roppongi, localizado em Tóquio, Japão, onde vigas de ligação produzidas com ECC foram utilizadas como sistema de amortecimento conectadas a estrutura principal da edificação, que possui 27 pavimentos, totalizando 95m de altura. A elevada capacidade de absorção de energia de ECC, neste caso, é capaz de atenuar os danos provocados na estrutura em situações de terremoto, minimizando atividades posteriores de reparo. Um extensivo programa experimental foi desenvolvido previamente à aplicação em escala real (Maruta *et al.*, 2005; Kanda *et al.*, 2006). Estes estudos experimentais viabilizaram a primeira aplicação de ECC em sistemas estruturais de edifícios. A figura 2.40 apresenta o protótipo das vigas de ligação para sistema de amortecimento anti-sismos.



Figura 2.39: Edifício residencial Glorio Roppongi, localizado em Tóquio, Japão, utiliza vigas de ligação em ECC, que oferecem resistência sísmica à estrutura (Kajima Corporation – finalizada em 2006) .

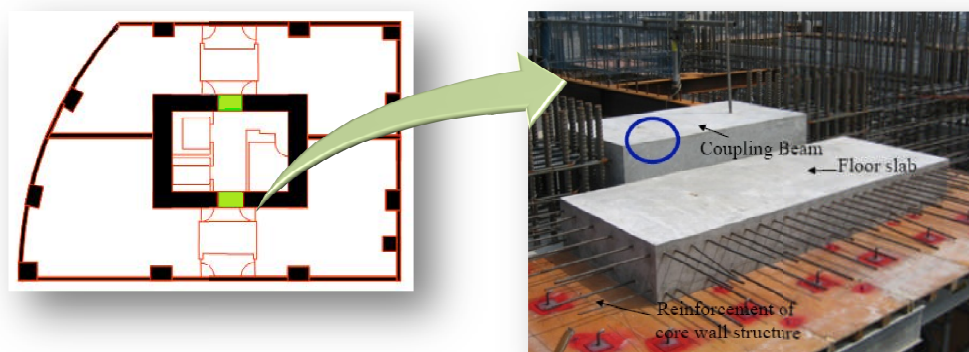


Figura 2.40: Vigas de ligação para sistema de amortecimento anti-sismos: elevada capacidade de absorção de energia, alta tolerância ao dano, baixo custo em reparos após episódios de terremotos.

2.7.2.5 Reparo na Barragem Mitaka, Hiroshima, Japão

A figura 2.41 mostra a Barragem Mitaka, na cidade de Hiroshima, Japão. A referida barragem, construída há mais de sessenta anos, apresentava severos danos em sua superfície, incluindo fissuras e deslocamentos, além de vazamentos de água. Em 2003, a estrutura passou por um processo de reparo, no qual uma camada de 20 mm de ECC foi aplicada à superfície da barragem, de aproximadamente 600m², utilizando-se *Sprayble ECC* (Kojima *et al.*, 2004).

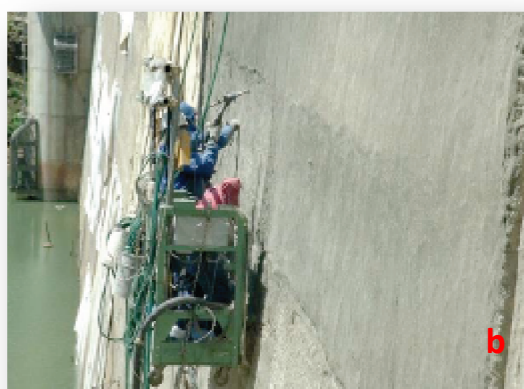


Figura 2.41: (a) Barragem Mikara e (b) aplicação de Sprayable ECC [Kojima *et al.*, 2004]

Apesar destas e de outras bem sucedidas aplicações, o comportamento ao longo do tempo de ECC ainda precisa ser continuamente investigado e examinado sob condições ambientais e de carregamento mecânicos reais. A busca por melhorias de desempenho de versões já estudadas, bem como a busca por novas composições que garantam segurança e durabilidade às estruturas, associadas a questões ambientais, é uma das motivações deste trabalho.

3 APLICAÇÃO DE ECC REFORÇADO COM FIBRAS DE POLIPROPILENO EM SISTEMAS DE RECAPEAMENTO

Neste capítulo será apresentada uma breve discussão sobre a possibilidade de aplicação de compósitos de alta deformabilidade tipo ECC (*Engineered Cementitious Composites*) na reabilitação de pavimentos.

3.1 O PROBLEMA DA REABILITAÇÃO DE PAVIMENTOS

Dada a importância vital dos sistemas de transporte rodoviário na maioria dos países desenvolvidos, a necessidade de reabilitação de pavimentos deteriorados se torna uma questão estratégica. O relatório *Report Card for America's Infrastructure* (ASCE, 2009), recém publicado pela *American Society of Civil Engineers* (ASCE), chama atenção para o estado de conservação deficiente de grande parcela das rodovias nos Estados Unidos, enfatizando a necessidade de investimentos consideráveis nesta área.

O relatório sugere a necessidade de investimentos anuais de U\$ 186 bilhões para uma melhoria substancial da condição das rodovias, sendo que atualmente uma parcela de U\$ 70.3 bilhões já é investida, valor não suficiente para elevar a classificação do sistema rodoviário do país, que desde 1998 recebe notas precárias.

A figura 3.1 apresenta um resumo das notas dadas a vários elementos de infraestrutura. No caso dos pavimentos, como na maioria dos demais elementos, a nota atribuída foi deficiente. Em parte, isto acontece porque muitos pavimentos atingiram o final da vida útil de projeto e tem hoje uma necessidade premente de intervenções para reparo. Em alguns casos, todavia, os danos são prematuros, decorrentes da falta de qualidade na execução, da consideração inadequada da agressividade ambiental, ou das condições adversas de carregamento resultantes do aumento do tráfego comercial e de passageiros ocorrido nos últimos anos naquele país.



Figura 3.1: Report Card for America's Infrastructure 2009.

No Brasil a situação também é preocupante. Segundo o Departamento Nacional de Infraestrutura de Transportes, uma parcela substancial das rodovias apresenta problemas de desempenho motivados por razões diversas, que envolvem desde o aumento crescente do tráfego de veículos (agravado pelo incremento na quantidade de veículos pesados e pelos efeitos das sobrecargas com que estes freqüentemente operam nas rodovias, devido à falta de fiscalização) até a falta de uma cultura de manutenção (DNIT, 2005).

O descaso histórico com a manutenção das rodovias, agravado pelos efeitos da prolongada retração econômica registrada no país no final do século XX, fez com que os investimentos nas atividades de conservação, manutenção e restauração das rodovias fossem precários, limitados e, freqüentemente, emergenciais. Esta situação fez com que o estoque de pavimentos evoluísse para uma condição bastante deficiente.

A 12ª edição da Pesquisa Rodoviária divulgada pela Confederação Nacional do Transporte (CNT-2007) apresenta uma coletânea de informações e de análises classificatórias de aspectos qualitativos e quantitativos das rodovias nacionais. A pesquisa avaliou 87.592 km de rodovias em todo país, abrangendo toda a malha rodoviária federal pavimentada e também os principais trechos sob gestão estadual e sob concessão. Da extensão total pesquisada, 54,5% encontrava-se com o pavimento em estado regular, ruim ou péssimo, totalizando 47.777 km.

Acontece que, em um país onde 61,1% do transporte de cargas é feito por meio rodoviário (ANTT, 2006), a necessidade de revitalização, bem como de expansão do sistema, é fundamental à segurança, qualidade de vida e desenvolvimento econômico do país.

No período de novembro de 2007 a março de 2009, o Boletim Estatístico do setor de transporte rodoviário, também divulgado pela CNT, aponta para um crescimento da malha rodoviária pavimentada no país da ordem 7,8%, passando de 196280 km para 211678 km, enquanto o aumento da frota de veículos de carga foi de 13,6%, dado que vem reafirmar a necessidade de investimentos no setor.

Desde 2001, está em vigor a CIDE – Contribuição de Intervenção do Domínio Econômico, cobrada sobre a comercialização de gasolina e diesel em território nacional, cuja destinação dos recursos engloba o subsídio e transporte de combustíveis, projetos ambientais na indústria de combustíveis e investimentos em transportes. A parcela da CIDE investida na melhoria dos sistemas de transporte do país teve valor acumulado de R\$ 20 bilhões ao longo dos 7 anos de sua existência. Ainda existem os investimentos realizados pelo Ministério dos Transportes e pela Presidência da República. Entretanto, os valores ainda são pequenos quando comparados com os R\$ 280 bilhões necessários para prover o país de uma infraestrutura compatível com as previsões de demanda e crescimento econômico efetuadas para as próximas décadas, segundo o Plano CNT de Logística Brasil (2008).

Estes dados evidenciam a importância do sistema de transporte rodoviário e justificam a preocupação com a manutenção da infraestrutura que sustenta o mesmo, com destaque para os pavimentos, que formam uma parcela substancial da mesma. O presente trabalho, como discutido no capítulo 1, busca colaborar neste sentido, visto que a motivação principal da pesquisa envolve o estudo e desenvolvimento de materiais que poderiam ser utilizados para reabilitar, de forma eficiente e durável, boa parte da malha rodoviária do país.

3.2 ESTRATÉGIAS DE REABILITAÇÃO PARA PAVIMENTOS DE RODOVIAS

Hall *et al.* (2001) definem a atividade de reabilitação de pavimentos, de forma genérica, como qualquer intervenção em um pavimento existente, que busca proporcionar um aumento da sua capacidade funcional ou estrutural, prolongando substancialmente sua vida útil de serviço, melhorando sua condição estética e/ou sua qualidade de rodagem.

As intervenções para reabilitação podem ter diferente complexidade e envolver técnicas diversas, dependendo da condição de conservação da estrutura sob intervenção. Por isto, frequentemente as mesmas são categorizadas, conforme sua natureza específica, em operações de restauração, reconstrução, reciclagem ou recapeamento (*resurfacing*).

A restauração pode ser entendida como representando o conjunto de atividades no qual danos existentes no pavimento são reparados, resultando no aumento do tempo durante o qual a estrutura mantém uma capacidade de serviço (*serviceability*) adequada, sem que seja necessário promover o aumento de sua capacidade estrutural. Já o recapeamento (*resurfacing*) consiste na sobreposição de uma camada, chamada *overlay* (ou sobrecamada), ao pavimento existente e deteriorado.

A reciclagem é um processo que engloba a remoção do pavimento existente e o seu reuso na construção de um novo pavimento ou no capeamento de outra parte do pavimento existente.

Finalmente, a reconstrução normalmente envolve um processo de remoção e substituição das camadas de concreto ou asfalto existentes, podendo incluir trabalhos na base e sub-base do pavimento, ações corretivas no subleito e/ou no sistema de drenagem, e eventuais mudanças geométricas. Devido ao alto custo envolvido, os processos de reconstrução dificilmente se constituem em uma alternativa viável para a reabilitação de pavimentos.

Segundo Smith *et al.* (2002), no caso de pavimentos sujeitos a tráfego moderado ou intenso, o método predominante de reabilitação consiste na execução de *overlays* sobre o pavimento existente. Um *overlay* funcional corrige as deficiências funcionais, estendendo a vida útil de serviço do pavimento, sem aumentar sua capacidade estrutural.

Já um *overlay* estrutural é capaz de estender a vida útil remanescente através do aumento simultâneo da capacidade estrutural e da capacidade de serviço do pavimento. Dada a relevância desta técnica e sua relação com o tema central desta tese, a mesma será discutida em maior detalhe no item a seguir.

3.3 RECAPEAMENTOS DE CONCRETO DE CIMENTO PORTLAND

Segundo o *National Center for Concrete Pavement Technology* (CP Tech Center, 2007), os *overlays* de concreto de cimento Portland, ou simplesmente *overlays* de concreto, servem como uma alternativa de reabilitação para quase todos os tipos de pavimento existentes, podendo abranger uma larga gama de condições de conservação do pavimento, cargas de serviço e vida útil desejada. Por isto, esta técnica vem sendo cada vez mais empregada.

Existem várias razões que justificam a consideração do uso de *overlays* de concreto para reabilitação de pavimentos. Entre elas está o fato desta ser uma técnica durável - desde que bem executada e projetada - e de custo adequado e flexível, considerando a variação de espessuras que podem ser empregadas, de acordo com as necessidades de desempenho. Além disto, o trabalho de preparação requerido antes da aplicação de um *overlay* é reduzido, pois a técnica não demanda a remoção do pavimento existente.

Quanto à execução, os *overlays* de concreto podem ser executados rapidamente, utilizando as mesmas técnicas empregadas na pavimentação convencional de concreto.

É interessante destacar que os *overlays* de concreto vêm sendo empregados tanto na reabilitação de pavimentos de concreto de cimento Portland (pavimentos rígidos) como de pavimentos de asfalto (pavimentos flexíveis), recebendo, neste último caso, a denominação especial de *whitetopping*.

3.3.1 Tipos de Recapeamento

Os *overlays* de concreto podem ser classificados, fundamentalmente, em dois tipos: com e sem aderência⁷.

A figura 3.2 apresenta um esquema com as características principais de cada uma destas tipologias de recapeamento, conforme o *National Center for Concrete Pavement Technology* (CP Tech Center, 2007), adotada pela *American Concrete Pavement Association*, uma das principais entidades responsáveis pela divulgação da técnica nos Estados Unidos.

Ambos os tipos podem ser executados sobre pavimentos existentes de concreto, de asfalto ou mistos (ou seja, pavimentos originais de concreto que sofreram um recapeamento posterior com asfalto).

⁷ A operação de recapeamento, ou *overlay*, sem aderência, considerada no presente trabalho recebe a denominação de “cobertura direta” no manual de pavimentação do Departamento Nacional de Infraestrutura de Transportes (DNIT, 2004).

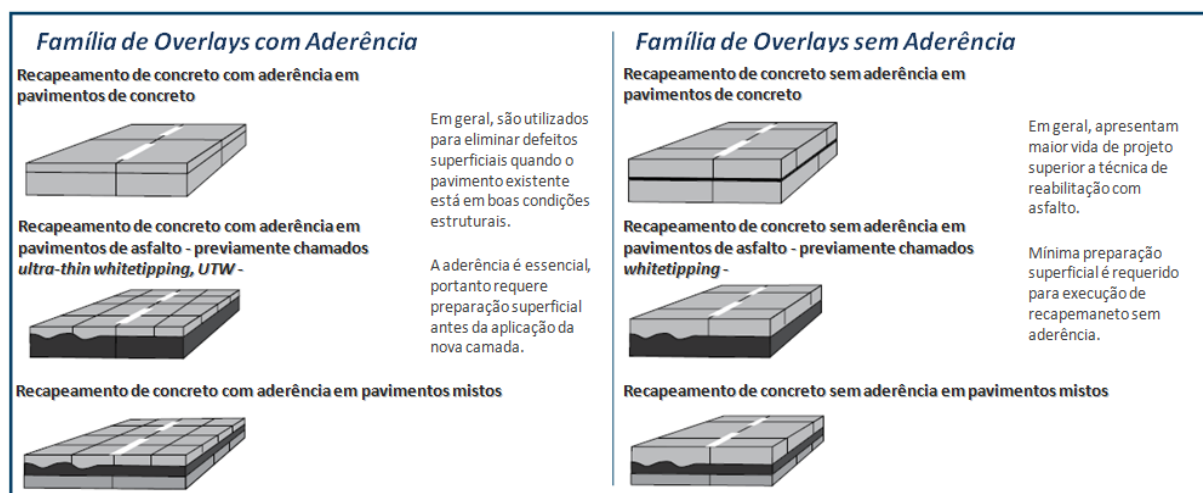


Figura 3.2: Esquema representativo dos tipos de overlay de concreto. [fonte: CP Tech Center, 2007]

Os projetos de recapeamento de concreto com aderência requerem que os pavimentos existentes estejam em boas condições estruturais. Neste caso, o *overlay* servirá para eliminar os danos superficiais, melhorando as condições de rodagem. Porém, o pavimento existente continuará a suportar grande parte do carregamento.

Já os recapeamentos de concreto sem aderência costumam ser utilizados quando a deterioração do pavimento existente se encontra em estágio avançado. Desta forma, o recapeamento serve para restaurar ou aumentar a capacidade estrutural do pavimento existente, sendo concebido como se fosse um novo pavimento, disposto sobre uma base estável. Para tanto, uma adequada caracterização da capacidade de suporte do pavimento existente é necessária para que se possa efetuar o dimensionamento da nova camada.

A espessura do novo pavimento vai depender do tipo e volume de tráfego e da condição do pavimento existente. Segundo o *National Center for Concrete Pavement Technology* (CP Tech Center, 2007), o recapeamento sem aderência pode ser dimensionado tanto como um pavimento de concreto simples com barras de transferência (*jointed plain concrete pavement* - JPCP) quanto como um pavimento de concreto com armadura distribuída contínua (*continuously reinforced concrete pavement* - CRCP).

Quando se aplica um recapeamento sem aderência é necessário criar uma camada intermediária entre o novo pavimento e o pré-existente, com a finalidade de assegurar um comportamento independente entre ambos, o que minimiza a chance de que fissuras refletivas se formem no novo pavimento. A principal função desta camada é, portanto, prevenir a reflexão de fissuras.

Usualmente, uma mistura de asfalto de graduação fina é empregada como camada separadora, também chamada niveladora, com espessura nominal de 25 mm (1 in), o que fornece cobertura adequada das irregularidades do pavimento existente. Como as duas camadas do pavimento final – a original e o recapeamento - são independentes, muitas vezes não é necessário reparar intensivamente o pavimento existente antes da execução do *overlay* (CP Tech Center, 2007).

No entanto, alguns defeitos, que provocam perda considerável da integridade estrutural do pavimento existente, exigem intervenções de reparo. Dentre estes se incluem fissuras transversais severas, rompimento das barras de aço de transferência de esforços, existência de placas rompidas, quebras de canto ou desnivelamentos acentuados (Smith *et al.*, 2002).

3.3.2 Princípios de Dimensionamento de Recapeamento sem Aderência

Vários procedimentos para o projeto e a execução de overlays já foram publicados em guias, por diversas entidades, incluindo o *American Concrete Institute (ACI)*, a *American Association of State Highway and Transportation Officials (AASHTO)*, o *National Center for Concrete Pavement Technology (CP Tech Center)*, a *American Concrete Pavement Association (ACPA)*, o *U.S. Army Corps of Engineers* e departamentos estaduais de transporte (DOTs) dos Estados Unidos.

Independentemente do procedimento específico adotado, o projeto de um *overlay*, genericamente, começa pela determinação de alguns parâmetros, que incluem a avaliação da condição atual do pavimento, dos tipos de deterioração nele presentes, do desempenho estrutural e da vida útil de serviço desejados, das atividades de reparo planejadas e do orçamento disponível. Esses parâmetros afetam uns aos outros, e só a partir da definição deles é que as estratégias de reabilitação deve ser definida, como observado no fluxograma de projeto proposto por Hall *et al.* (2001), mostrado na figura 3.3.

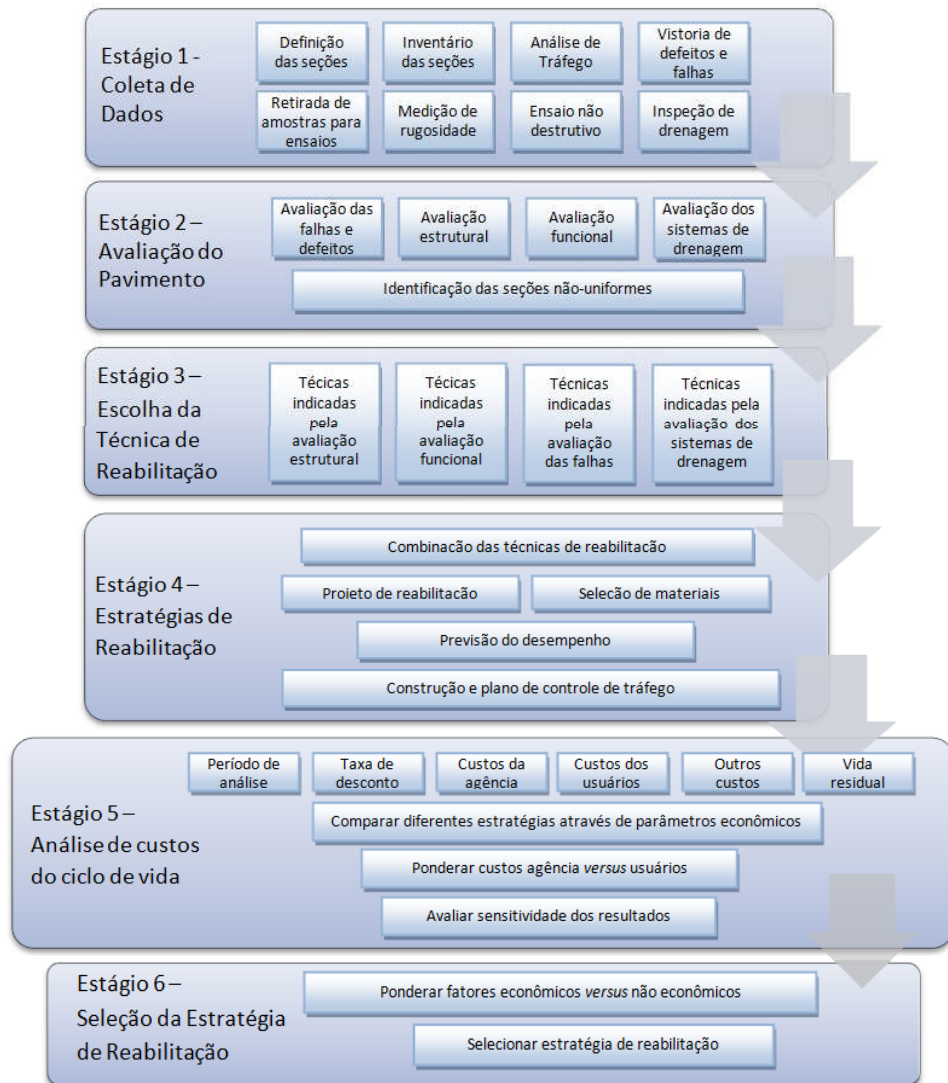


Figura 3.3: Fluxograma para seleção da estratégia mais adequada para reabilitação de pavimentos [Adaptada de Hall *et al.*, 2001]

Como explicado no item anterior, os sistemas de recapeamento (*overlays*) sem aderência são comumente empregadas quando o pavimento existente apresenta sérias deficiências estruturais ou sofre processos intensos de deterioração. Por isto, o dimensionamento do novo pavimento inicia com a avaliação preliminar da condição estrutural do pavimento pré-existente. Esta avaliação é necessária se estabelecer a técnica de recapeamento mais adequada, além de identificar a necessidade de reparos pré-recapeamento.

A caracterização da condição estrutural de um pavimento é preferencialmente efetuada com auxílio de um deflectômetro de impacto do tipo *Falling Weight Deflectometer* (DNER-PRO 273/96), que fornece informações sobre o coeficiente de recalque k da base e do pavimento existente, dados necessários para o dimensionamento da nova camada.

Segundo a CP Tech Center (2007), a espessura da camada de recapeamento em concreto para rodovias de alto tráfego varia normalmente entre 150 e 280 mm (7 e 11 in). Em rodovias de tráfego reduzido, a mesma considera que podem ser empregadas espessuras mínimas de 100 mm (4 in).

A espessura do recapeamento para um caso particular pode ser estabelecida utilizando a metodologia proposta no *Guide for Design of Pavements Structures* da AASHTO (1993). A *Portland Cement Association* recomenda o emprego de um procedimento descrito no trabalho de Tayabji e Okamoto (1985). O programa de elementos finitos J-SLAB, elaborado sob coordenação da *Federal Highway Administration*, nos Estados Unidos, também pode ser utilizado no dimensionamento da espessura de *overlays* (Smith *et al.*, 2002).

Quando a camada de recapeamento é superposta a um pavimento de asfalto (*whitetopping*), o *overlay* tende a ter espessuras que variam entre 100 e 280 mm (4 e 11 in). A espessura, neste caso, pode ser determinada usando os procedimentos do *Design Guide* da AASHTO (1993) ou o programa *StreetPave* da ACPA. Considerações específicas de projeto e construção para recapeamentos sobre asfalto podem ser encontradas nas publicações da CP Tech Center (2007) e em Smith *et al.* (2002).

Cabe destacar que o uso de *overlays* de concreto sobre pavimentos flexíveis ainda não é uma prática comum no Brasil. Entretanto, a experiência internacional em projetos de reabilitação de pavimentos indica que, quando se está diante de um pavimento flexível seriamente danificado ou que esteja propenso a se deteriorar rapidamente sob tráfego pesado ou ação de meio ambiente agressivo, esta pode se tornar uma técnica de reabilitação economicamente viável e atraente (DNIT, 2004).

Dentre os fatores críticos do dimensionamento de *overlays* sem aderência, inclui-se o dimensionamento das juntas, o método de transferência de cargas adotado e a forma de criação da camada de separação.

Em princípio, a transferência das cargas aplicadas em uma camada de recapeamento é melhor do que em um novo pavimento rígido de concreto, pois a presença do pavimento existente promove um efeito de acomodação de tensões, mesmo quando a situação de não aderência é considerada. Para maximizar este efeito, as juntas do *overlay* não devem coincidir com as juntas do pavimento existente. No caso de pavimentos submetidos a tráfego de veículos pesado, recomenda-se o emprego de barras de transferência nas juntas transversais e longitudinais, para evitar a quebra de cantos e minimizar o alçamento de placas (Smith *et al.*, 2002).

O espaçamento entre juntas deve ser determinado de forma a evitar o risco de fissuração prematura devido às tensões de empenamento que surgem em consequência da alta rigidez do pavimento inferior. A tabela 3.1 apresenta os valores de espaçamento recomendados pela na publicação do *National Center for Concrete Pavement Technology* (2007) em função da espessura das camadas de recapeamento de concreto.

Tabela 3.1: Espaçamento transversal máximo, segundo FWHA (2007)

Espessura da Camada (t)	Espaçamento transversal máximo entre juntas
< 130 mm	1,8 m
130 – 180 mm	≈ 0,025 t *
> 180 mm	4,6 m

* o espaçamento é obtido em metros, com entrada da espessura em milímetros

Cuidados especiais devem ser tomados quanto à drenagem da camada separadora criada entre o *overlay* e o pavimento existente, bem como com a correta execução das extremidades do novo pavimento. Para garantir a integridade e a capacidade de carga do novo pavimento recomenda-se que, antes da execução da camada separadora, seja executado um alargamento da camada existente ou que seja providenciada a amarração da faixa de acostamento existente (CP Tech Center, 2007; Smith *et al.*, 2002).

Ao mesmo tempo em que a técnica de recapeamento sem aderência oferece a possibilidade de extensão da vida útil de serviço do pavimento, aumento da capacidade estrutural, reduzidas atividades de manutenção e reduzidos custos de ciclo de vida, existem, ainda, algumas limitações associadas principalmente às propriedades fractométricas do concreto sob condições de carregamento de flexão e fadiga atuantes nos *overlays*. A seguir, são apresentadas questões relativas a estas limitações, além dos requisitos mínimos de concretos destinados à aplicações em pavimentos e as possíveis vantagens do emprego de ECCs em camadas de recapeamento, de modo a minimizar ou suprimir estas limitações.

3.4 USO DE ECCS EM OVERLAYS

O objetivo desta seção é apresentar as potencialidades do emprego ECCs em sistemas de recapeamento, em substituição aos usuais *overlays* de concreto. Para tanto, é importante apresentar os processos de deterioração a que estes podem estar expostos, e que acabam resultando na perda de sua capacidade estrutural, funcional e encurtamento da vida útil a que foram projetados . Antes

de iniciar esta discussão, são apresentados requisitos gerais dos concretos destinados à aplicação em *overlays*, que deveriam garantir o adequado funcionamento da nova camada do pavimento, quando associados a dimensionamentos e técnicas de execução adequados. Estes requisitos são importantes, pois serão adotados como critérios mínimos para os ECCs reforçados com fibras de polipropileno destinados à aplicação em pavimentação.

3.4.1 Requisitos dos Concretos Destinados à Aplicação em Overlays

Como acontece no caso dos pavimentos de concreto, uma dosagem apropriada é fundamental para que se obtenha uma mistura de concreto com desempenho adequado para a aplicação em *overlays*. Para este fim, cada um dos componentes do concreto deve ser cuidadosamente selecionado, de modo que o material final seja compacto, relativamente impermeável, resistente às ações do meio ambiente e às reações químicas deletérias às quais estará exposto ao longo de toda sua vida útil.

O *National Center for Concrete Pavement Technology* faz algumas recomendações referentes à dosagem e propriedades do concreto para aplicações em pavimentos em seu manual intitulado *Integrated Materials and Construction Practices for Concrete Pavement* (CP Tech Center, 2007). O manual recomenda o uso de um concreto com resistência mínima à compressão de 28 MPa (~4000 psi) e resistência mínima à flexão de 4,5 MPa (~650 psi), aos 28 dias. Para tanto, sugere misturas com teores de cimento entre 230 e 320 kg/m³. A relação água/cimento deve ficar em torno de 0,45 para pavimentos expostos a ciclos de gelo e degelo. Nos demais casos, valores superiores podem ser empregados, com o objetivo de minimizar o efeito da retração de secagem no concreto endurecido. O tamanho máximo dos agregados não deve ser superior a 19 mm. Considera-se que uma grande variedade de aditivos pode ser utilizada nas misturas para melhorar as propriedades do concreto no estado fresco ou endurecido, incluindo incorporadores de ar, plastificantes e redutores de pega, além de materiais suplementares, como cinza volante, escória de alto forno, cinza de casca de arroz e a sílica ativa. O abatimento recomendado pode variar entre 12,5 e 75 mm, dependendo da técnica de pavimentação utilizada.

O Departamento Nacional de Infraestrutura de Transportes (DNIT 054/2004) recomenda genericamente o uso de concretos plásticos com abatimento maior que 20 mm, consumo mínimo de cimento de 320 kg/m³, relação água-cimento entre 0,40 e 0,56, dimensão máxima do agregado de 1/5 a 1/4 da espessura da laje, limitado a 50 mm, teor de ar incorporado máximo de 0,5% e exsudação máxima de 1,5%.

3.4.2 Processos de Deterioração em Recapeamentos de Concreto

O processo de deterioração de *overlays* de concreto é consequência da retração de secagem do concreto, mudanças de temperatura, ciclos de gelo e degelo, e, logicamente, do tráfego de veículos pesados. Os estágios de deterioração de *overlays* de concreto podem ser entendidos a partir da descrição de Zhang e Li (2001), resumida a seguir.

Simultaneamente ao processo de endurecimento da pasta de cimento, ocorre a retração do concreto. Se o *overlay* de concreto estivesse em condição de total não aderência sobre o pavimento existente, ele poderia contrair e acomodar a diminuição de comprimento provocada pela retração de secagem. Entretanto, em sistemas de *overlays*, o pavimento antigo e o recapeamento sempre preservam algum contato, mesmo quando a condição de não aderência é assumida, impedindo que ocorra a contração livre da nova camada. Mudanças de temperatura podem provocar efeito similar na camada de recapeamento, já que decréscimos de temperatura podem gerar tensões de tração entre os dois elementos estruturais. Tal efeito pode ser observado na figura 3.4, onde a configuração de tensões provocadas pela retração de secagem ou por mudanças de temperatura é apresentada.

Por outro lado, o tráfego de veículos sobre o pavimento induz esforços de flexão na estrutura. Como o pavimento antigo e deteriorado não recebe tratamento especial pré-*overlay*, as fissuras, juntas, lascamentos e falhas pré-existentes permanecem após a sobreposição da camada de recapeamento. Exatamente nestes locais se desenvolverão as máximas tensões de flexão do sistema recapeado. Além disso, devido à diferenças de deformação entre o concreto velho e novo *overlay* construído, uma certa delaminação ao longo da interface de ambos começa a se formar junto aos defeitos pré existentes. Este mecanismo pode ser entendido através da figura 3.5.

Quando a tensão de tração provocada pela retração de secagem, mudanças de temperatura ou tráfego de veículos atingem a resistência à tração do material do *overlay*, ocorre a fissuração da camada de recapeamento. Estas fissuras são conhecidas como fissuras refletivas, sendo consideradas o fator de maior limitação na vida útil dos sistemas de *overlays* (Heckel, 2002).

Estas fissuras refletivas, quando submetidas a combinações de fatores ambientais e carregamentos resultantes do tráfego, podem ter sua abertura e profundidade aumentadas, resultando na formação de fissuras transversais ao longo da toda a espessura da laje de recapeamento, provocando a incorreta distribuição do carregamento no sentido longitudinal do recapeamento. O *overlay*, então, deixa de trabalhar como uma placa e passa a atuar como uma viga transversal. O processo de

deterioração do overlay fissurado é agravado pela presença de água e pelo tráfego de veículos pesados, que em condições severas causam a redução ou fim da capacidade de carga do pavimento.

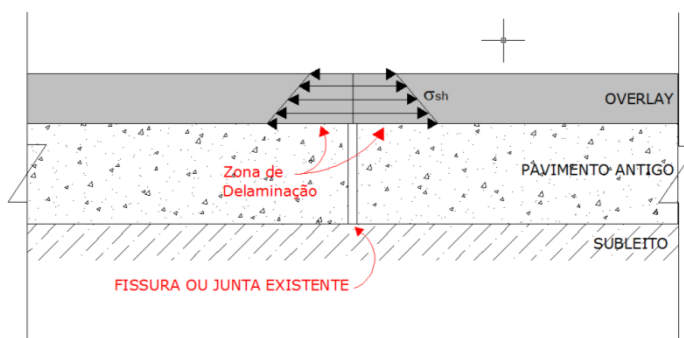


Figura 3.4: Tensões de tração σ_{sh} induzidas no *overlay* pela retração e mudanças de temperatura [adaptado de Zhang e Li, 2001]

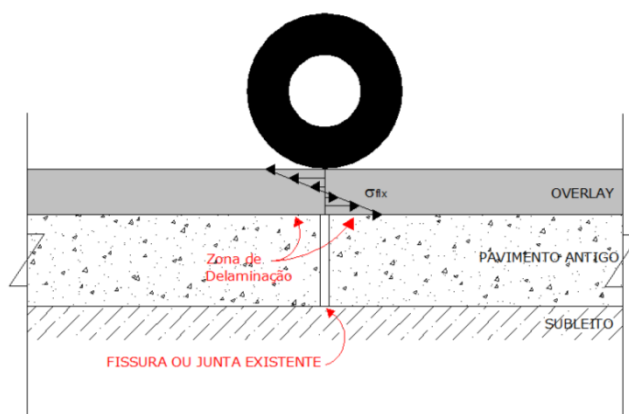


Figura 3.5: Tensões de flexão σ_{fx} induzidas no *overlay* pelo tráfego de veículos [adaptado de Zhang e Li, 2001]

Segundo Zhang e Li (2001), a prevenção das fissuras refletivas é crucial nos sistemas de *overlays*. A redução da fissuração de retração e o aumento da resistência à fadiga do material utilizado nas camadas de recapeamento se tornam objetivos primordiais para o prolongamento de sua vida útil. Os autores sugerem duas alternativas para que estes objetivos sejam atingidos. A primeira seria o aumento da capacidade de deformação do material utilizado no *overlay*. Neste caso, a deformação produzida por retração e mudanças de temperatura poderia ser acomodada pela deformação do material, sem a redução da capacidade de carga do pavimento. A segunda alternativa seria o aumento na capacidade de carga do *overlay*, que significaria o aumento da resistência à fadiga da estrutura, para uma dada condição de carregamento de tráfego.

3.4.3 Aplicações de ECCs em Recapeamentos

Recapeamentos de concreto sem aderência e de mistura de asfalto a quente são as duas principais técnicas de reabilitação de pavimentos que apresentam avançados estágios de deterioração (MDOT, 2005). Apesar de seu efeito de retardar o aparecimento de fissuras refletivas, nenhuma das referidas técnicas consegue eliminá-las totalmente e, conseqüentemente, promover a máxima extensão da vida útil do pavimento, fator este crítico na redução dos custos do ciclo de vida de uma estrutura (Morian e Gibson, 1998). O máximo prolongamento na vida útil tem importância fundamental na adoção da estratégia de reabilitação, considerando-se a idade e o estado de deterioração da atual malha rodoviária, associado aos reduzidos fundos para reparo e reabilitação disponíveis e ao crescimento de tráfego de veículos proporcionado pelo crescimento econômico e populacional. Esta situação ocorre tanto em países desenvolvidos, como em países em desenvolvimento, como o Brasil.

Fica evidente a necessidade de uma técnica mais segura, confiável e robusta para recapeamento de pavimentos, visando solucionar completamente o problema das fissuras refletivas, estendendo a vida útil e, simultaneamente, minimizando atividades futuras de reparo, resultando em um sistema durável e sustentável.

Engineered Cementitious Composites, quando cuidadosamente projetados com a finalidade de apresentarem alta ductilidade e alta tolerância ao dano, podem substituir recapeamentos de concreto e mistura de asfalto a quente, resultando em camadas de pequena espessura, duráveis e economicamente viáveis (Qian, 2007).

Kamada e Li (2000) investigaram o desempenho à flexão de *overlays* de concretos simples, concretos reforçados com fibras de aço (SFRC) e *Engineered Cementitious Composites* (ECC). A figura 3.7 apresenta curvas tensão-deformação de quatro sistemas de *overlays* estudados pelos autores. Fica claro que, quando ECC é utilizado como material de recapeamento sobre substrato de concreto, tanto a capacidade de carga como a deformabilidade do sistema sob flexão podem ser sensivelmente incrementadas quando comparados aos demais sistemas. O incremento na ductilidade e o conseqüente aumento na capacidade de absorção de energia podem resultar no aumento da durabilidade dos sistemas de *overlays*. Este efeito é resultado das propriedades que os ECCs apresentam quando submetidos à esforços de tração.

Concretos convencionais apresentam comportamento frágil, perdendo a capacidade de carregamento após a ocorrência da primeira fissura, que ocorre quando sua resistência à tração é

atingida. Concretos reforçados com fibras, apesar de apresentarem capacidade de deformação residual após o pico de carregamento, geralmente não conseguem manter sua capacidade de carga. Além disso, geralmente apresentam fissuração localizada, com aumento contínuo da abertura da primeira fissura ou formação de outras poucas fissuras. Já ECC apresentam comportamento *strain-hardening*, com desenvolvimento de múltiplas fissuras de pequena abertura, mantendo capacidade portante e podendo inclusive aumentar a capacidade de carregamento.

Estudos realizados por Zhang e Li (2002) mostram também a importância de outra característica única dos compósitos que apresentam comportamento *strain-hardening*: a redução da rigidez do material ao longo do processo de carregamento. Segundo os autores, quando *overlays* de concretos reforçados com fibras de aço (SFRC) de comportamento *stress-softening* são utilizados, a rigidez do sistema é mantida ao longo do carregamento, devido às propriedades das fibras e o tipo de ponteamto que delas resultam, até que ocorra a ruptura do overlay, de maneira quase-frágil. No caso de ECC, a rigidez do sistema é reduzida com a formação das múltiplas fissuras, resultando na resposta não-linear do diagrama tensão-deflexão, como observado na figura 3.6.

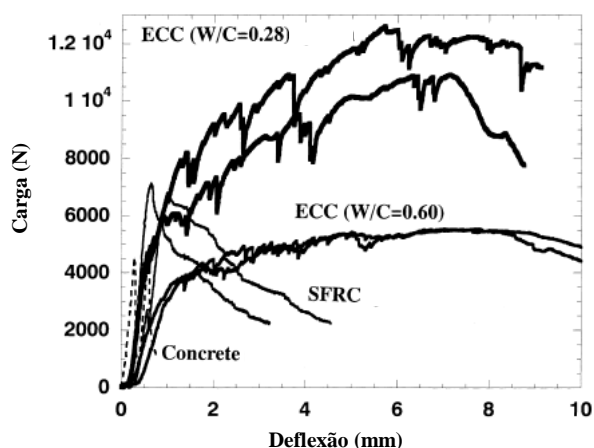


Figura 3.6: Curvas tensão-deformação dos sistemas de overlays estudados por Kamada e Li (2000)

Os resultados apresentados por Stander (2007) reforçam as potencialidades do ECC quando aplicados em sistemas de *overlay*. O autor argumenta sobre a importância do processo de múltipla fissuração, que acarreta no aumento da ductilidade e capacidade de absorção de energia do material. Estas são atingidas através da fraca aderência entre a camada de recapeamento e o substrato, que permite certa liberdade de movimentação do *overlay* com o incremento de carga, traduzido pela delaminação entre camadas. A fraca aderência reduz a necessidade de trabalho pré-*overlay*, significando menor emprego de mão de obra, tempo de execução e custo do recapeamento.

Estes resultados reforçam os resultados publicados por Kamada e Li (2000) sobre a importância da fraca aderência entre camadas quando o material empregado na concepção do *overlay* é ECC.

Outras propriedades importantes para aplicações em pavimentos e que fazem dos *Engineered Cementitious Composites* materiais com elevado potencial de utilização são a sua resistência à retração de secagem, resistência à abrasão e corrosão, abertura limitada das fissuras, possibilidade de autorregeneração do material e resistência ao deslocamento (*spalling*).

Estudos preliminares investigaram o uso de ECCs como material de reparo em sistemas de *overlays* para pavimentos (Kamada e Li, 2000; Zhang e Li, 2002; Qian, 2007; Stander, 2007). Nesses estudos foram utilizadas versões de ECC auto-adensáveis e projetadas (*sprayable*), que apesar de não serem apropriadas para aplicações em pavimentos, fornecem importantes informações sobre o potencial do material quando empregado na reabilitação de pavimentos.

Entre elas está a eliminação da necessidade da camada separadora, uma vez que capacidade de deformação do material, associada à formação de múltiplas fissuras, é capaz de controlar a fissuração refletiva sem contar da condição de independência entre camadas. Além disso, a camada superposta será mais delgada, resultado das propriedades do material, principalmente associadas ao baixo módulo de elasticidade do material (Quian, 2007).

Quanto ao espaçamento entre juntas, a capacidade de deformação também pode exercer influências positivas, aumentando a distância máxima entre elas. A eliminação da camada separadora e a diminuição do número de juntas também pode resultar na redução de custos, mão-de-obra e tempo de execução.

3.5 BUSCANDO UM ECC BRASILEIRO PARA APLICAÇÃO EM RECAPEAMENTOS

Como destacado ao longo dos capítulos 2 e 3, os *Engineered Cementitious Composites* se apresentam como uma nova tecnologia na área de compósitos cimentícios de alto desempenho. Estes têm ganhado cada vez mais importância, uma vez que a busca pela melhoria das propriedades dos concretos já ultrapassou os limites da comunidade científica, e atualmente encontra aplicação em diversos campos da engenharia civil. Estas melhorias não estão apenas relacionadas às propriedades mecânicas, mas também às questões de durabilidade, sustentabilidade, racionalização de materiais, aprimoramento de processos construtivos.

Nos últimos anos, o Brasil despontado em pesquisas de ponta, que acompanham as tendências mundiais na área de estruturas e materiais. A tecnologia dos ECCs precisa, portanto, ser inserida no país, processo que envolve a difusão de conhecimento acerca do assunto, o domínio dos métodos de produção do material e a consideração de suas propriedades diferenciadas no dimensionamento de estruturas.

O primeiro passo desta inserção está no desenvolvimento de um ECC nacionalizado, ou seja, um compósito produzido com materiais produzidos, disponíveis e comercializados no mercado brasileiro. Este é um fator de extrema relevância na produção de ECCs, uma vez que são compósitos de custo bastante elevado quando comparados a concretos convencionais. O elevado custo por unidade volumétrica dos ECCs é principalmente devido à presença das fibras adequadas ao desenvolvimento do comportamento *strain-hardening* dos compósitos.

Fibras de polietileno e de PVA, usualmente empregadas na produção de ECCs, só estariam disponíveis no país através de processos de importação, o que pode não ser um limitador em pesquisas científicas, mas provavelmente impediria aplicações do material em estruturas reais. Por este motivo, decidiu-se investigar a possibilidade de utilização das fibras de polipropileno de alta tenacidade, produzidas pela empresa Brasilit – Saint-Gobain, na planta de operação localizada na cidade de Capivari, SP.

As referidas fibras de polipropileno, além de serem produzidas e distribuídas no território nacional, tem custo relativamente inferior ao das demais fibras. Enquanto o quilo de fibras de PVA é comercializado a U\$ 6.6, o de fibras de polipropileno de alta tenacidade é comercializado a U\$ 3. As fibras de polietileno são ainda mais caras, custando cerca de oito vezes o custo das fibras de PVA (Li *et al.*, 2001).

A nova versão de ECC reforçada com fibras de polipropileno de alta tenacidade proposta neste trabalho busca se enquadrar nos requisitos dos concretos destinados à aplicação em pavimentos, apresentados na seção 3.4.1, principalmente no que se refere à consistência e abatimento do material, características não presentes nas versões usuais autoadensáveis de ECCs, não adequadas às correntes técnicas de pavimentação aplicadas no país.

O Departamento Nacional de Infraestrutura de Transporte, em seu Manual de Pavimentos Rígidos (DNIT, 2005), sugere que a execução e o controle de pavimentos de concreto tipo *whitetopping* devem obedecer à norma DNIT 068/2004-PRO – Pavimento Rígido - Execução da camada superposta

de concreto do tipo *Whitetopping* por meio mecânico – Procedimento. Os procedimentos de produção, transporte, lançamento, adensamento, terminação superficial, cura e selagem das juntas nessas camadas são idênticas às operações da mesma natureza executadas em pavimentos tradicionais de concreto. Ou seja, estes podem ser executados com equipamentos de pequeno porte, forma-trilho ou forma deslizante (DNIT 047/2004-ES, DNIT 048/2004-ES, DNIT 049/2004-ES).

A técnica de concreto compactado a rolo, também conhecida como concreto rolado ou CCR, tem aplicações destacadas em bases de pavimentos de concreto e de asfalto, na formação do corpo de barragens, e mais recentemente como camada de revestimento (Ricci, 2007). A execução em camadas de revestimento é regulamentada pela norma DNIT 059/2004 – ES – Pavimento de concreto de cimento Portland, compactado com rolo – Especificações de serviço. A vantagem da sistemática de execução do CCR está no fato dos equipamentos utilizados nesta serem os mesmos da pavimentação tradicional em concreto asfáltico, de grande disponibilidade no Brasil, uma vez que 98% da malha rodoviária nacional foi executada com pavimentos asfálticos (Balbo, 2007). Portanto, a adoção da técnica de CCR para execução de recapeamentos com ECCs pode representar uma boa estratégia de inserção da nova tecnologia envolvendo ECCs no país.

A escolha da técnica mais adequada para aplicação do PPECC que está sendo desenvolvido neste trabalho dependerá das propriedades reológicas, especialmente consistência e trabalhabilidade, do material gerado. Obviamente, é possível, dentro de certo intervalo, manipular as características das misturas, com auxílio de aditivos, para que a mesma se adapte melhor a diferentes condições e técnicas de moldagem.

No capítulo 4 é apresentada a estratégia experimental adotada para guiar o trabalho de desenvolvimento e seleção de um traço de PPECC viável. Antes disto, visando dar subsídios para que se entendam algumas das decisões experimentais, considera-se necessário fazer uma breve revisão das características das fibras de polipropileno. Por isto, no item a seguir são apresentadas as características e propriedades principais das fibras de polipropileno de alta tenacidade, estabelecendo paralelos, quando apropriado, com as fibras convencionais de polipropileno e outras fibras microscópicas usualmente empregadas na produção de compósitos cimentícios.

3.6 CARACTERÍSTICAS BÁSICAS DAS FIBRAS DE POLIPROPILENO

As fibras de polipropileno têm sido extensivamente empregadas no campo de prevenção de fissuras, tendo sido comprovada sua eficiência no aumento da resistência à retração plástica de concretos e

argamassa (Voigt *et al.*, 2004; Naaman *et al.*, 2005). Fibras de polipropileno também são empregadas para aliviar ou prevenir o efeito de deslocamento (*spalling*) explosivo de concretos de alto desempenho expostos a altas temperaturas (Lima, 2005, Xiao *et al.*, 2008).

As fibras de polipropileno também podem ser empregadas na produção de solos reforçados com fibras (material eventualmente denominado de fibroso). Pesquisas conduzidas por Trindade *et al.* (2004) revelaram que a adição de fibras de polipropileno pode provocar incrementos na resistência à compressão simples e resistência ao cisalhamento de solos argilosos, transformando estes em um produto de melhor qualificação técnica para aplicação em obras de engenharia geotécnica. A técnica de reforço também pode ser utilizada em solos arenosos (Casagrande, 2005).

Concretos com reforços híbridos de fibras, caracterizados pela a combinação de fibras de propriedades completamente distintas, que em conjunto são capazes de provocar importantes incrementos no comportamento à flexão do concreto, demonstram que as fibras de polipropileno têm papel fundamental no controle da microfissuração, colaborando para retardar e dificultar a coalescência das micro-fissuras e a formação das fissuras (Quinino, 2009).

Tais fibras convencionais de polipropileno, no entanto, não podem ser empregadas como reforço único de concretos e argamassas, devido a algumas de suas propriedades, principalmente relacionadas à fraca aderência química e de contato à matrizes cimentícias.

Acontece que o polímero empregado na produção destas fibras tem custo relativamente baixo quando comparado aos polímeros das fibras de PVA e polietileno, devido à vasta disponibilidade de matéria-prima, além da facilidade de processamento do material (*classical melt-spinning*). Estes fatores fazem das fibras polipropileno um material bastante atrativo para seu emprego para reforço de compósitos de base cimentícia (Lhoneux *et al.* , 2002).

Atualmente, já estão disponíveis no mercado fibras de polipropileno com propriedades físicas e químicas modificadas, chamadas fibras de polipropileno de alta tenacidade. Estas são capazes de promover um reforço mais efetivo de compostos cimentícios, quando comparados a reforços com fibras de polipropileno convencionais, além de apresentarem equivalente durabilidade, compatibilidade com bases cimentícias, boa processabilidade e custo acessível (Ikai, 2006). Estas fibras são resultado de trabalhos desenvolvidos na busca de fibras alternativas para a necessidade de substituição dos asbestos no reforço de materiais de fibrocimento, após o consenso mundial dos riscos por eles oferecidos (Kim, 1999). A progressiva substituição teve início na Europa, a partir da

década de 1980, e posteriormente tomou uma esfera mundial, inclusive em países menos desenvolvidos, onde o uso de telhas de fibrocimento é bastante difundido.

A pobre aderência às partículas de cimentos das fibras convencionais, resultado do caráter hidrofóbico do polipropileno, pode ser compensada com tratamentos superficiais, como proposto por Lhoneux *et al.* (2002). Estes conseguiram elevar a resistência das fibras e melhorar suas propriedades superficiais através da combinação de uma camada externa com material diferenciado ao do miolo da fibra. A parte interna é produzida com polipropileno de alta densidade molecular, que promove a elevada resistência à tração das fibras, enquanto o polímero da camada externa é combinado com aditivos e a presença de lubrificantes, que modificam a interação entre fibra e matriz cimentícia. Na tabela 3.2 pode ser observada a influência da composição da camada externa e da lubrificação superficial na aderência química e de atrito das fibras com a matriz cimentícia.

Em 2002, após decidir converter toda sua produção em *non*-asbestos e considerando o alto custo das fibras PVA, a empresa Brasilit - Saint-Gobain passou a investigar alternativas de reforço para seus produtos, vindo, posteriormente, a produzir fibras de polipropileno de alta tenacidade em escala comercial. Ikai *et al.* (2006) apresentam um estudo no qual 25 diferentes variações de fibras de polipropileno foram investigadas, variando-se o lubrificante superficial e os copolímeros da camada externa. As características da fibra com melhor desempenho podem ser observadas na tabela 3.3, na qual, para efeitos de comparação, também são apresentadas a propriedades das fibras de asbestos, polietileno e PVA.

Tabela 3.2: Aderência química e de atrito de fibras de polipropileno (Lhoneux *et al.* , 2002).

Camada Externa		τ_0 (MPa)	G_d (J/m ²)
Aditivo	Lubrificante		
Nenhum	Não	0,22	-
Nenhum	Sim	0,4 – 0,72	-
Filler Mineral	Não	0,64	-
Copolímero A	Não	0,82	-
Copolímero B	Não	1,51	1,4
Copolímero C	Sim	1,02	-
Copolímero D	Sim	0.76 – 1.1	0.07 – 0.10

Tabela 3.3: Propriedades das fibras de asbestos, polietileno (PE), polivinil-álcool (PVA) e polipropileno de alta tenacidade (HTPP)

Característica	Fibra			
	Asbestos	PE	PVA*	HTPP**
Densidade (g/cm ³)	2,55	0,97	1,3	0,91
Comprimento (mm)	0 - 5	12,7	8 – 12	6 - 10
Diâmetro (µm)	0,5	38	39	12
Resistência à Tração	3100	2000	1070	850
Elongamento na Ruptura	0,5		7	21
Módulo de Elasticidade	160	100	42,8	6
Resistência à Álcalis	Excelente	Excelente	Excelente	Excelente
Afinidade ao cimento	Excelente	Boa	Boa	Boa

*PVA produzida por Kuraray, Japan

** PP produzida por Brasilit – Saint-Gobain

3.7 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Neste capítulo foram abordados alguns aspectos importantes relacionados aos sistemas de recapeamento. Da discussão apresentada, ficam claras as potencialidades dos ECCs quando empregados em *overlays*, podem efetivamente dissipar a concentração de tensões através do desenvolvimento de múltiplas fissuras na base da camada de recapeamento, após certo nível de carregamento, o que prevê a possibilidade da concepção de *overlays* que efetivamente possam eliminar o problema das fissuras refletivas em sistemas de recapeamento. Baseados em estatísticas que confirmam o estado precário de conservação de parte do sistema rodoviário do país, surge a necessidade da inserção de técnicas capazes de promover a regeneração, de forma efetiva e durável, de pavimentos deteriorados.

Foram apresentada a fundamentação e motivação para o desenvolvimento de um ECC, baseado no uso de Fibras de Polipropileno de Alta Tenacidade fabricadas no país, de forma a constituir o que será doravante denominado de PPECC.

Nos capítulos apresentados a seguir, os conhecimentos teóricos relacionados aos ECCs serão aplicados no desenvolvimento efetivos de PPECC, buscando uma versão brasileira do material, cujas propriedades sejam adequadas para aplicação em sistemas de *overlays* para recuperação de pavimentos, que represente uma alternativa economicamente viável e tecnicamente mais atraente e sustentável do que as atuais técnicas de reabilitação de pavimentos.

4 PROGRAMA EXPERIMENTAL PARA DESENVOLVIMENTO DE UM PPECC PARA UTILIZAÇÃO EM RECAPEAMENTO DE PAVIMENTOS

Este capítulo descreve as bases do programa experimental montado para chegar ao objetivo principal do trabalho, que consiste no desenvolvimento e caracterização de um ECC reforçado com fibras de polipropileno, adaptado à realidade brasileira, com propriedades adequadas para aplicações em reabilitação de pavimentos.

As estratégias experimentais que levaram ao delineamento das etapas de desenvolvimento do material, caracterização à flexão dos compósitos e verificação da resistência à fissuração refletiva comportamento do material em sistemas de *overlay* são descritas a seguir. Além disto, são fornecidas as características dos materiais utilizados em todas as fases da pesquisa, bem como os procedimentos de preparação e ensaio dos corpos-de-prova.

4.1 ESTRATÉGIA EXPERIMENTAL

O programa experimental desta tese está dividida em fases principais, mostradas esquematicamente na figura 4.1, cujos objetivos e métodos de ensaio utilizados para caracterização dos compósitos estão descritos a seguir.

A primeira fase do programa experimental deste trabalho consistiu em desenvolver diferentes versões de ECCs reforçados com fibras de polipropileno de alta tenacidade, a partir da adaptação de traços conhecidos e bem sucedidos de ECCs com fibras de PVA, já disponíveis na Universidade de Michigan. A adaptação dos traços foi realizada com bases nos conceitos de micromecânica apresentados no capítulo 2.

Uma definição fundamental que norteou o estudo da fase 1 foi a obtenção de compósitos com comportamento de *strain-hardening* e múltipla fissuração sob carregamentos de tração. Dentro desta visão, foi adotado o ensaio uniaxial de tração, para caracterização da resistência última, deformação específica última e módulo de elasticidade à tração dos compósitos.

A partir dos resultados da primeira fase, foram selecionados materiais com diferentes propriedades para caracterização de seu comportamento à flexão estática e cíclica, uma vez que estes são parâmetros fundamentais em materiais aplicados em sistemas de pavimentação. Nesta fase, além dos ensaios de flexão a quatro pontos e ensaios de fadiga, também foram realizados ensaios de abatimento e resistência à compressão, uma vez que existem requisitos mínimos a serem atendidos neste tipo de aplicação.

Os resultados obtidos na fase 2 serviram de subsídio para a realização da fase 3. Nesta etapa, o compósito com melhor desempenho à flexão foi avaliado quanto a sua eficiência na prevenção da fissuração refletiva. Foram utilizados os mesmos métodos de ensaios de flexão e fadiga da fase anterior na caracterização de vigas compostas, que simulam a presença de uma camada de *overlay* sobreposta a um substrato de concreto. A etapa final, fase 4, consistiu na realização de uma análise de viabilidade econômica e ambiental, voltada para averiguar qual a competitividade potencial do material proposto neste trabalho em relação a outras estratégias de reabilitação de pavimentos.

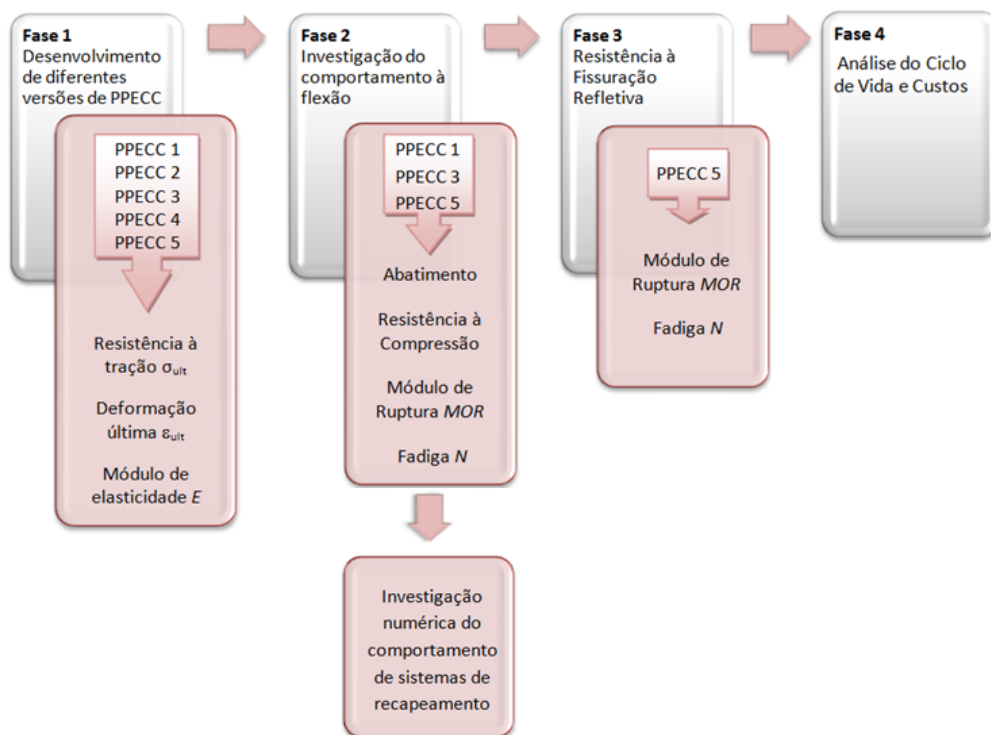


Figura 4.1: Esquema de desenvolvimento das diferentes fases do programa experimental

Os resultados dos ensaios realizados em cada uma das fases serão apresentados nos capítulos 5, 6 e 7. O restante do presente capítulo descreve, sucintamente, os materiais e métodos de ensaio usados nas diversas fases do programa experimental.

4.2 MATERIAIS EMPREGADOS

Neste item são apresentadas as características básicas dos materiais empregados no programa experimental desta pesquisa, desenvolvido no *Advanced Civil Engineering Materials Research Laboratory (ACE-MRL)*, da Universidade de Michigan. Todos os materiais utilizados nesta pesquisa, com exceção das fibras de polipropileno, que foram enviadas do Brasil, são produtos comercializados nos Estados Unidos, mas com similares no mercado Brasileiro, permitindo a adaptação dos traços desenvolvidos para a realidade nacional.

4.2.1 Cimento

Na produção dos diferentes compósitos foram utilizados dois tipos de cimento:

- Cimento Portland comum, tipo I ASTM (correspondente, aproximadamente, ao cimento Portland CP-I especificado na NBR 5732), escolhido por ser tipicamente empregado na produção de ECC;
- Cimento Portland de alta resistência inicial, tipo III ASTM (correspondente, aproximadamente, ao cimento CP-V ARI especificado na NBR 5733), selecionado por ser o tipo mais comumente empregado em pavimentos rígidos, devido sua elevada resistência em idades iniciais.

Ambos os cimentos foram fornecidos pela empresa Holcim. Segundo o fabricante, os mesmos são produzidos para atender os requisitos da ASTM C150 – 07, apresentados na tabela 4.1.

Tabela 4.1: Propriedades físicas dos cimentos tipo I e tipo III de acordo com os requisitos da ASTM C150-07 (HOLCIM, 2008).

Propriedade	Tipo I ASTM	Tipo III ASTM
Finura, m ² /kg		
Turbidímetro (min)	160	-
Permeabilidade de ar (min)	280	-
Tempo de Pega		
Vicat (minutos)		
Inicial (min)	45	45
Final (max)	375	375
Gilmore (minutos)		
Inicial (min)	60	60
Final (max)	600	600
Volume de ar (max)	12%	12%
Expansão em Autoclave (máx)	0.80%	0.80%
Resistência à Compressão (mín)		
1 dia (MPa)	-	12
3 dias (MPa)	12	24
7 dias (MPa)	19	-
28 dias (MPa)	-	-

4.2.2 Agregados

O agregado fino utilizado para a produção dos compósitos ECC deste trabalho foi uma areia silicosa, comercializada pela *U.S. Silica Company*, sob a denominação *U.S. Silica Sand #F-110*. Esta areia é extremamente fina, apresentando tamanho médio de partículas da ordem de 110 μm , com alta concentração de quartzo (SiO_2), como pode ser observado nas tabelas 4.2 e 4.3, que contém as características físicas e químicas da areia utilizada, segundo dados do fabricante. Na produção dos compósitos não foi empregado agregado graúdo, pois este é um dos preceitos que envolvem a técnica de produção dos ECC desenvolvida no ACE-MRL, como discutido no capítulo 2.

Tabela 4.2: Propriedades físicas da areia silicosa (dados do fabricante).

	Abertura das Peneiras (mm)*	% Retida	% Retida Acumulada	% Passante Acumulada
Granulometria	0,212	0	0	100
	0,150	1,0	1,0	99,0
	0,125	15,0	16,0	84,0
	0,106	48,0	64,0	36,0
	0,088	24,2	88,0	11,8
	0,075	9,7	88,2	2,1
	0,053	1,9	97,8	0,2
	Fundo	0,2	100	0
Cor	Branca			
Formato do Grão	Esférico			
Dureza	7 Mohs			
Ponto de Fusão	3100 F			
Mineral	Quartzo			
Umidade	< 0,2			
pH	7,2			
Gravidade Específica	2,65 g/cm ³			

*Padrão americano

Tabela 4.3: Propriedades químicas da areia silicosa (dados do fabricante)

Análise Química (%)	Dióxido de Silício SiO_2	99,6	Óxido de Cálcio CaO	< 0.01
	Óxido de Ferro Fe_2O_3	0,018	Óxido de Magnésio MgO	< 0.01
	Óxido de Alumínio Al_2O_3	0,10	Óxido de Sódio Na_2O	< 0.01
	Dióxido de Titânio TiO_2	< 0.01	Óxido de Potássio K_2O	0,05
Perda de Ignição (LOI)	0,1			

4.2.3 Cinza Volante

A cinza volante é um dos materiais pozolânicos mais conhecidos e tradicionais. Sua adição a matrizes cimentícias é uma estratégia que vem sendo estudada e praticada há anos, sendo já normalizados em vários países diversos tipos de cimento que contém a mesma. Já é fato reconhecido que a incorporação desta adição traz inúmeros benefícios às propriedades do concreto, tanto em relação ao comportamento mecânico como em relação à durabilidade, como explicam Berry e Malhotra (1980).

O emprego da cinza volante na fabricação de ECCs foi consagrado pelo Professor Li e sua equipe, como apresentado nos trabalhos de Wang e Li (2007) e Yang *et al.* (2007). O critério energético, detalhado no Capítulo 2, requer que a tenacidade da matriz seja controlada de modo a não provocar o grampeamento exagerado das fibras, o que impediria que ECC desenvolvesse o comportamento de *strain-hardening*. A adição de cinza volante é fundamental para que se possa atingir este comportamento, por ajudar no controle da tenacidade da matriz. Como a reação pozolânica da cinza ocorre de forma mais lenta do que a hidratação das partículas de clínquer, sua presença proporciona uma evolução mais suave de resistência e tenacidade nas idades iniciais, ao mesmo tempo em que resulta em ganhos de resistência em idades avançadas.

Além disto, a incorporação da cinza volante ao ECC resulta em uma redução de custo e pode colaborar na minoração das emissões de CO₂ globais resultantes da produção de compósitos cimentícios, especialmente associadas a produção de cimento, trazendo benefícios ambientais.

A substituição parcial de cimento por cinza volante nos ECCs se torna importante, ainda, pois é normalmente necessário utilizar uma elevada concentração de material cimentício para produzir este tipo de compósito, sendo comum o uso de teores 2 a 3 vezes superiores aos empregados em concreto convencional (Wang e Li, 2007).

O uso de cinza volante classe F é preferencial, pois além de reagir lentamente, aumenta a resistência do concreto ao ataque de sulfatos e diminui os efeitos das reações álcali-agregado. Já as cinzas volantes classe C se diferenciam por apresentarem propriedades auto cimentícias, além do caráter pozolânico, o que favorece seu uso em compósitos que demandam maiores ganhos de resistência (Headwaters Resources, 2009).

Desta forma, para o presente estudo, foi selecionada uma cinza volante classe F, distribuída pela empresa *Boral Materials Technology*, dos Estados Unidos. As análises químicas e físicas do lote de

cinza adquirido para a pesquisa são apresentadas nas tabelas 4.4 e 4.5, respectivamente. Segundo o fabricante, o tamanho médio das partículas deste material fica em torno de 25 μm .

Tabela 4.4: Análise química da cinza volante utilizada neste estudo (dados do fabricante) e respectivos requisitos das normas ASTM e AASHTO.

Testes Químicos	Resultados (%)	ASTM C 618 Classe F/C	AASHTO M295 Classe F/C
Dióxido de Silício SiO_2	55.72		
Óxido de Alumínio Al_2O_3	19.42		
Óxido de Ferro Fe_2O_3	4.23		
Soma de SiO_2 , Al_2O_3 , Fe_2O_3	79.37	70.0/50.0 mín	70.0/50.0 mín
Óxido de Cálcio CaO	13.14		
Óxido de Magnésio MgO	2.94		
Trióxido Sulfúrico SO_3	0.47	5.0 máx	5.0 máx
Óxido de Sódio Na_2O	0.82		
Óxido de Potássio K_2O	0.85		
Álcalis Totais como Na_2O	1.38		
Álcalis Disponíveis as Na_2O	0.61		

Tabela 4.5: Análise física da cinza volante utilizada neste estudo (dados do fabricante) e respectivos requisitos das normas ASTM e AAHTO.

Testes Físicos	Resultados	ASTM C 618 Classe F/C	AASHTO M295 Classe F/C
Umidade	0,01%	3,0 máx	3,0 máx
Perda ao Fogo	0,21%	6,0 máx	5,0 máx
Volume Retido na Peneira 325*	20,29%	34 máx	34 máx
Massa Específica	2,41		
Índice de Atividade Pozolânica com Cimento Portland aos 7 dias	76,9%	75 mín	75 mín
Índice de Atividade Pozolânica com Cimento Portland aos 28 dias	88,2%	75 mín	75 mín

*Padrão Americano – abertura de 0,044mm

4.2.4 Super Plastificante

Com o intuito de proporcionar trabalhabilidade às misturas e facilitar a dispersão as fibras, sem que fosse necessário elevar a relação água-cimento, foi usado o aditivo superplastificante *ADVA Cast 530*, de base policarboxílica, produzido pela empresa *W.R. Grace*.

4.2.5 Água

Para o amassamento foi utilizada água potável disponível na rede local de abastecimento.

4.2.6 Fibras

Como discutido no capítulo 3, as Fibras de polipropileno foram escolhidas por ser um material produzido e disponível comercialmente no Brasil, que apresentava menor custo em comparação com as fibras de PVA e polietileno, previamente empregadas na produção de ECC.

As fibras de polipropileno de alta tenacidade utilizadas na produção dos ECCs deste trabalho são produzidas e distribuídas no Brasil pela Brasilit – Saint-Gobain. Foram adotadas fibras de 10 mm de comprimento, apresentadas na figura 4.2, cujas propriedades estão apresentadas na tabela 4.6.



Figura 4.2: Fibras de polipropileno de alta tenacidade utilizadas no programa experimental, de comprimento igual a 10 mm e diâmetro de 12 μm

Tabela 4.6: Propriedades das fibras de polipropileno de alta tenacidade

Propriedades	
Densidade (g/cm^3)	0,91
Comprimento (mm)	10
Diâmetro (μm)	12
Resistência à Tração (MPa)	850
Elongamento na Ruptura (%)	21
Módulo de Elasticidade (GPa)	6
Resistência à Álcalis	Excelente

4.3 PROCEDIMENTOS DE MISTURA, MOLDAGEM E CURA

A mistura dos materiais dos compósitos foi realizada em um misturador do tipo Hobart, com 10 litros de capacidade. Os materiais secos eram colocados no misturador de acordo com a seguinte ordem: areia silicosa, cinza volante e cimento, sendo estes misturados até que se obtivesse uma mistura de pós uniforme. Procedia-se então à adição da água de amassamento e do aditivo super plastificante.

A pasta obtida nesta etapa de mistura deve ser extremamente fluída para permitir a completa dispersão das fibras a serem adicionadas na próxima etapa de mistura, sem, no entanto, permitir segregação de materiais ou exsudação. As fibras eram adicionadas a mistura fluída, sendo necessários de 3 a 5 minutos de rotação em velocidade elevada para a completa dispersão das fibras. O ensaio de abatimento de tronco de cone era realizado, com posterior moldagem dos corpos-de-prova. A moldagem de todos os corpos-de-prova seguiu, de forma geral, as recomendações da NBR 5738 – Moldagem e cura de corpos-de-prova cilíndricos ou prismáticos de concreto (ABNT, 1984).

Os corpos-de-prova eram protegidos por embalagens plásticas, desmoldados após 24 horas e mantidos por mais 6 dias nas embalagens, seguindo a prática empregada em pavimentos de concreto de cura protegida por 7 dias (CP Tech Center, 2007). Após este período, os corpos-de-prova eram conservados em ambiente de laboratório até a idade de 28 dias.

O processo de mistura e moldagem pode ser observado na sequência da figura 4.3. Em (a) se observa a mistura dos materiais secos, em (b) o aspecto da mistura após a adição da água de amassamento e aditivo, em (c) o aspecto da mistura após a adição das fibras e em (d) o processo de moldagem e finalização de corpos-de-prova prismáticos.



Figura 4.3: Processo de mistura e moldagem: (a) mistura dos materiais secos, (b) aspecto da mistura após a adição da água de amassamento e aditivo, (c) mistura após a adição das fibras e (d) processo de moldagem e finalização de corpos-de-prova prismáticos.

4.4 PREPARAÇÃO DOS CORPOS-DE-PROVA E CONFIGURAÇÃO DOS ENSAIOS

Os métodos de ensaio adotados nas três fases do programa experimental foram estabelecidos de modo a determinar as propriedades mecânicas pertinentes em cada uma delas. A seguir estão descritos os procedimentos de preparação dos corpos-de-prova e as metodologias de ensaio utilizadas, de acordo com os objetivos das diferentes etapas do estudo, conforme apresentado na seção 4.1 deste capítulo.

O método de ensaio utilizado na fase 1 foi o ensaio uniaxial de tração direta. A preparação dos corpos-de-prova e a configuração dos ensaios são apresentadas a seguir.

Os compósitos selecionados para a fase 2 do programa experimental foram submetidos a ensaios de abatimento, compressão axial, flexão estática a quatro pontos e flexão cíclica, cujas metodologias empregadas estão descritas a seguir.

4.4.1 Ensaio uniaxial de tração direta (Fase 1)

Na primeira fase desta pesquisa deveriam ser determinadas as curvas tensão-deformação dos compósitos, através do ensaio direto de tração uniaxial. Os corpos-de-prova utilizados neste ensaio tinham dimensões 200 x 75 x 12,5 mm.

Para assegurar a correta execução do ensaio de tração uniaxial, é necessário garantir o paralelismo entre as faces do corpo-de-prova. A superfície que estava em contato com a forma já apresenta superfície lisa e plana, enquanto a superfície finalizada no processo de moldagem apresenta certas imperfeições que precisam ser eliminadas. Com o auxílio de uma lixadeira de bancada, estas faces eram lixadas até a obtenção de uma superfície plana e lisa. Nas bordas superior e inferior dos corpos-de-prova eram coladas (cola epóxi) chapas de alumínio de 50 x 75 mm, com a finalidade de garantir o perfeito grampeamento entre as garras do equipamento de carga e o corpo de prova, evitando qualquer tipo de escorregamento entre ambos.

A disposição do corpo-de-prova no equipamento de carga é mostrada na figura 4.4. O equipamento utilizado para realização dos ensaios foi um sistema servohidráulico MTS 810, da *MTS Systems Corporation*, com capacidade de carga de 133,5 kN. A taxa de deslocamento empregada nos ensaios foi de 0,005 mm/s. Cuidados foram tomados para assegurar o apropriado alinhamento do corpo-de-prova com as garras hidráulicas do equipamento de carga, de modo a evitar o surgimento de tensões de torção e cisalhamento no elemento ensaiado.

O equipamento de carga era conectado a um computador para coleta automática de dados de cargas e deslocamentos, realizadas com auxílio do software *Teststar*. Os registros dos deslocamentos foram obtidos através da leitura de dois LVDTs (linear variable differential transducers) conectados ao sistema de aquisição de dados. O posicionamento dos LVDTs no corpo-de-prova pode observado na figura 4.5. As leituras de carga e deslocamento permitiram o estabelecimento das curvas tensão x deformação específica, a partir das quais se determinou a resistência à tração e deformação última dos compósitos.

Os dados de deslocamentos fornecidos pelos LVDTs também foram utilizados para o cálculo do módulo de elasticidade dos compósitos. A tensão considerada para o cálculo foi de 40% da tensão do pico de carregamento. Nesta etapa foram ensaiados 5 corpos-de-prova para cada dosagem..



Figura 4.4: Configuração do ensaio de tração uniaxial direta.

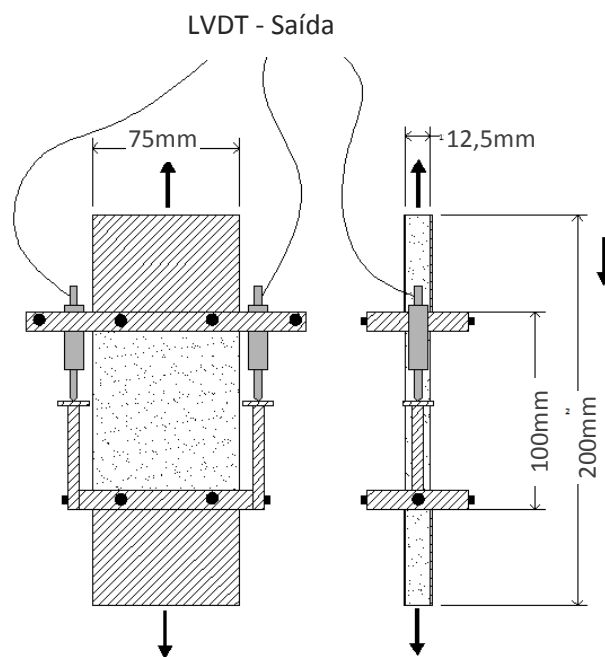


Figura 4.5: Detalhamento do corpo-de-prova utilizado nos ensaios de tração uniaxial direta e posicionamento dos LVDTs.

4.4.2 Ensaio de Abatimento

A medida do abatimento seguiu as recomendações da norma NM 067:96 – Concreto: Determinação da consistência pelo abatimento de tronco de cone, sempre realizadas após a mistura de todos os componentes do compósito, incluindo as fibras.

4.4.3 Ensaio de Compressão Axial

A resistência à compressão é a propriedade do concreto mais comumente medida para fins de controle tecnológico. Esta escolha é estimulada pela facilidade de execução deste tipo de ensaio. Por este motivo, a maioria das autoridades estaduais de transporte (DoTs) nos Estados Unidos e o DNIT, no Brasil, estipulam requisitos mínimos de resistência à compressão aos 28 dias. Por isto este ensaio foi incluído no programa experimental deste trabalho.

A resistência à compressão axial foi avaliada seguindo as recomendações da ASTM C39/C39M - *Standard Test Method for Compressive Strength of Cylindrical Concrete Specimens*, referência usada no ACM-MRL, da Universidade de Michigan.

Os ensaios de compressão axial dos compósitos foram realizados em corpos-de-prova cilíndricos de 75 mm de diâmetro e 150 mm. As bases dos cilindros foram capeadas com pasta de enxofre para assegurar superfícies planas e paralelas entre si, garantindo o contato adequado do corpo-de-prova com o dispositivo de carregamento. Foram utilizados três corpos-de-prova para caracterização da resistência à compressão de cada compósito.

4.4.4 Ensaio de Flexão a Quatro Pontos

Segundo o FWHA (2006), o desempenho inadequado à flexão é o grande responsável pela maioria das falhas em revestimentos de concreto. Por este motivo, os ensaios de resistência à flexão, que servem para determinar o módulo de ruptura (MOR), são considerados como a ferramenta mais adequada para o controle tecnológico de materiais para pavimentação. Por esta razão este ensaio foi incorporado ao programa experimental.

A configuração do ensaio usada seguiu, em linhas gerais, o proposto na norma ASTM C78 – 02: *Standard Test Method for Flexural Strength of Concrete* que preconiza um ensaio de flexão a quatro pontos. No entanto, decidiu-se utilizar corpos-de-prova com 355 x 50 x 75 mm, dimensões adotadas nos estudos conduzidos por Qian (2007) sobre resistência à flexão de ECCs reforçados com fibras de PVA, que serviram como base de comparação para esta pesquisa.

Considerando as dimensões do corpo-de-prova, foi usado um vão livre entre suportes de 305 mm e um vão de momento constante (entre pontos de aplicação de carga) de 100 mm, como observado na figura 4.6. Os corpos-de-prova, como nos ensaios de tração, tiveram a face superior levemente desgastada com auxílio de uma lixadeira de bancada, de modo a retirar as imperfeições superficiais e garantir um bom contato entre o rolete de aplicação de carga e o corpo-de-prova.



Figura 4.6: Configuração do teste de flexão a quatro pontos

Os ensaios foram conduzidos em um sistema de ensaio tipo prensa servo-hidráulica MTS 810, com controle de deslocamento. Foi adotada uma velocidade de ensaio de 0,1 mm/minuto.

O módulo de ruptura (MOR) foi determinado utilizando-se a teoria elástica de vigas. Por este ser um dos ensaios mais significativos no caso de pavimentos, decidiu-se que seriam ensaiados cinco corpos de prova para cada mistura, de forma a obter maior segurança estatística.

Na fase 3 da pesquisa, que buscava investigar a influência da ductilidade na resistência à fissuração refletiva de recapeamentos produzidos em PPECC, também foram realizados ensaios de flexão estática. No entanto, nesta fase os corpos-de-prova utilizados para tal finalidade eram formados por duas camadas – *overlay* e substrato, constituindo vigas compostas.

As bases dos corpos-de-prova foram moldadas em concreto⁸, em formas com dimensões de 355 x 100 x 75 mm. Após o processo de desmoldagem e um período de cura de 14 dias, procedia-se um corte ao longo do seu eixo longitudinal, com auxílio de uma serra diamantada, obtendo-se duas vigas

⁸ O concreto utilizado na confecção das bases foi produzido com cimento Holcim tipo III ASTM, areia de rio com tamanho das partículas entre 0,3 a 4 mm e agregado graúdo de origem basáltica com dimensão máxima de 10 mm, seguindo a relação 1:2:3 (cimento:areia:brita), com relação água-cimento igual a 0,5. A resistência média à compressão do material foi de 32,1 MPa aos 28 dias.

de dimensões 355 x 50 x 75 mm. Cada uma dessas vigas era cortada transversalmente, em sua região central, resultando em dois blocos, como pode ser observado na figura 4.7. Esses dois blocos formavam a base para futura sobreposição do *overlay*. Nas faces resultantes do corte transversal das vigas era colada uma fita, com a finalidade de assegurar a existência de uma fissura entre os blocos de uma mesma base. Os blocos eram, então, colocados em formas com dimensões de 355 x 75 x 75 mm, com a superfície serrada voltada para cima. Estas superfícies eram limpas e umedificadas antes do lançamento da camada de ECC, para garantir a aderência entre as duas camadas do corpo-de-prova. Nenhum tratamento superficial adicional foi executado. A moldagem do *overlay* era executada sobre as bases, resultando nas vigas compostas, conforme esquema apresentado na figura 4.7. As dimensões dos corpos-de-prova foram adotadas com base em experimentos anteriores (Qian, 2007). Foram utilizados três corpos-de-prova nestes ensaios.



Figura 4.7: Processo de produção dos corpos de prova: (a) corte das bases, (b) colagem de fita no corte central (c) bases preparadas para receber a camada de *overlay* e (d) corpo-de-prova após desmoldagem.

A figura 4.8 mostra a configuração de carga a qual os corpos de prova foram submetidos. Observa-se na mesma a existência de uma zona de momento constante, no centro do vão, resultante da configuração de carregamento de 4 pontos adotada, que favorece a ocorrência de delaminação ao longo da interface concreto-recapamento (Charalambides et al., 1989).

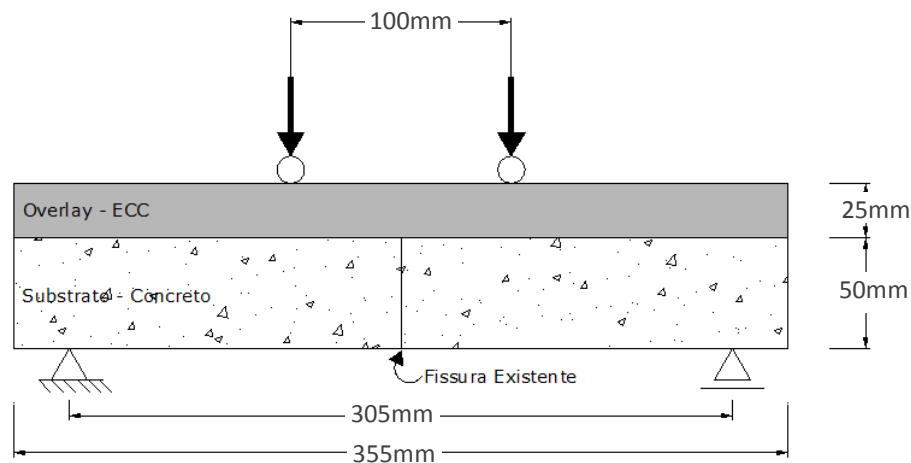


Figura 4.8: Geometria do corpo de prova.

A fissura existente no substrato tem o papel de induzir a concentração de tensões na zona próxima a fissura que está em contato com a camada do overlay. Devido à presença desta falha, o substrato não contribui estruturalmente na resposta da viga composta, porém atua de forma a restringir a deformação do overlay, em função da aderência interfacial entre as camadas (Stander, 2007).

Na fase 2 da pesquisa, foram utilizados 5 corpos-de-prova para caracterização do comportamento à flexão dos compósitos, enquanto na fase 3 foram utilizados 3 corpos-de-prova.

4.4.5 Ensaio de Flexão Cíclica (Fases 2 e 3)

A resistência à fadiga é um parâmetro importante em pavimentos, pois mostra a habilidade que o material possui de resistir a repetidos ciclos de carregamento. O processo de degradação por fadiga está associado ao surgimento e evolução de microfissuras ou a propagação de microfissuras pré-existentes no material, podendo levar uma estrutura à ruptura. Como pavimentos estão permanentemente sujeitos a carregamentos cíclicos, torna-se imprescindível a mensuração do comportamento à fadiga dos materiais cimentícios empregados em pavimentação.

Corpos-de-prova idênticos aos mencionados no ensaio de flexão a quatro pontos foram utilizados nos ensaios de fadiga, que foram realizados no sistema de ensaio de materiais MTS 810, utilizando o mesmo sistema de apoios mostrado na figura 4.5. O padrão de carregamento aplicado é apresentado na figura 4.9, caracterizado por um estágio de pré-carregamento estático, seguido do estágio cíclico.

No pré-carregamento foi utilizado controle de deslocamentos na velocidade de 0,1 mm/min. Após este estágio, o carregamento cíclico foi aplicado utilizando controle de carga com frequência de 4 Hz. Foram aplicados três níveis de carregamento em cada série de corpos-de-prova.

As tensões máximas $\sigma_{m\acute{a}x}$ foram definidas a partir do m\acute{o}dulo de ruptura do material, nas raz\~oes de 0.7, 0.8 e 0.9. Para as tens\~oes m\acute{in}imas $\sigma_{m\acute{i}n}$ foi adotado o valor de 20% da tens\~ao m\acute{a}xima $\sigma_{m\acute{a}x}$, com a finalidade de evitar esfor\~cos de impacto durante o ensaio. A m\acute{a}xima tens\~ao \`a flex\~ao e o n\`umero de ciclos resistidos pelos corpos-de-prova foram utilizados para gerar a rela\~ao σ -N dos comp\~ositos.

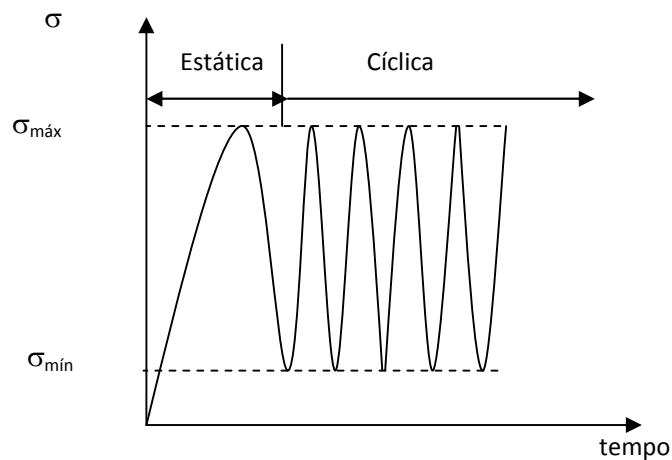


Figura 4.9: Padr\~ao de carregamento dos ensaios de fadiga

Na fase 2, foram utilizados 3 corpos-de-prova para caracteriza\~ao do comportamento \`a fadiga dos comp\~ositos. Na fase 3, foram utilizados 3 os corpos-de-prova formados por duas camadas, *overlay* e substrato, referidos no item anterior.

5 FASE 1: ESTUDO DE TRAÇOS DE ECC REFORÇADOS COM FIBRAS DE POLIPROPILENO

Este capítulo descreve os resultados obtidos na fase 1 do presente estudo, que teve caráter exploratório e tinha por objetivo estudar diferentes traços de ECCs reforçados com fibras de polipropileno. Estes traços foram desenvolvidos a partir da adaptação de traços consagrados de ECC, entre eles os criados por Kanda (1998), Redon *et al.* (2001), Matsumoto (2002), Kunieda e Rokugo (2006), Wang e Li (2007) e Yang (2008).

É importante salientar que os traços estudados são exemplificativos. Buscou-se, ao longo do desenvolvimento da primeira fase, atender aos requisitos básicos que caracterizam um ECC, especialmente relacionados ao comportamento *strain-hardening* e a formação de múltiplas fissuras. Outras infinitas combinações de materiais poderiam ser testadas, obtendo-se comportamentos diferenciados aos aqui encontrados, principalmente em termos da resistência à tração e capacidade de deformação. No entanto, o objetivo maior era investigar a possibilidade de emprego das fibras de polipropileno de alta tenacidade como reforço de ECC, para o prosseguimento das fases 2 e 3 do trabalho.

5.1 TRAÇOS ESTUDADOS NA FASE 1

Foram estudados, nesta fase, os traços descritos na tabela 5.1.

Tabela 5.1: Traços estudados na fase 1 da pesquisa.

Designação	Proporção de Cimento	Proporção de Areia	Proporção de Cinza Volante	Tipo de Cimento
PPECC1	1	0,5	0	Tipo III ASTM (Tipo V ABNT)
PPECC2	1	1	1	Tipo III ASTM (Tipo V ABNT)
PPECC3	1	1	2	Tipo III ASTM (Tipo V ABNT)
PPECC4	1	1	1	Tipo I ASTM (Tipo I ABNT)
PPECC5	1	-	2,8	Tipo I ASTM (Tipo I ABNT)

Como se observa na tabela, os primeiros traços (PPECC1 a PPECC3) foram gerados com um cimento de alta resistência inicial, tipo V ABNT (tipo III ASTM). Inicialmente, se utilizou um traço rico em cimento, com uma proporção mínima de areia. Depois, parte do cimento foi substituída por cinza volante, mantendo-se a proporção entre aglomerante e agregado, gerando uma matriz com desenvolvimento de resistência mais gradual. Posteriormente, se aumentou a quantidade de cinza no traço, buscando incrementar ainda mais a ductilidade. Desta forma, se fez com que o traço ficasse mais rico em aglomerante, sem que houvesse aumento significativo de custos.

Já os traços PPECC4 e PPECC5 foram baseados no uso do cimento tipo I ASTM. O traço PPECC4 usou uma proporção de 1:1:1 (cimento:areia:cinza volante), enquanto o traço PPECC5 eliminou o uso da areia. A descrição detalhada e as razões por trás da geração de cada traço são apresentadas nos itens a seguir, juntamente com os resultados obtidos em cada caso. Os resultados de cada traço foram analisados e utilizados para determinar quais as mudanças de composição recomendadas, dentro de uma lógica de avanços incrementais que buscava incrementar a capacidade de deformação dos compósitos, respeitando os conceitos de micromecânica que fundamentam a criação de ECCs, apresentados no capítulo 2. O desejo de incrementar a ductilidade dos compósitos se baseia no fato de que esta é a propriedade fundamental para obtenção de sistemas de recapeamento duráveis.

5.2 ANÁLISE DO COMPORTAMENTO À TRAÇÃO DOS VÁRIOS COMPÓSITOS GERADOS NA FASE I

Este item descreve, em detalhe, a lógica incremental utilizada para guiar a evolução dos traços preliminares, estudados na fase I do trabalho, e apresenta os resultados obtidos nos ensaios de tração e determinação do módulo de elasticidade, realizados para cada traço.

5.2.1 DESENVOLVIMENTO E AVALIAÇÃO DO TRAÇO PPECC 1

Como explicado anteriormente, os traços avaliados nesta fase da pesquisa foram concebidos com base em traços já empregados, com êxito, para a produção de ECC com fibras de PVA. Estes geralmente levam, em sua composição, cimento Portland tipo I ABNT, areia silicosa e cinza volante.

O primeiro traço estudado, todavia, teve constituição um pouco diferenciada, sendo utilizado cimento tipo V ABNT (tipo III ASTM). Um aspecto que fundamentou a escolha do tipo de cimento para este traço foi que o cimento tipo V é o mais usado em pavimentação, pois favorece o rápido desenvolvimento de resistência à compressão, permitindo a abertura das pistas ao trânsito de veículos em menor tempo. O principal razão para a definição pelo uso deste cimento, no entanto, foi

baseada no fato das fibras de polipropileno, reconhecidamente, terem propriedades de aderência química e de atrito mais fracas, em comparação às fibras de PVA. Estudos realizados por Wang e Li (2006), para geração de um ECC de elevada resistência inicial para aplicações em reparos de pavimentos, mostraram que o uso de cimento tipo V resulta em aumento das propriedades de aderência interfaciais e da tenacidade da matriz. O incremento excessivo da aderência pode afetar negativamente um ECC, diminuindo o potencial de desenvolvimento de um comportamento de fissuração múltipla, fazendo prevalecer o comportamento de *tension-softening*. Por isto o cimento tipo V ABNT não é muito usado para este fim. Entretanto, levando em conta o caráter hidrofóbico das fibras de polipropileno, trabalhou-se com a hipótese de que a utilização de cimento tipo V não traria efeitos tão drásticos num PPECC. Por outro lado, segundo Yang *et al.* (2007), a incorporação de cinza volante em ECCs reforçados com fibras de PVA proporciona uma importante diminuição da aderência entre as fibras de PVA e a matriz do compósito, o que facilita a formação de múltiplas fissuras quando fibras de elevada aderência química e de atrito são utilizadas. Considerando que as fibras de polipropileno possuem menor aderência a matrizes cimentícias do que as de PVA, optou-se, portanto, pela não utilização da cinza no primeiro traço.

Considerando estas questões, o compósito denominado PPECC1 foi definido com as proporções apresentadas na tabela 5.2. Quatro corpos-de-prova foram então moldados e ensaiados à tração, de acordo com o procedimento descrito no Capítulo 4. As curvas tensão-deformação obtidas para cada um dos corpos-de-prova podem ser observadas na figura 5.1.

Tabela 5.2: Dosagem utilizadas na produção do compósito PPECC 4 (unidade: kg/m³)

Compósitos	Cimento Tipo III ASTM	Areia Silicosa	Cinza Volante	Água	Super Plastificante	Fibra
PPECC 1	1139	569	0	395	5,7	18

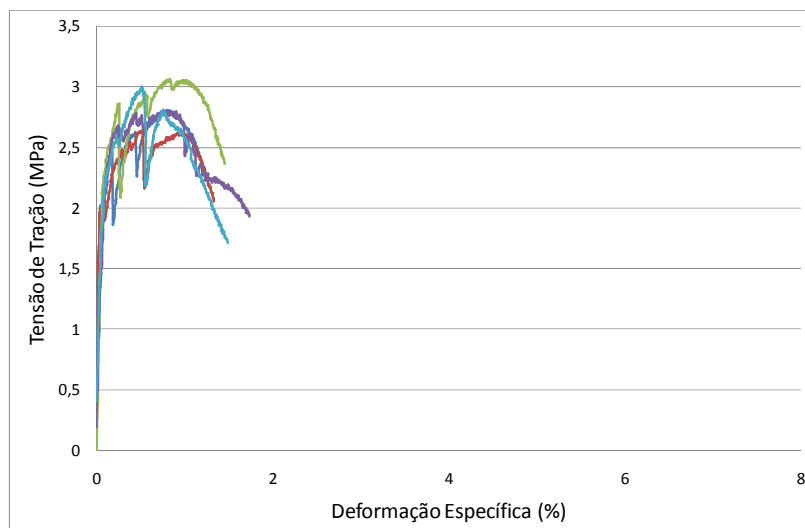


Figura 5.1: Curvas tensão-deformação dos corpos-de-prova de PPECC 1.

Verificou-se que o compósito gerado apresenta resistência à tração média da ordem de 2,87 MPa, capacidade de deformação média de 1,10% e módulo de elasticidade médio de 20,31 GPa, como apresentado na tabela 5.3, que mostra, ainda, os desvios-padrão em relação aos valores médios.

Tabela 5.3: Caracterização mecânica básica do compósito PPECC 1.

Compósito	σ_t [MPa]	ϵ_u [%]	E [GPa]
PPECC 1	2,877 ± 0,191	1,100 ± 0,216	20,309 ± 0,473

Analisando os valores da tabela constata-se que a capacidade de deformação média do compósito PPECC1 é inferior aos valores usualmente encontrados para os PVAECC, que na sua versão M45 apresentam deformação específica última superior a 4%. Em relação à resistência à tração, o valor médio foi de 2,87 MPa, também inferior aos valores característicos de um PVAECC, que ficam em torno de 5 MPa (Li e Li, 2006). A ausência de um comportamento de fissuração múltipla adequada pode ser constatada na figura 5.2 que mostra o padrão de fissuração registrado na parte central de um dos cps de PPECC1. Na extensão de 10 cm correspondente ao vão central de carregamento durante o ensaio de flexão podem ser observadas 12 fissuras, com abertura média de 20 μm , sendo a máxima abertura igual a 60 μm . Estas fissuras, apesar de possuírem pequena abertura, não se apresentam distribuídas de maneira uniforme e saturada ao longo do corpo-de-prova.

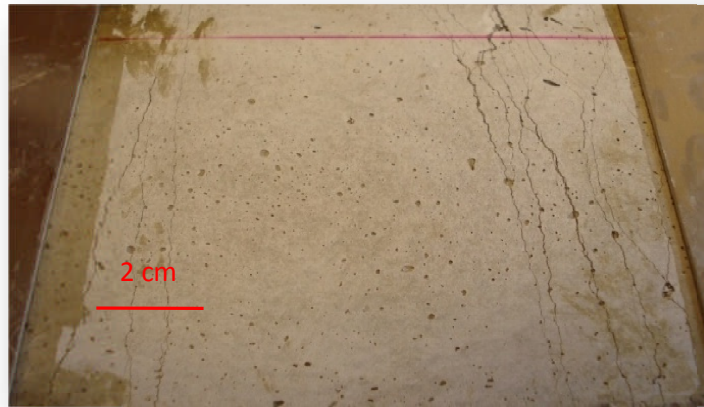


Figura 5.2: Padrão da fissuração observada no compósito PPECC 1.

A causa principal da distribuição inadequada de fissuras e da baixa capacidade de deformação do PPECC1 pode estar relacionada a certos aspectos vistos na análise microscópica da seção de ruptura do compósito, realizada com auxílio de um microscópio ótico HIROX-CX-5040RZ, mostrada na figura 5.3. Observa-se que as fibras, que originalmente são filamentos longilíneos, apresentam configuração bastante deformada após o ensaio à tração.

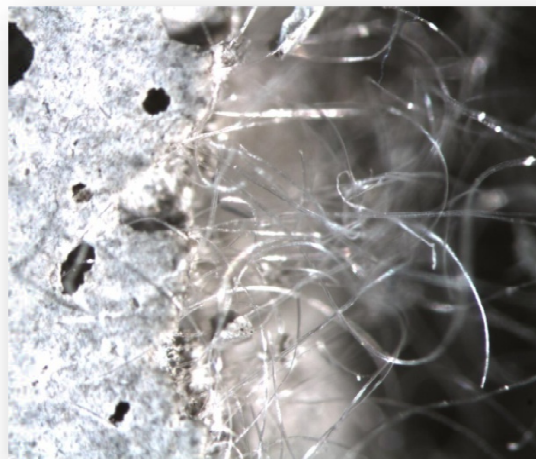


Figura 5.3: Seção da fissura última do compósito PPECC 1.

Aparentemente, se ultrapassou a capacidade elástica das mesmas na seção da fissura, ocasionando um processo localizado de estiramento que acarretou em danos estruturais às fibras. Este comportamento provavelmente está associado ao desenvolvimento de uma elevada aderência interfacial entre a matriz e a fibra, resultante da maior tenacidade e compacidade da matriz de cimento tipo V. Isto deve ter provocado uma ancoragem excessiva das fibras, impedindo que as

mesmas fizessem de forma eficiência a transferência de tensões entre seções sucessivas da matriz, o que inibiu o processo de fissuração múltipla típico dos ECCs, como explicado no capítulo 2. O resultado indica que, apesar das fibras de PP serem hidrofóbicas e apresentarem menor aderência às matrizes cimentícias do que as fibras de PVA, é necessário controlar a tenacidade da matriz para permitir o desenvolvimento de múltiplas fissuras, aumentando a capacidade de deformação do compósito. Em resumo, analisando os resultados obtidos com o compósito PPECC1, se conclui que a resistência mais baixa não representa um problema crítico, pois as tensões de tração atuantes em camadas de *overlay* são geralmente inferiores a este valor (FWHA, 2006), dados confirmados nas simulações numéricas apresentadas no capítulo 6. No entanto, uma maior ductilidade é necessária para controlar a fissuração por reflexão. Desta forma se decidiu modificar o compósito para tentar melhorar o desenvolvimento de sua ductilidade.

5.2.2 DESENVOLVIMENTO E AVALIAÇÃO DOS TRAÇOS PPECC 2 e PPECC 3

Os compósitos PPECC 2 e PPECC 3 foram gerados com o intuito de avaliar se a adição de cinza resultaria em compósitos mais adequados que o PPECC1, visto que, como já mencionado, este material tem a habilidade de amplificar a ductilidade dos ECCs, através do controle da tenacidade da matriz. Os dois novos compósitos foram então produzidos segundo os traços apresentados na tabela 5.4, combinando-se cimento tipo V, areia silicosa e cinza volante.

Tabela 5.4: Dosagens utilizadas na produção dos compósitos PPECC 2 e PPECC 3 (unidade: kg/m³)

Compósitos	Cimento Tipo III ASTM	Areia Silicosa	Cinza Volante	Água	Super Plastificante	Fibra
PPECC 2	573	573	573	333	8,0	18
PPECC 3	423	423	846	326	5,5	18

Os resultados obtidos nos ensaios à tração destes materiais são apresentados nas figuras 5.4 e 5.5, e sumarizados na tabela 5.5, que também apresenta os desvios-padrão em relação aos valores médios. Na tabela foram adicionados os resultados relativos aos ensaios do PPECC 1, para facilitar as análises comparativas apresentadas a seguir.

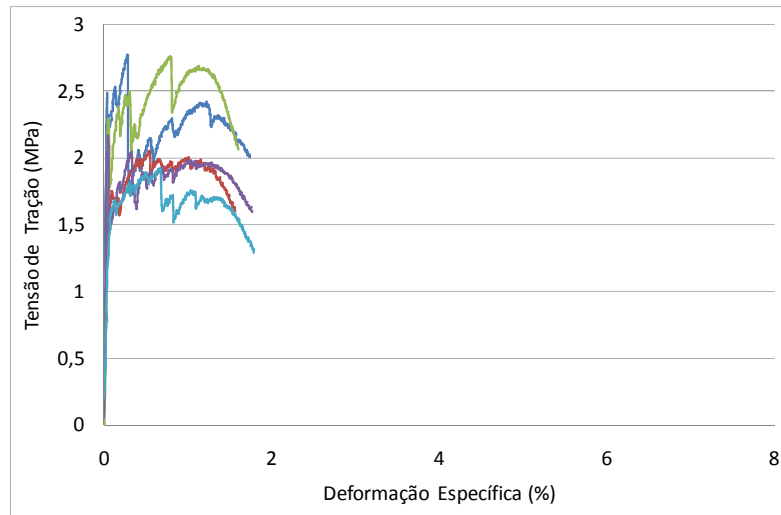


Figura 5.4: Curvas tensão-deformação dos corpos-de-prova de PPECC 2.

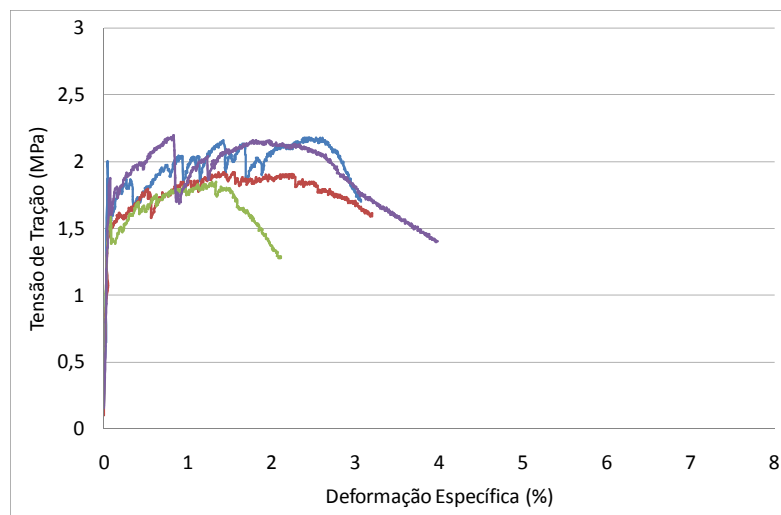


Figura 5.5: Curvas tensão-deformação dos corpos-de-prova de PPECC 3.

Tabela 5.5: Caracterização mecânica básica dos compósitos PPECC 2 e PPECC 3.

Compósito	σ_t [MPa]	ϵ_u [%]	E [GPa]
PPECC 1	$2,877 \pm 0,191$	$1,100 \pm 0,216$	$20,309 \pm 0,473$
PPECC 2	$2,307 \pm 0,162$	$1,334 \pm 0,242$	$18,525 \pm 0,370$
PPECC 3	$1,982 \pm 0,141$	$2,575 \pm 0,415$	$18,960 \pm 0,574$

De posse dos resultados, duas comparações estatísticas foram realizadas nesta etapa. A primeira, envolvendo o PPECC 1 e PPECC 2, que possuíam a mesma relação materiais cimentícios/areia, foi efetuada buscando avaliar a influência da presença da cinza volante no compósito. A segunda análise comparativa, entre o PPECC 2 e o PPECC 3, buscou avaliar a influência do volume de cinza volante adicionado. Todas as comparações realizadas nesse capítulo foram realizadas com base em análises estatísticas do tipo *t-test*, com auxílio do *software* Statistica 7.0, sendo este o método mais comum para avaliar diferenças nas médias entre dois grupos de respostas (Statistica Eletronic Manual, 2004). O resultado da análise estatística entre os compósitos PPECC 1 e PPECC 2 é apresentado na figura 5.6.

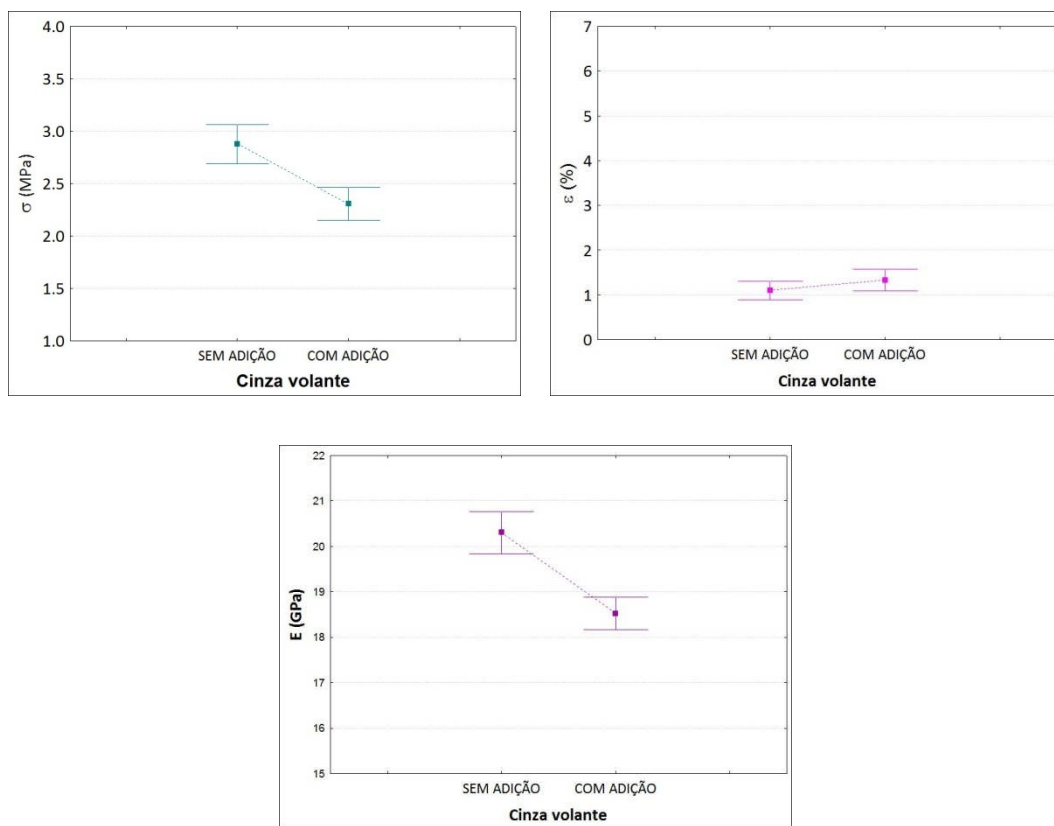


Figura 5.6: Comparação dos valores médios de resistência à tração, deformação última e módulo de elasticidade dos compósitos PPECC1 e PPECC2, em função da presença de cinza volante.

Pode-se perceber que a presença de cinza volante provocou uma redução na resistência à tração média - que passou de 2,87 para 2,30 MPa - do compósito PPECC 2, em comparação com a versão PPECC 1. Essa redução é similar à verificada nos resultados obtidos por Wang e Li (2007), que constataram que a presença de cinza volante reduz a tenacidade da matriz e, conseqüentemente,

provoca um decréscimo da aderência interfacial fibra-matriz, efeito necessário ao desenvolvimento do comportamento de múltipla fissuração típico dos ECCs reforçados com fibras de PVA. O módulo de elasticidade também sofreu a influência da adição da cinza, sendo que seu valor médio caiu de 20,39 GPa para 18,52 GPa. O volume de cinza incorporado no PPECC2, no entanto, não foi suficiente para promover aumentos significativos na capacidade de deformação do material, pois o valor médio da deformação última subiu de 1,10% somente para 1,33%. Um aumento maior da ductilidade do compósito era esperado, uma vez que a cinza volante abre caminho para o desenvolvimento e distribuição das microfissuras. Esse efeito, entretanto, somente foi observado quando se incrementou o teor de cinza, conforme pode ser observado na análise dos resultados provenientes da segunda análise comparativa, realizada entre os compósitos PPECC 2 e PPECC3, que é apresentada graficamente na figura 5.7.

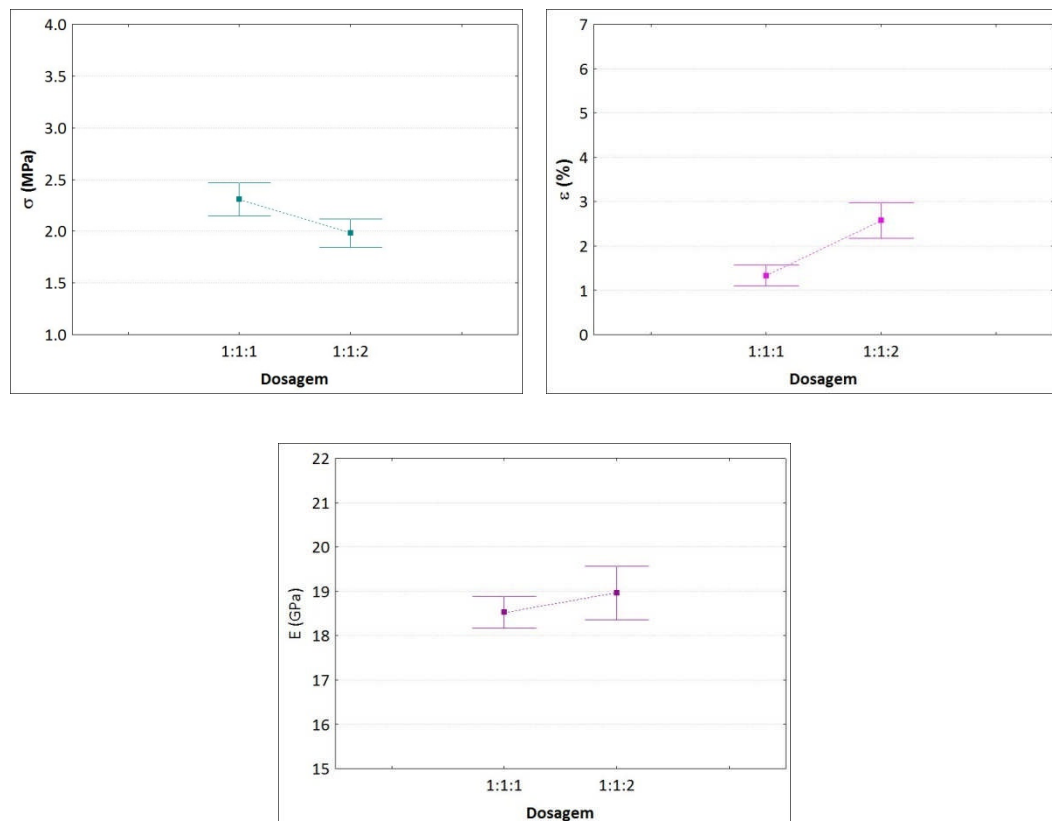


Figura 5.7: Comparação dos valores médios de resistência à tração, deformação última e módulo de elasticidade dos compósitos PPECC2 e PPECC3, em função do teor de cinza adicionada.

Analisando a figura 5.7, verifica-se que o aumento do volume de cinza volante incorporado à mistura provocou uma redução da resistência à tração do compósito, que caiu de 2,30 para 1,98 MPa (do PPECC 2 para o PPECC 3). O resultado mais importante obtido desta comparação, no entanto, foi a constatação do aumento expressivo da capacidade de deformação do material com o incremento da quantidade de cinza. Enquanto os cps de PPECC 2 apresentam uma deformação última média igual a 1,33%, os cps fabricados com compósito PPECC 3 atingem, em média, um valor de deformação última de 2,57%, ou seja, ocorre uma duplicação da capacidade de deformação. Pode-se concluir, portanto, que, a partir de certo volume, a presença de cinza volante permite o adequado grampeamento das fibras de polipropileno à matriz, conferindo uma maior ductilidade ao compósito, apesar de sua resistência última ser levemente sacrificada.

5.2.3 DESENVOLVIMENTO E AVALIAÇÃO DO TRAÇO PPECC 4

Como já discutido, iniciou-se a formulação dos compósitos deste trabalho considerando a hipótese que o uso de cimento tipo V ABNT (tipo III ASTM) não limitaria o desenvolvimento da ductilidade dos compósitos. Embora Wang e Li (2007) já tivessem comprovado que ocorria uma diminuição do potencial de fissuração do ECC reforçado com fibras de PVA quando se usava este tipo de cimento, a prática de emprego de cimento de alta resistência inicial em pavimentação e o caráter hidrofóbico das fibras de polipropileno foram razões que sustentaram esta escolha preliminar. Os resultados obtidos indicaram que o cimento tipo V pode, de fato, ser utilizado para gerar compósitos do tipo ECC, reforçados com fibras de polipropileno, desde que se empreguem volumes apropriados de cinza volante para assegurar um comportamento satisfatório do compósito à tração.

Porém, com o objetivo de avaliar as eventuais limitações impostas pelo uso do cimento de alta resistência em combinação com fibras de polipropileno, decidiu-se gerar o compósito PPECC 4, substituindo o cimento tipo V pelo cimento tipo I, já usado com sucesso para produção de PVAECC. O traço empregado para produção deste compósito é apresentado na tabela 5.6, sendo equivalente ao traço do compósito PPECC 2, simplesmente com a troca do cimento.

Tabela 5.6: Dosagem utilizada na produção do compósito PPECC 4 (unidade: kg/m³)

Compósitos	Cimento Tipo I ASTM	Areia Silicosa	Cinza Volante	Água	Super Plastificante	Fibra
PPECC 4	573	573	573	333	6	18

Os resultados do ensaio à tração direta dos corpos-de-prova estão plotados na figura 5.8 e sumarizados na tabela 5.7. As respostas do compósito PPECC 2 estão incluídas na mesma tabela, pois foram usadas como base de comparação para quantificação da influência do tipo do cimento nestes PPECCs.

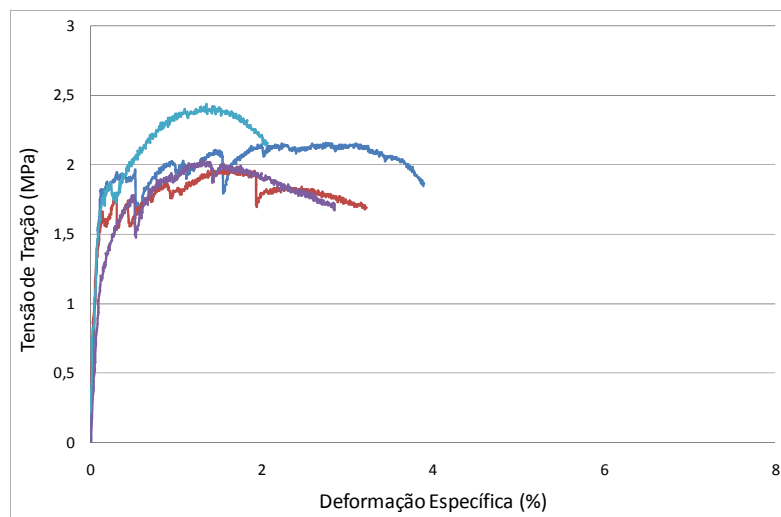


Figura 5.8: Curva tensão-deformação dos corpos-de-prova de PPECC 4.

Tabela 5.7: Caracterização mecânica básica do compósito PPECC4, comparada à do compósito PPECC2.

Compósito	σ_t [MPa]	ϵ_u [%]	E [GPa]
PPECC 2	2,307 ± 0,191	1,334 ± 0,242	18,525 ± 0,370
PPECC 4	2,196 ± 0,169	2,906 ± 0,635	18,195 ± 0,289

As análises estatísticas realizadas com estes dados estão apresentadas na figura 5.9. Da análise da mesma se deduz que a alteração do tipo de cimento não impacta significativamente a resistência à tração dos compósitos gerados aos 28 dias, nem o módulo de elasticidade dos mesmos. Entretanto, é expressivo o incremento da deformação específica última dos compósitos proporcionada pela substituição do cimento tipo V pelo cimento tipo I. Enquanto o compósito PPECC 2 atingiu uma deformação última média de 1,33%, o compósito PPECC 4 atingiu valores de 2,9%, mais que o dobro.

Esta diferença de comportamento em termos de capacidade de deformação pode ser explicada pelas características diferenciadas das matrizes geradas pelos dois cimentos. O cimento tipo V possui maior finura, sendo este um dos principais fatores para o rápido ganho de resistência do compósito em idades iniciais. Esta maior finura facilita a impregnação das partículas do cimento junto à superfície das fibras, aumentando a aderência fibra-matriz. Já o processo de hidratação mais lento do

cimento tipo I favorece o incremento gradual da tenacidade e resistência da matriz. Desta maneira, assumindo-se que a aderência química entre fibras de polipropileno e matriz não seja elevada, as propriedades de atrito são potencialmente modificadas pela diferente interação das partículas da matriz com a superfície das fibras. Concluiu-se, portanto, que a troca do tipo de cimento era favorável para a geração de compósitos do tipo PPECC, o que levou à proposição do traço PPECC5.

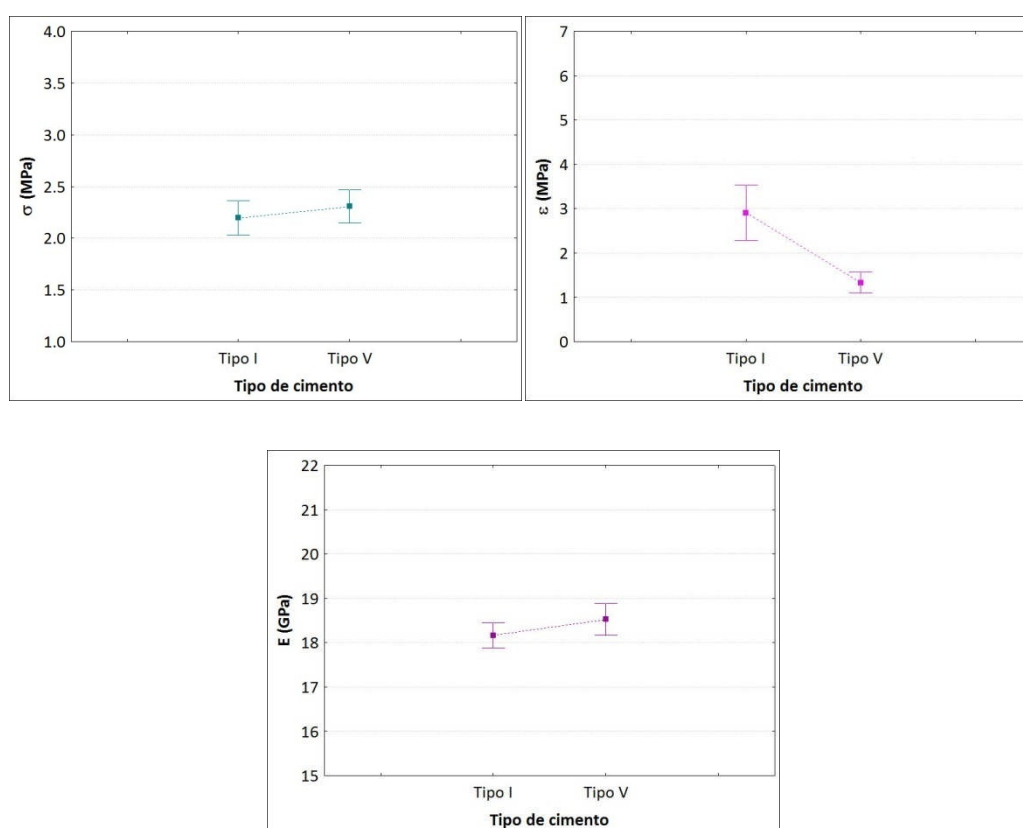


Figura 5.9: Comparação dos valores médios de resistência à tração, deformação última e módulo de elasticidade dos compósitos PPECC2 e PPECC4, em função do tipo de cimento.

5.2.4 DESENVOLVIMENTO E AVALIAÇÃO DO TRAÇO PPECC 5

Os resultados da caracterização mecânica básica dos compósitos desenvolvidos antes do PPECC5 evidenciaram que o comportamento do compósito pode ser manipulado em função do volume e tipo de materiais utilizados na mistura. De maneira geral, se pode afirmar que o uso de cimentos tipo I ou tipo V ABNT, com volumes adequados de cinza volante classe F, pode garantir que se obtenha o comportamento esperado para um ECC, quando se utiliza fibras de polipropileno como reforço.

Pesquisas recentes tem investigado a possibilidade de utilização de areia comum na produção de ECC (Mustafa *et al.*, 2009), uma vez que a areia silicosa, usualmente empregada nesses compósitos, além

do custo mais elevado, apresenta menor disponibilidade no mercado. Com a idéia de se investigar um compósito com elevada incorporação de resíduos industriais, gerando um compósito ecologicamente correto, foi proposta a versão PPECC5, sem areia e com altos teores de cinza, conforme o traço apresentado na tabela 5.8. Este foi adotado após alguns estudos sobre a capacidade de incorporação de cinza volante na mistura (Yang, 2008). As respostas tensão-deformação obtidas nos ensaios de resistência à tração para os três corpos-de-prova são mostradas na figura 5.10.

Tabela 5.8: Dosagem utilizada na produção do compósito PPECC 5 (unidade: kg/m³)

Compósitos	Cimento Tipo I ASTM	Areia Silicosa	Cinza Volante	Água	Super Plastificante	Fibra
PPECC 5	412	0	1154	362	6,6	18

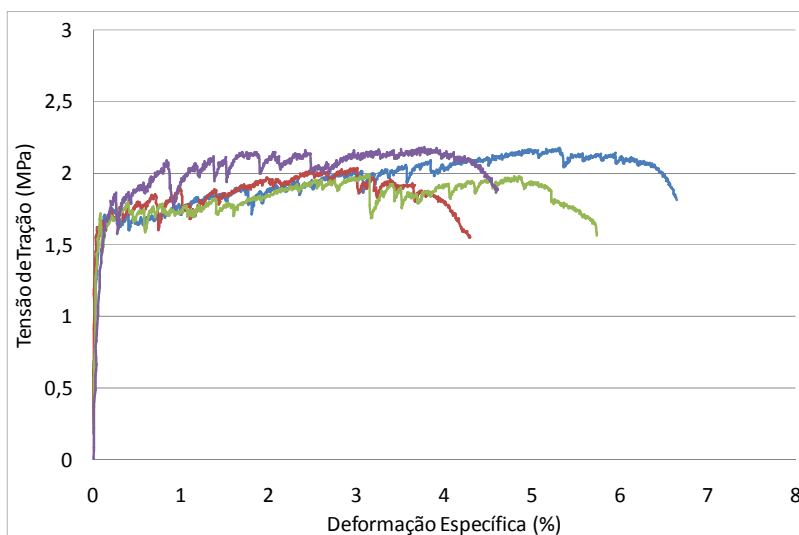


Figura 5.10: Curvas tensão-deformação dos corpos-de-prova de PPECC 5.

Como pode ser observado na figura, a capacidade de deformação do compósito PPECC 2 varia entre 4 e 6%, com resistência à tração média de 2,29 MPa. As médias da resistência à tração, capacidade de deformação e módulo de elasticidade do compósito são apresentadas na tabela 5.9, bem como o desvio-padrão dos valores médios.

Tabela 5.9: Resistência à tração, capacidade de deformação e módulo de elasticidade do compósito PPECC 5.

Compósito	σ_t [MPa]	ϵ_u [%]	E [GPa]
PPECC 5	2,107 ± 0,113	5,031 ± 1,140	18,996 ± 0,490

Os resultados evidenciam os ganhos potenciais, em termos de deformação última, que são derivados da adoção de uma matriz sem a presença de areia silicosa e com alto teor de cinza volante. Apesar de existir um decréscimo na resistência à tração média do compósito, o grampeamento gerado pela presença das fibras permitiu que o comportamento de fissuração múltipla, ou saturação de fissuras, se desenvolvesse.

Uma evidência visual deste tipo de comportamento pode ser observada na figura 5.11, que mostra a seção de ruptura de um corpo-de-prova ensaiado à tração. Cabe destacar que o aspecto das fibras, neste caso, é completamente diferente daquele notado na figura 5.3, relativa ao compósito PPECC 1. Observa-se que as fibras matem um aspecto longilíneo parecendo ter sofrido, em sua maioria, um processo de arrancamento da matriz. Isto indica que a aderência fibra-matriz não é elevada a ponto de provocar uma ruptura ou estiramento localizado das fibras na seção da fissura, mas é suficiente para garantir pontes de transferência das tensões, o que permite transferir a carga para diversas seções da matriz distantes da fissura principal, resultando na formação de um padrão extenso de microfissuras. Este comportamento resulta em um material capaz de sofrer elevadas taxas de deformação sem romper, o que caracteriza um ECC.

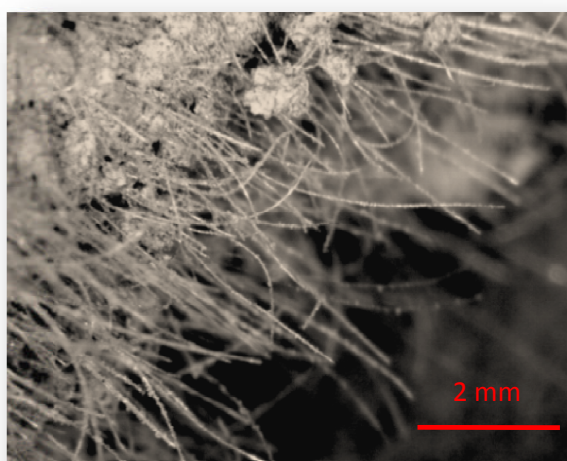


Figura 5.11: Processo de arrancamento sofrido pelas fibras no ensaio uniaxial de tração

Cabe lembrar que, segundo Li *et al.* (2001), a presença de areia nos ECCs eleva a tenacidade da matriz, uma vez que requer maior energia para a propagação da fissuras através de um caminho mais tortuoso de fratura, bem como afeta as propriedades interfaciais entre fibra e matriz. Apesar de apresentar formato próximo ao esférico, os grãos da areia possuem elevada rugosidade superficial. Esses fatores podem também ter contribuído para a limitação da ductilidade do compósito PPECC 1.

Outra característica interessante do compósito PPECC5 é a abertura e distribuição das fissuras geradas pelo carregamento de tração, que pode ser vista na figura 5.12. No vão central do corpo-de-prova, que tem extensão de 100 mm, 36 microfissuras são observadas a olho nu, com aberturas variando entre 5 e 40 μm (média de 10 μm) e espaçamento médio entre fissuras igual a 3 mm. A abertura das fissuras desta versão de PPECC é mais baixa em comparação com as do ECC reforçado com fibras de PVA, versão M45, que apresenta fissuras com aberturas variando entre 50 e 100 μm (média 60 μm), como relatado por Li e Li (2006).

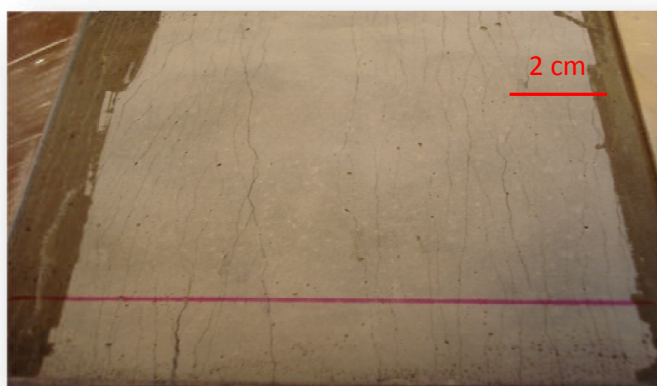


Figura 5.12: Padrão da múltipla fissuração observada no compósito PPECC 2.

Este resultado é importante, pois indica que a durabilidade de elementos fabricados com emprego de PPECC pode ser maior que a de elementos fabricados com concretos convencionais ou mesmo com outras versões de compósitos cimentícios de alto desempenho, uma vez que a menor abertura média das fissuras reduz a possibilidade de ataque por ingresso de agentes agressivos e, conseqüentemente, retarda ou inibe o desencadeamento de processos de deterioração. Este fato pode alterar significativamente o ciclo de vida de uma estrutura, reduzindo o número de intervenções necessárias para manutenção e reparo, o que acarreta reduções de custos ao longo da vida útil da estrutura.

5.3 DISCUSSÃO

Na primeira fase do trabalho, relatada neste capítulo, diferentes versões de ECC reforçados com fibras de polipropileno de alta tenacidade foram desenvolvidas. As diferenças de comportamento encontradas entre os diversos compósitos provam que a otimização destes tem relação direta com os conceitos de micromecânica descritos no capítulo 2. Com base no desempenho mecânico dos compósitos estudados nesta etapa, três foram selecionados para o prosseguimento da pesquisa: PPECC 1, PPECC 3 e PPECC 5. O primeiro foi escolhido por apresentar a resistência à tração mais elevada, apesar da limitada capacidade de deformação. O segundo foi escolhido por apresentar valores moderados de resistência e de deformação última, além de ser composto por cimento tipo V, material preferencial para aplicações de pavimentos. O terceiro foi escolhido em função de sua elevada capacidade de deformação, além de sua característica ecológica. No capítulo seguinte será investigado o comportamento desses três compósitos sob carregamento à flexão estática e cíclica. Estes ensaios ajudaram a determinar qual o compósito mais apropriado para uso em atividades de reabilitação de pavimentos.

6 FASE 2: INVESTIGAÇÃO DO DESEMPENHO DOS PPECCS SUBMETIDOS A ESFORÇOS DE FLEXÃO

De posse dos resultados da fase 1, discutidos no capítulo anterior, que permitiram avaliar o comportamento à tração de diversas versões de ECC reforçados com fibras de polipropileno, três versões de PPECC foram selecionadas para a segunda fase da pesquisa, que visou investigar, numérico e experimentalmente, o comportamento à flexão dos compósitos gerados, já que estas são propriedades críticas para aplicações em pavimentos.

6.1 SELEÇÃO DOS COMPÓSITOS

As propriedades à tração e os traços das três versões de PPECC investigadas na segunda fase da pesquisa estão apresentadas na tabela 6.1. Nela também são listadas as propriedades de uma versão de ECC reforçada com fibras de PVA, desenvolvida por Wang e Li (2007) e denominada na literatura de M45, bem como as da mistura de concreto convencional que foi utilizada como testemunho para efeitos de comparação ao longo deste capítulo. Todas as versões de ECC foram produzidas com um volume de fibras incorporadas igual a 2% do volume total do compósito.

Tabela 6.1: Traços e propriedades de diferentes versões de ECC e do concreto.

Compósito	Traço			σ_t (MPa)	ε_{ult} (%)	E (GPa)	f'_c (MPa)
	Cimento	Areia Silicosa	Cinza Volante				
PPECC 1	1*	0,5	0	2,87	1,10	20,30	#
PPECC 3	1*	1	2	1,98	2,57	18,96	#
PPECC 5	1	0	2,8	2,10	5,03	18,99	#
PVAECC (M45) [®]	1	0,8	1,2	5,30	2,50	20,70	46,0
Concreto \times	-	-	-	3,20	0,01	34,50	27,0

* Cimento tipo V (tipo III ASTM) # Valores a serem determinados nesta fase do programa experimental

[®] Dados retirados de Qian (2007) \times Dados retirados de Oh (1991)

Os materiais selecionados para esta fase foram submetidos a ensaios para determinação do índice de consistência, resistência à compressão, módulo de ruptura à flexão e curva de fadiga, conforme a metodologia de ensaio descrita no capítulo 4. Os resultados obtidos são apresentados a seguir.

6.2 ABATIMENTO

Na tabela 6.2 são apresentados os valores médios os respectivos desvios-padrão dos valores de abatimento obtidos durante a confecção dos diversos compósitos testados. As Figuras 6.1 e 6.2 mostram a aparência das matrizes antes e após a colocação das fibras, no caso dos compósitos PPECC 1 e PPECC 5, que tiveram, respectivamente, o menor e o maior abatimento.

Tabela 6.2: Valores de abatimento dos compósitos de PPECC testados na 2ª. Fase.

Compósito	Abatimento (mm)
PPECC 1	35,2 ± 5,8
PPECC 3	42,5 ± 9,5
PPECC 5	60,3 ± 15,4



Figura 6.1: PPECC 1 produzido com cimento tipo V: (a) antes e (b) após a adição das fibras.



Figura 6.2: PPECC 5 produzido com cimento tipo I: (a) antes e (b) após a adição das fibras.

Como pode ser observado na tabela, o uso de cimento tipo I ASTM e cinza volante para fabricação do compósito PPECC 5 resultou em uma mistura mais trabalhável, com abatimento de médio de 60 mm, medido em 3 diferentes séries.

Já os compósito PPECC 1 e PPECC 3, preparados com matrizes à base de cimento tipo III ASTM, resultaram em misturas com consistência mais seca. A adição de cinza volante no compósito PPECC 3 provocou um pequeno aumento no abatimento do compósito, em comparação com o PPECC 2. Os resultados evidenciam que os compósitos produzidos com cimento tipo III ASTM (tipo V ABNT) tendem a apresentar, dada a maior finura deste cimento, abatimentos menores. A adição de cinza volante ajudou a minorar este efeito nas misturas em estudo.

Cabe salientar que os valores de abatimento, entretanto, podem sofrer grandes variações, porque aditivos superplastificantes são normalmente utilizados para assegurar a fluidez das matrizes com relações água-cimento reduzidas. Variações no teor de sólidos decorrentes de falta de homogeneização dos aditivos, ou pequenas diferenças na quantidade de aditivo superplastificante adicionada à mistura, podem resultar em alterações consideráveis nos valores de abatimento. Portanto, para garantir um abatimento adequado, a determinação do tipo e volume de aditivo superplastificante a ser incorporado ao compósito deve ser realizada de forma cuidadosa e precisa, a fim de se atender aos requisitos estipulados para cada técnica de execução de um recapeamento. Cabe destacar que os compósitos do tipo ECC requerem uma matriz que proporcione uma boa dispersão das fibras, fator determinante na sua resposta mecânica.

6.3 RESISTÊNCIA À COMPRESSÃO UNIAXIAL

Os resultados de resistência à compressão dos compósitos testados na 2ª. fase da pesquisa estão resumidos na tabela 6.3. Cabe destacar que o Departamento Nacional de Infraestrutura de Transportes (DNIT) não faz recomendações específicas quanto à resistência à compressão dos concertos usados para pavimentação. No entanto, a maioria dos departamentos de transporte (DOTs) dos Estados Unidos recomenda a adoção de uma resistência à compressão mínima de 28 MPa aos 28 dias (CP Tech Center, 2007). Como se pode observar na tabela, todos os compósitos estudados nesta etapa do trabalho atendem a este critério, apresentando resistências da ordem de 29-31 MPa. Ou seja, as misturas estão adequadamente dosadas sob este ponto de vista.

Tabela 6.3: Resultados de Resistência à compressão dos compósitos PPECC testados na 2ª fase.

Compósito	Resistência à Compressão (MPa)
PPECC 1	31,097 ± 0,687
PPECC 3	29,834 ± 0,568
PPECC 5	28,813 ± 0,896

6.4 MÓDULO DE RUPTURA À FLEXÃO

Os resultados dos ensaios de flexão a quatro pontos das vigas produzidas com os compósitos PPECC 1, PPECC 3 e PPECC 5 na 2ª fase do trabalho podem ser observados nas figuras 6.3 a 6.5. Os resultados de módulo de ruptura e deflexão última dos compósitos estão sumarizados na tabela 6.3. Para cada um dos compósitos foram ensaiados 5 corpos-de-prova.

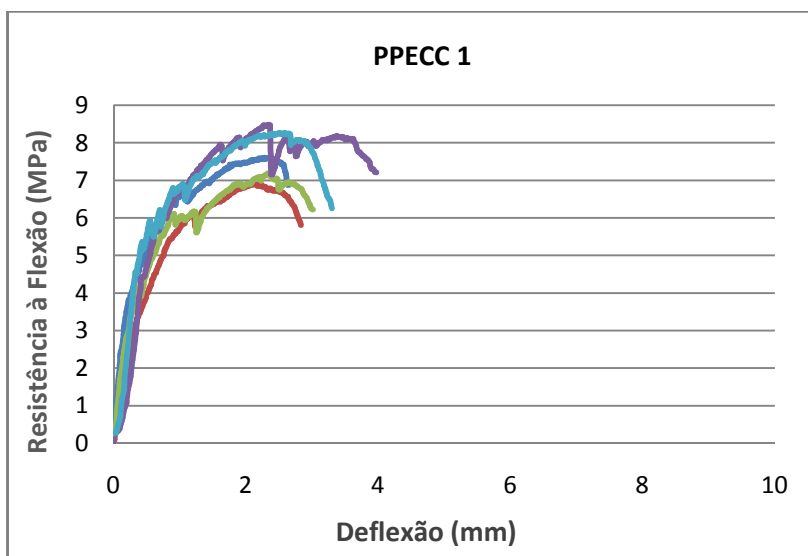


Figura 6.3: Curvas tensão de flexão – deflexão dos corpos-de-prova de PPECC 1

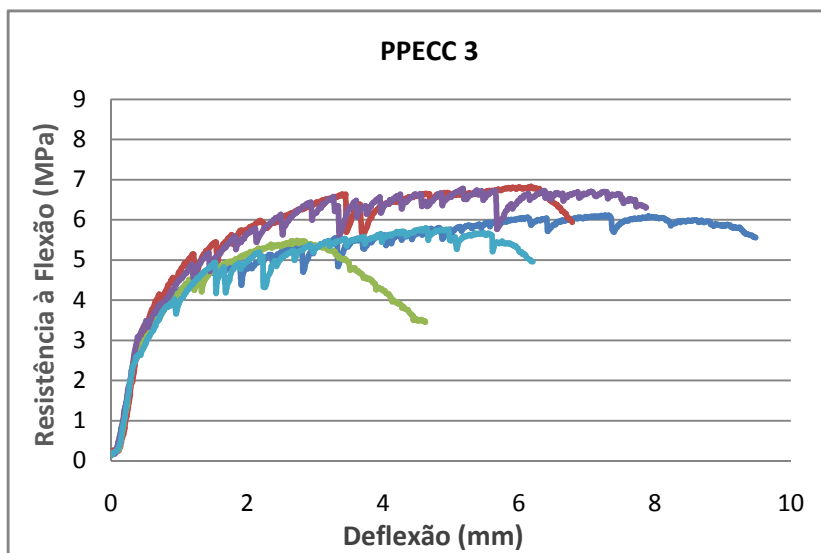


Figura 6.4: Curvas tensão de flexão – deflexão dos corpos-de-prova de PPECC 3

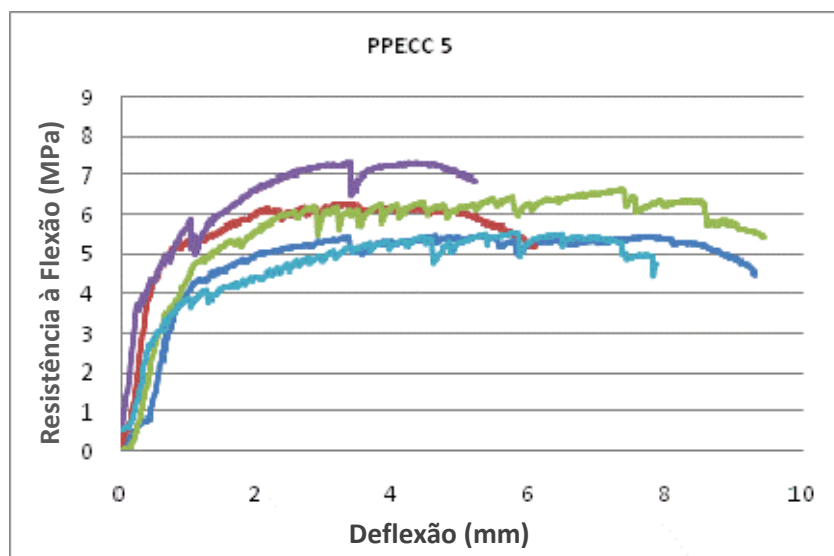


Figura 6.5: Curvas tensão de flexão – deflexão dos corpos-de-prova de PPECC 5

Tabela 6.3: Valores do módulo de ruptura à flexão e deflexão última dos compósitos PPECC estudados na 2ª fase.

Compósito	MOR (MPa)	u_{ult} (mm)
PPECC 1	$7,668 \pm 0,723$	$3,200 \pm 0,529$
PPECC 3	$6,181 \pm 0,563$	$6,566 \pm 1,123$
PPECC 5	$6,243 \pm 0,826$	$8,000 \pm 0,866$

Pode-se observar na tabela que o módulo de ruptura do compósito PPECC 1 atingiu um valor médio cerca de 23-24% superior aos valores médios encontrados para os compósitos PPECC 5 e PPECC 3, que foram bastante semelhantes, evidenciando novamente que esta mistura teve um desempenho melhor que as demais.

Os valores de MOR obtidos para os ECCs com fibras de polipropileno estudados superam os tradicionalmente registrados em concretos convencionais, que variam entre 4 e 6 MPa. São, todavia, inferiores aos atingidos quando se empregam fibras de PVA como reforço. Nestes casos se costuma atingir módulos de ruptura superiores a 10 MPa (Qian, 2007), o que é atribuído ao fato de que a resistência à tração atingida por estes compósitos fica em torno de 4 MPa.

Estima-se que o módulo de ruptura seja equivalente a 2 ou 3 vezes a resistência à tração do compósito, embora alguns autores apresentem relações um pouco diferentes (Ghaffar *et al.*, 2005; FDOT, 2006). Nos casos estudados, tem-se relações entre o módulo de ruptura e a resistências à tração de 2,67, 3,12 e 2,97, para os compósitos PPECC 1, PPECC 3 e PPECC 5, respectivamente.

Embora o módulo de ruptura dos PPECCs não seja tão diferente do obtido em concretos convencionais, a sua capacidade de deflexão é muito maior que a dos concretos comuns, sendo esta a maior e mais desejada diferença registrada no comportamento à flexão. De fato, analisando a tabela, verifica-se que os compósitos PPECC 1, PPECC 3 e PPECC5 atingiram valores médios de deflexão última de 3,2mm; 6,56 mm e 8 mm, respectivamente. A capacidade de deflexão dos compósitos segue a mesma tendência de sua deformação à tração, ou seja, quanto maior a deformação última, maior a capacidade de deflexão na flexão.

Para melhor mostrar este efeito, na figura 6.6 são mostradas algumas curvas do tipo módulo de ruptura *versus* deflexão, características de um concreto convencional, de um concreto reforçado com fibras de aço (FRC) e de um PVAECC (M45), resultantes de ensaios realizados por Qian (2007). Pode-se observar que a capacidade de deflexão dos ECCs é consideravelmente superior à dos corpos-de-prova produzidos com concreto convencional e o concreto reforçado com fibras de aço.

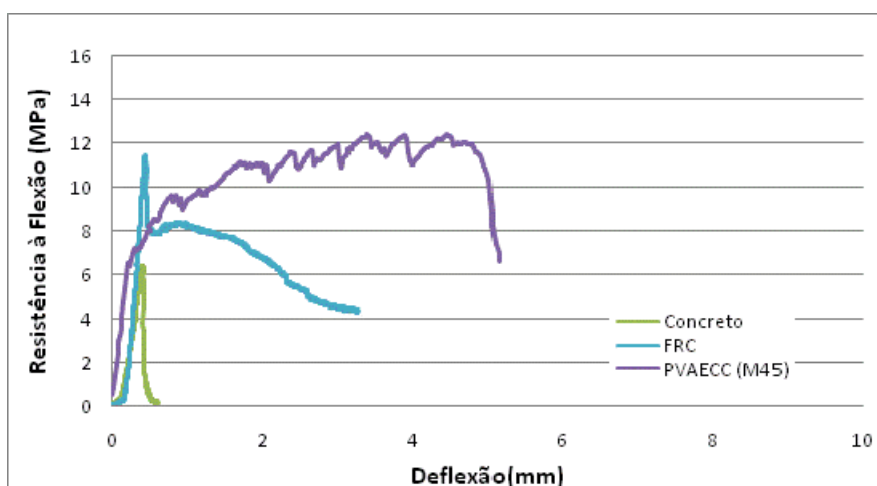


Figura 6.6: Curvas tensão de flexão – deflexão de vigas de concreto, FRC e PVAECC [fonte: Qian, 2007].

A alta capacidade de deflexão dos ECCs é conseqüência do desenvolvimento do processo de microfissuração discutido nos capítulos 2 e 3. No caso do concreto convencional, somente a deformação elástica contribui para a capacidade de deflexão. Uma vez fraturado, o material perde toda a capacidade de carga de forma súbita.

Já no caso do concreto com adição das fibras de aço, se nota um aumento de ductilidade resultante da ação das fibras, que “costuram as fissuras” e retardam a ruptura. Mas esta ação se concentra em alguns pontos da matriz. O efeito das fibras é potencializado no caso do ECC, onde o carregamento adicional é distribuído praticamente por todo o compósito após o início do processo de formação da

primeira fissura, devido ao grande número de fibras e à natureza da interação fibra-matriz. Desta forma, inúmeras fissuras adicionais são formadas, resultando num padrão de múltipla fissuração de pequena abertura, o que mantém a integridade e aumenta a ductilidade do material.

6.5 FADIGA

Na Figura 6.7 estão plotadas as curvas dos resultados de testes de fadiga realizados nos três compósitos utilizados nesta fase da pesquisa, bem como uma curva característica do concreto convencional (Oh, 1991) e de um PVAECC (Qian, 2007). Como pode ser observado na figura, para um mesmo número de ciclos, embora inferior ao do PVAECC tomado como referência, o nível de tensão suportado pelos diversos ECCs estudados é superior ao que poderia ser aplicado ao concreto convencional. Sob outro ponto de vista, considerando-se uma mesma tensão aplicada, o número de ciclos suportado pelos ECCs, sob ação de fadiga, é superior ao que o concreto convencional atingiria. Desta forma, se pode argumentar que a introdução do ECC tem potencial para aumentar a vida útil de serviço dos recapamentos de concreto, elementos bastante expostos à fadiga.

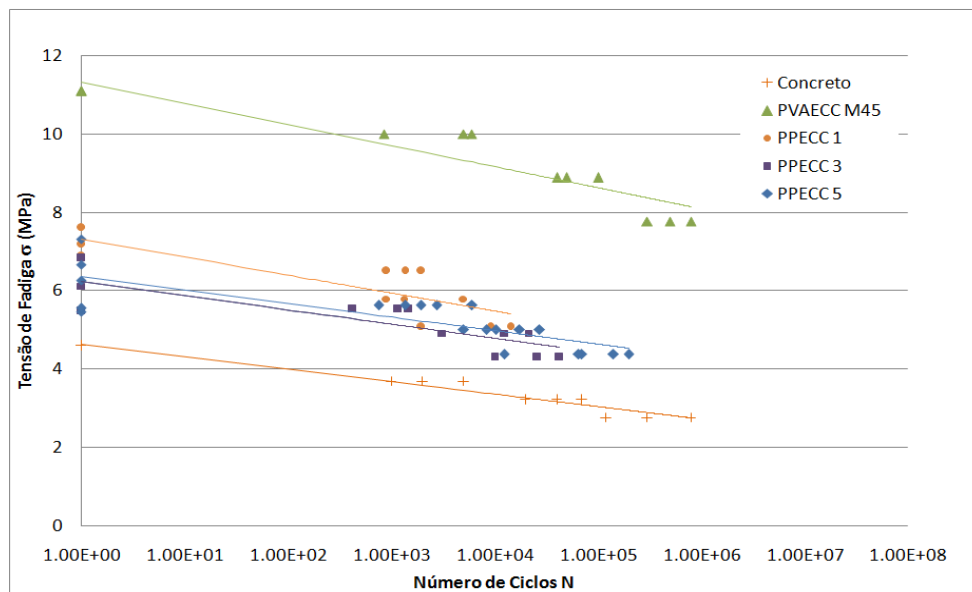


Figura 6.7: Curvas de fadiga características de misturas de concreto convencional, PPECC e PVAECC.

Na tabela 6.4 são apresentadas as equações de regressão e os coeficientes de correlação (R^2) correspondentes ao ajuste de curvas aos dados obtidos dos diferentes materiais ensaiados à fadiga, mostrados na figura 6.7. Analisando a tabela se pode constatar que os valores de R^2 dos ajustes das curvas dos ECCs são menores que o encontrado para o ajuste da curva do concreto convencional

utilizado como comparação. Isto sinaliza a existência de uma maior variação de comportamento nas misturas com ECC, o que pode ser atribuído, potencialmente, à distribuição não uniforme das fibras. Este problema deve ser mais bem estudado, mas se acredita que um controle rigoroso do processo de produção do compósito, com a utilização de equipamentos adequados de mistura, possa reduzir este efeito.

Tabela 6.4: Relações σ -N para diferentes versões de ECC e concreto convencional

Compósito	Relação σ -N	R ²
PPECC 1	$\sigma = -0.198\ln(N) + 7.314$	0.70
PPECC 3	$\sigma = -0.158\ln(N) + 6.244$	0.71
PPECC 5	$\sigma = -0.149\ln(N) + 6.360$	0.67
PVAECC (M45)	$\sigma = -0.235\ln(N) + 11.317$	0.89
Concreto	$\sigma = -0.139\ln(N) + 4.636$	0.97

Nas seções posteriores, será apresentado um modelo de previsão de vida útil de serviço de recapamentos de concreto que tomou como base as equações da tabela 6.4. Apenas as equações de regressão foram utilizadas para a integração do modelo numérico com os resultados experimentais, sendo a variação estatística R² desconsiderada, por simplicidade. Considera-se que, para incorporar a consideração das variações estatísticas, com vistas a ter uma previsão mais rigorosa e precisa da vida útil de serviço deste tipo de sistema, um programa experimental mais extensivo seria necessário.

Comparando o comportamento à fadiga dos compósitos PPECC 1, PPECC 3 e PPECC 5, pôde-se observar que, para uma mesma relação $\sigma_{m\acute{a}x}/\sigma_{ult}$, o número de ciclos resistidos pelos compósitos PPECC 1 e PPECC 3 era inferior ao número de ciclos resistido pelo compósito PPECC 5. Este fato levou a uma investigação microscópica das seções de ruptura das vigas. Com auxílio de um microscópio ótico HIROX-CX-5040RZ, foram capturadas imagens das seções de ruptura à fadiga das vigas produzidas com cada tipo de PPECC. Algumas imagens representativas são mostradas nas figuras 6.8 a 6.10. Analisando as mesmas percebem-se algumas claras diferenças de comportamento na interface fibra-matriz entre os compósitos.

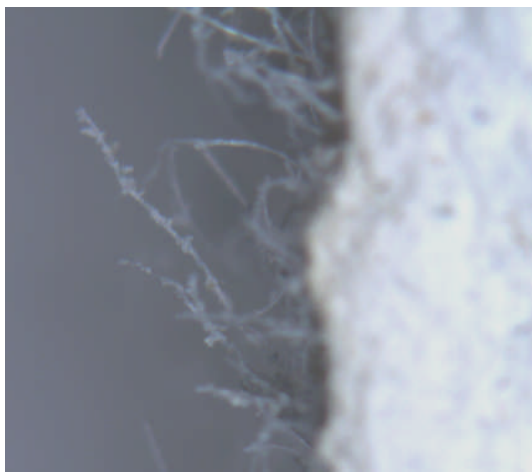


Figura 6.8: Seção de ruptura da viga produzida com compósito PPECC 1 submetida à fadiga com $\sigma_{\text{máx}}/\sigma_{\text{ult}}$ igual a 0,6.

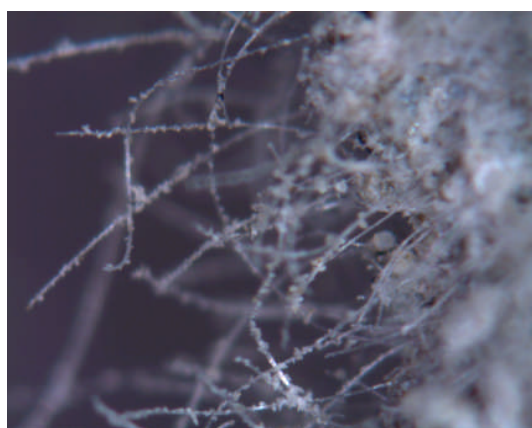


Figura 6.9: Seção de ruptura da viga produzida com compósito PPECC 3 submetida à fadiga com $\sigma_{\text{máx}}/\sigma_{\text{ult}}$ igual a 0,6.



Figura 6.10: Seção de ruptura da viga produzida com compósito PPECC 5 submetida à fadiga com $\sigma_{\text{máx}}/\sigma_{\text{ult}}$ igual a 0,6.

Na figura 6.10, obtida na seção de ruptura de um corpo-de-prova ensaiada à fadiga fabricado com o compósito PPECC 5, produzido com cimento tipo I e cinza volante, é possível visualizar a presença de algumas partículas de matriz aderidas à superfície das fibras, mas verifica-se que a configuração das mesmas é preservada.

Já nas figuras 6.8 e 6.9, que mostra seções de PPECCs que levam areia e cimento tipo V em suas composições, é possível observar sinais de que se desenvolve uma maior aderência entre a fibra e matriz, o que resulta em uma quantidade maior de partículas aderidas à superfície das fibras. Desta forma, durante o ensaio, a fibra não escorrega e o setor central da mesma, que cruza a fissura, fica submetido a grandes deformações, que ocasionam a plastificação da fibra. Isto termina por afetar a configuração das fibras, que deixam de ser retilíneas, sofrendo alteração em seu formato original, como observado nas figuras. No caso do compósito PPECC 3, o fenômeno aparentemente é atenuado pela presença da cinza volante, se observando uma redução no número de fibras distorcidas, apesar de ainda serem vistas inúmeras partículas da matriz aderidas às fibras.

Acredita-se que esta maior aderência ancora com mais intensidade a fibra e modifica a forma de ruptura da ligação fibra-matriz. Atribui-se este comportamento ao fato do cimento tipo V apresentar partículas mais finas, que reagem rapidamente, gerando muitos pontos de nucleação. Esta característica resultaria na obtenção de matrizes bastante compactas, favorecendo uma alta aderência entre a matriz e as fibras. O efeito de modificação do comportamento da ligação fibra-matriz, na presença de cimento tipo V, com uma resultante deterioração das fibras na superfície de ruptura já havia sido observado e relatado anteriormente por Wang e Li (2006), durante o desenvolvimento de um ECC de elevada resistência inicial reforçado com fibras de PVA. Os autores, no entanto, não haviam realizado ensaios de fadiga nos compósitos. No presente estudo, que trabalha com compósitos de fibra de polipropileno combinadas com cimento tipo V, se confirma que o fenômeno afeta negativamente o desempenho à fadiga, reduzindo o número de ciclos resistidos para uma determinada relação $\sigma_{m\acute{a}x}/\sigma_{ult}$.

Para evidenciar este efeito se buscou capturar, com auxílio de um microscópio eletrônico Quanta 200 3D, imagens onde o mesmo processo de deterioração das fibras pudesse ser observado em maior detalhe. As figura 6.11 e 6.12 mostram, respectivamente, imagens das seções de ruptura de amostras dos compósitos PPECC 1 e PPECC 5.

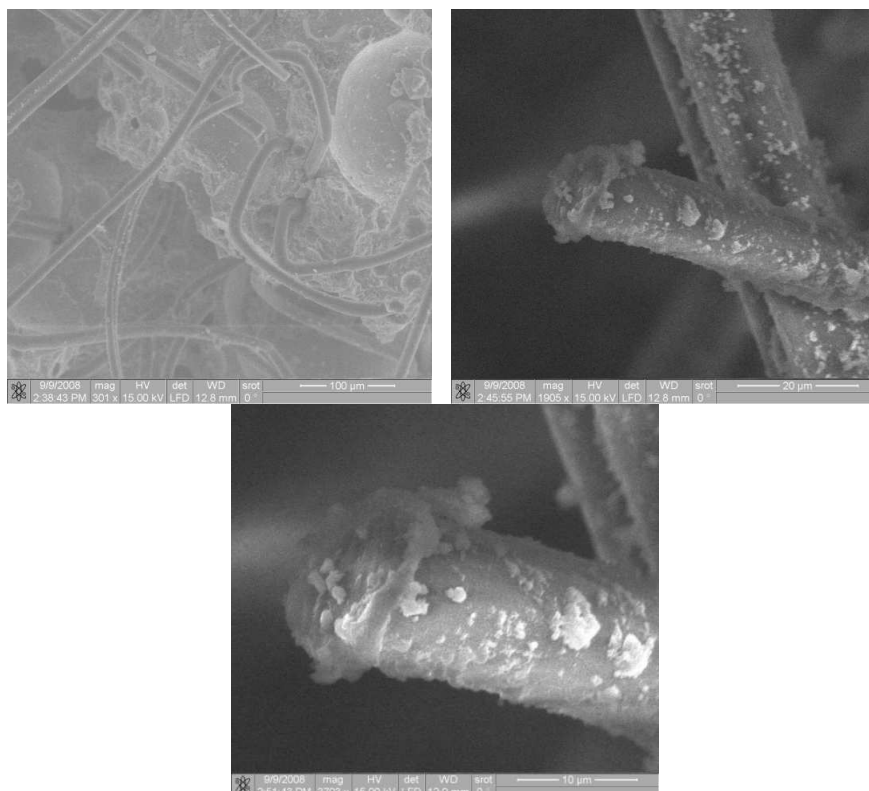


Figura 6.11: Microscopia das fibras presentes na seção de ruptura da viga produzida com PPECC 1.

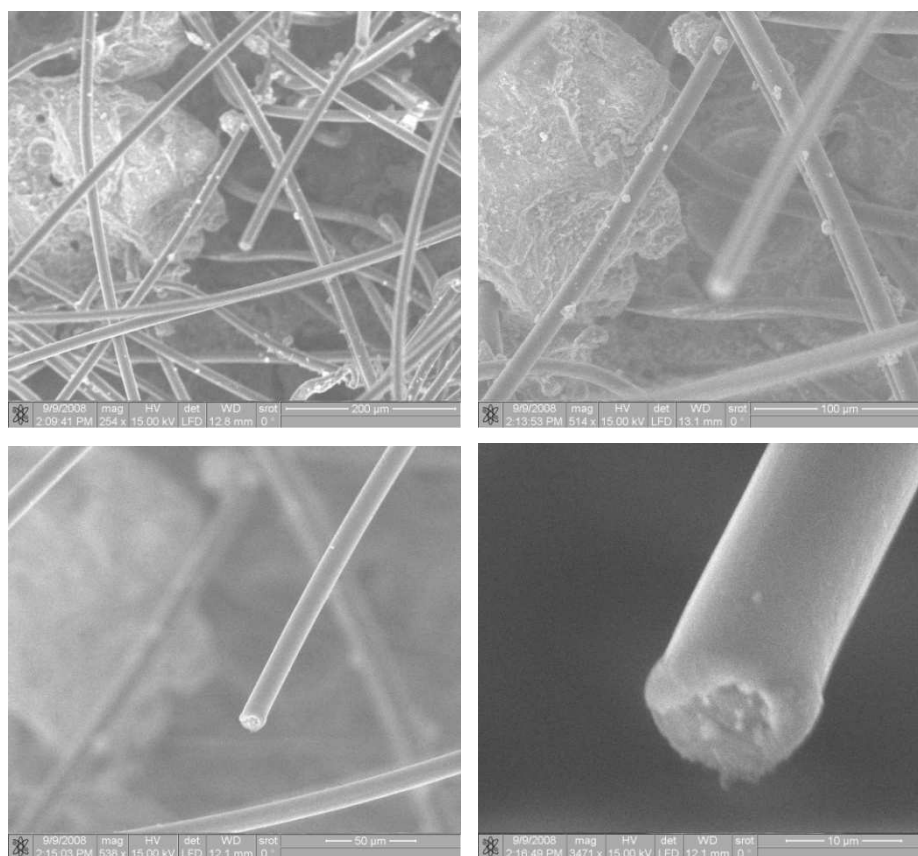


Figura 6.12: Microscopia das fibras presentes na seção de ruptura da viga produzida com PPECC 5.

Nas imagens relativas à seção de ruptura do compósito PPECC 1, mostrada na figura 6.11, pode-se observar que as fibras sofrem distorções e alterações de formato. Este processo de deformação das fibras pode ser associado à elevada aderência desenvolvida entre a matriz e as fibras, fato ressaltado pela grande quantidade de partículas aderidas à superfície das fibras, como mostrado nas imagens. No caso do PPECC 5, observa-se que as fibras continuam retilíneas após a ruptura do compósito, sob as mesmas condições de carregamento, como mostrado na figura 6.12. Isto indica que as fibras escorregaram pela matriz, o que evidencia que o processo de arrancamento é predominante e que a menor aderência evita danos à estrutura da fibra, fato confirmado pela existência de poucas partículas de matriz aderidas à superfície das fibras, como observado na imagem. Ou seja, constata-se que a aderência desenvolvida entre a fibra e a matriz neste compósito é menor e não impede o trabalho de arrancamento gradual quando o mesmo é submetido a cargas de fadiga. Conclui-se, portanto, que nos ECCs fabricados com cimento Portland tipo I, as fibras de polipropileno conseguem exercer melhor a função de grampeamento das fissuras, através da combinação de efeitos de ancoragem e escorregamento, o que permite que se desenvolva o padrão de múltiplas fissuras sem ruptura das fibras. Desta forma, o compósito se torna altamente deformável e atinge um melhor desempenho à fadiga.

As figuras 6.13 e 6.14 sumarizam a tendência de evolução da deflexão no meio do vão das vigotas ensaiadas fabricadas com os compósitos PPECC 1 e PPECC 5, em função do número de ciclos normalizados⁹, para os níveis de carregamento à fadiga de 0,9, 0,8 e 0,7. Observa-se que, de forma geral, a evolução da deflexão pode ser dividida em três fases: fase inicial, fase estável e fase final. Na fase inicial, fissuras múltiplas se formam durante o incremento do carregamento estático até o início do carregamento cíclico. O surgimento dessas fissuras é responsável pelo aumento da deflexão inicial da viga. Na segunda fase, já sob carregamento cíclico, o surgimento de novas fissuras é muito pequeno. Entretanto, o comprimento e a abertura das fissuras existentes começam gradualmente a aumentar, com o acúmulo dos danos ao longo dos ciclos. Nesta fase a ductilidade do material passa a exercer maior influência no comportamento do compósito, explicando-se, assim, a diminuição da inclinação na curva da evolução da deflexão. Na fase final, apenas uma das fissuras tem sua abertura aumentada significativamente, tornando-se a fissura onde ocorrerá a ruptura do corpo-de-prova. A abertura da fissura última é responsável pela elevada inclinação da curva de deflexão. O mesmo padrão de comportamento é observado em ensaios de fadiga de elementos de concreto armado, como observado por Meneghetti (2007).

⁹ A normalização dos ciclos é obtida pela relação N/N_{ult} . Ou seja, pela divisão do ciclo de carregamento pelo número máximo de ciclos resistido pelo corpo-de-prova.

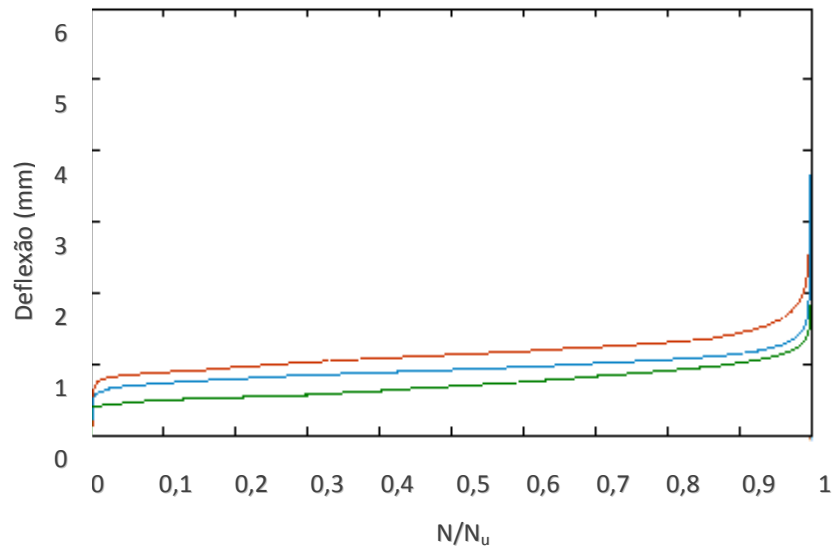


Figura 6.13: Evolução da deflexão no meio do vão em diferentes níveis de tensão de fadiga – PPECC 1

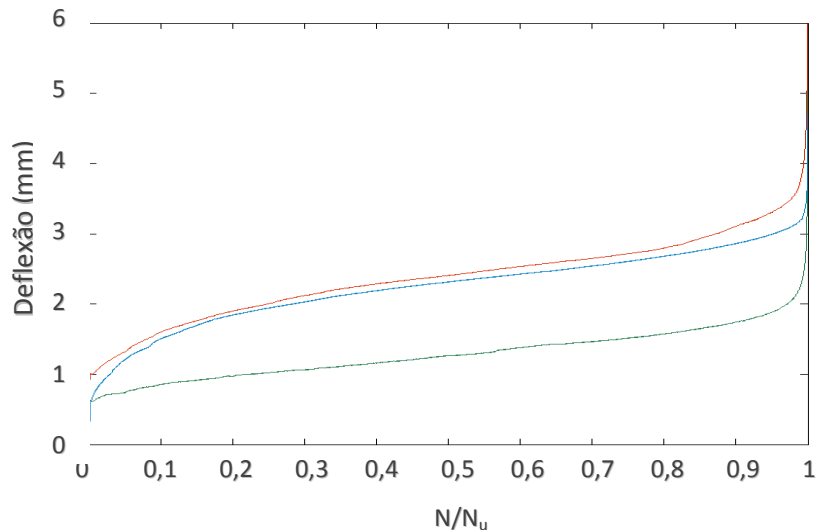


Figura 6.14: Evolução da deflexão no meio do vão em diferentes níveis de tensão de fadiga – PPECC 5

Observando as figuras constata-se que as deflexões atingidas pelo compósito PPECC 5 são mais elevadas que as registradas no compósito PPECC 1, para todos os níveis de carregamento. Analisando estes dados em conjunto com os apresentados no item 6.4, comprova-se que a deflexão à fadiga mantém relação com a capacidade de deflexão à flexão do material.

A evolução da deflexão depende do nível de tensão aplicado ao corpo-de-prova e está associado ao número e abertura das fissuras que se desenvolvem no compósito. Na sequência de imagens da figura 6.15 pode ser observada a evolução das fissuras nos corpos-de-prova submetidos a carregamentos de flexão estática e cíclica, com tensões de 0,8 e 0,7 da tensão máxima resistida pelo compósito.



Figura 6.15: Número de fissuras desenvolvidas nos corpos-de-prova em função do nível de tensão aplicado

Observa-se que o número de fissuras no vão central da viga decresce do maior nível de tensão aplicado para o menor. Poucas fissuras conseguem se desenvolver quando baixos níveis de tensão de fadiga são impostos aos compósitos. Este efeito pode ser observado na figura 6.16, que mostra imagens mais próximas da região em torno do vão central de cada um dos corpos-de-prova.

É interessante constatar que, em teoria, independentemente do nível de tensão aplicado, os ECC sempre tenderiam a desenvolver um processo de múltipla fissuração. O decréscimo do número de fissuras ocorrido nos ensaios com níveis mais baixos de carregamento de fadiga sugere, todavia, que, quando a carga diminui, torna-se difícil para a viga de ECC atingir o estágio de múltipla fissuração. Isto pode ser decorrência do fato da tensão de tração na superfície inferior da viga ser menor que a resistência à tração do material, fazendo com que a múltipla fissuração cesse precocemente, pois não se desenvolve um esforço suficiente para romper a matriz. Comportamentos semelhantes foram registrados por Matsumoto *et al.* (2002) e Qian (2007).

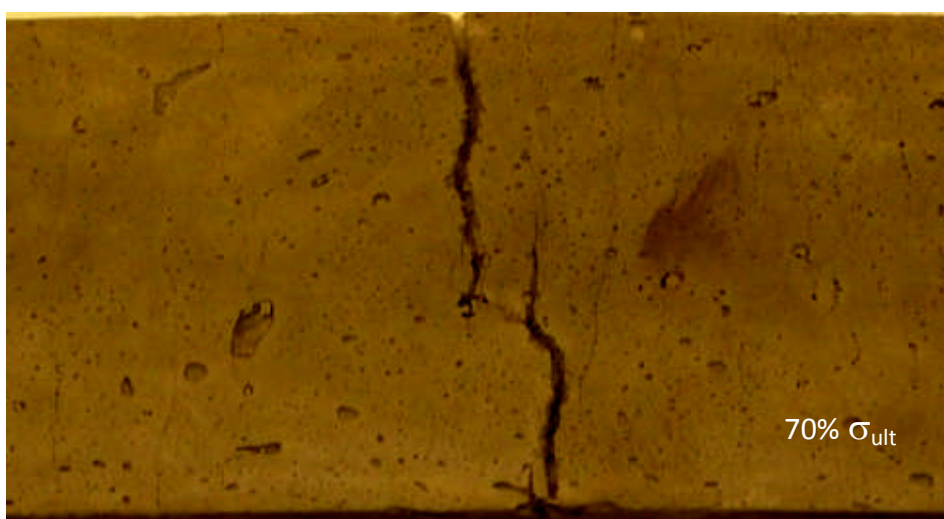
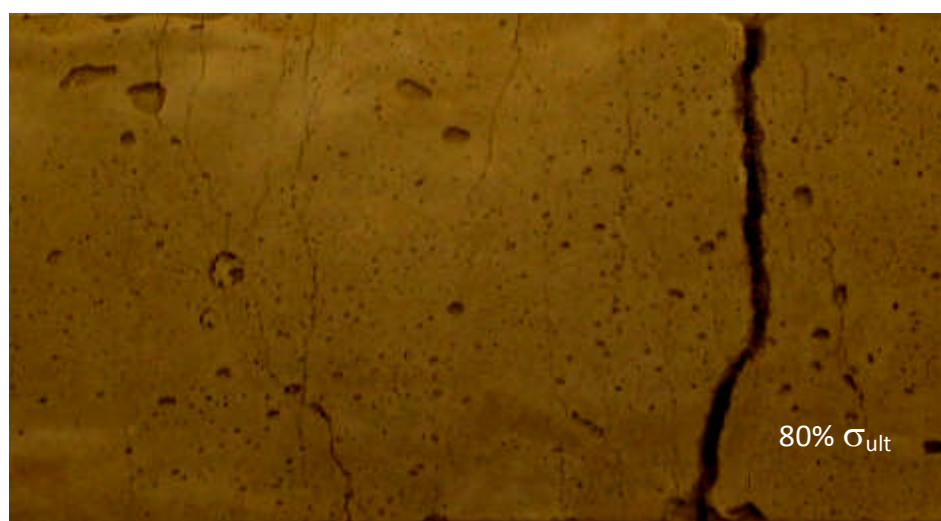


Figura 6.16: Detalhe do vão central dos corpos-de-prova em função do nível de tensão aplicado

6.6 SIMULAÇÃO NUMÉRICA DO COMPORTAMENTO DOS SISTEMAS DE RECAPEAMENTO COM PPECC

Com base nos dados obtidos buscou-se efetuar uma simulação numérica para determinar qual seria o comportamento potencial de um recapeamento executado com um PPECC similar aos testados neste trabalho. Para tanto se utilizou o software *J-SLAB-2004 (Program for Analysis of Jointed Concrete Pavements)*, desenvolvido sob coordenação da *Federal Highway Administration (FHWA)* dos Estados Unidos, para determinação da tensão de tração crítica em sistemas de *overlay* fabricados com PPECC, PVAECC e concreto convencional, sob condições usuais de carregamento de tráfego.

No referido programa, um sistema de duas camadas pode ser simulado, considerando-se a condição de aderência ou não aderência. Para uma mesma camada, propriedades variáveis podem ser atribuídas ao material. Em sistemas de recapeamento, este parâmetro torna-se importante, uma vez que a base sobre a qual será assentada o novo material geralmente apresenta processos de deterioração que precisam ser considerados no cálculo de tensões críticas. Isto é importante pois é justamente na proximidades destas falhas que se desenvolverão as máximas tensões na camada de recapeamento, propiciando o aparecimento de fissuras de reflexão na nova camada, fato indesejável.

A adequabilidade do referido programa já havia sido analisada e validada por Qian (2007), através da comparação entre a resposta computacional de um pavimento simples com a solução clássica proposta por Westergaard (1948). Esta solução usa uma série de equações para determinação das tensões de deflexão em pavimentos de concreto devido a cargas aplicadas no interior e nas bordas das lajes do pavimento, permitindo a determinação da espessura do pavimento para qualquer condição de carregamento especificada. A solução considera uma laje infinita, com carga aplicada em uma região circular, cuja tensão máxima de tração na parte inferior da laje com carregamento na borda pode ser calculada pela Equação 6.1.

$$\sigma_e = \frac{0,803P}{h^2} \left[4 \log \left(\frac{l}{a} \right) + 0,666 \left(\frac{a}{l} \right) - 0,334 \right] \quad \text{Equação 6.1}$$

Onde σ_e é a tensão máxima na parte inferior da laje em MPa; P é o carregamento aplicado à borda da laje em MN; h é a espessura do pavimento em metros; l é o raio de rigidez relativa (definido como a distância entre o ponto de aplicação de carga e o ponto de inflexão da deformação, equivalente a um momento zero) e a é o raio da zona de carregamento, ambos em metros.

O valor do raio de rigidez relativa pode ser determinado pela equação $l = \left[\frac{Eh^3}{12(1-\nu^2)k} \right]^{0,25}$, onde E é o módulo de elasticidade do concreto em GPa, ν é o coeficiente de Poisson do concreto e K é o módulo de reação da base do pavimento, em MPa/m (MN/m³).

6.6.1 Definição do Modelo Numérico para Análise de Diferentes Sistemas de *Overlays*

O modelo adotado para a análise dos sistemas de *overlay* é apresentado na figura 6.17. Nesta investigação, duas camadas de material sobrepostas são simuladas com condição de não aderência entre elas. A camada inferior representa o pavimento de concreto existente, no qual pode ser induzida uma fissura no meio da laje, através da utilização de elementos com rigidez inferior a do concreto adjacente. A camada superior representa o recapeamento a ser empregado e foi simulado com diferentes materiais: concreto, PVAECC e PPECC.

Os resultados das simulações numéricas realizadas por Qian (2007) indicaram que, quanto maior o tamanho da laje utilizada no modelo, maior é sua aproximação aos resultados obtidos pela equação de Westergaard. Entretanto, o uso de uma laje com dimensões de 6,1 por 3,66 m (20 por 12 ft) já apresentou resultados satisfatórios, sendo, portanto, adotada uma laje com estas dimensões para o estudo cujos resultados são apresentados a seguir.

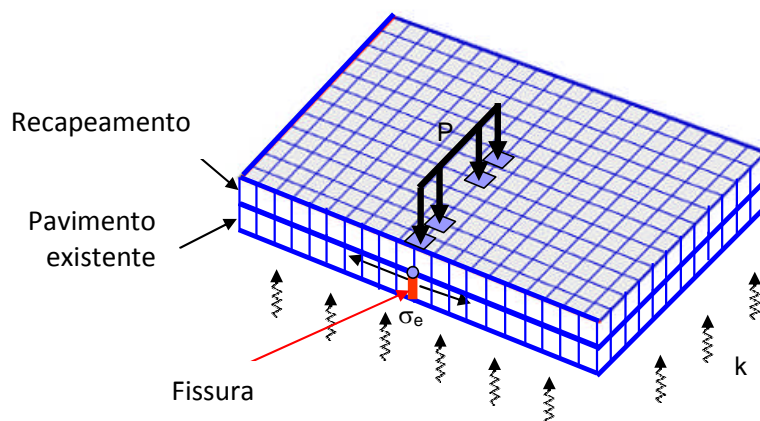


Figura 6.17: Modelo numérico para análise de sistemas de *overlay*

Qian (2007) também estudou a influência do módulo de reação da base k na resposta da camada de recapeamento. Foi constatado que quanto menor o valor de k , maiores são as tensões máximas induzidas na nova camada do pavimento. Por este motivo adotou-se um valor de $k = 27$ MPa/m

neste estudo, representando um caso extremo de deterioração do pavimento existente, ou seja, uma situação crítica para a execução do recapeamento.

Para representar a ação do tráfego foram empregadas cargas equivalentes ao eixo padrão, com valor de 80 kN. Foram aplicadas cargas deste tipo em quatro áreas retangulares, cada uma com dimensões de 230 por 158 mm. Dada esta configuração, a tensão de tração máxima ocorrerá na borda inferior da camada de recapeamento, diretamente abaixo da borda de carregamento.

6.6.2 Análise dos Resultados

O primeiro efeito estudado na simulação numérica envolveu a consideração da influência de uma eventual fissura pré-existente no pavimento antigo na tensão máxima atingida no overlay. Foram considerados dois cenários, um com e outro sem a presença da fissura. Os seguintes valores foram adotados como parâmetros de entrada no programa:

- espessura da base de 250 mm;
- módulo de elasticidade da base igual a 20,7 GPa;
- módulo de elasticidade do concreto do overlay igual a 34,5 GPa;
- módulo de reação do substrato de 27 MPa/m.

Como se pode observar nos resultados da simulação, apresentados na figura 6.18, a existência da fissura no substrato de concreto tem uma influência bastante significativa na relação da tensão máxima com a espessura do recapeamento sobreposto a ele.

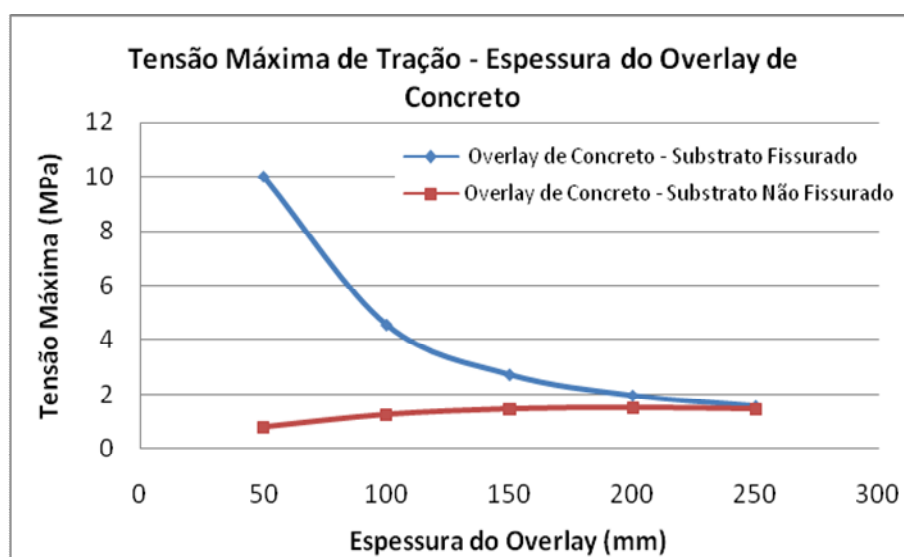


Figura 6.18: Efeito da presença de uma fissura pré-existente na base de concreto na tensão máxima de tração desenvolvida na parte inferior da camada do *overlay*, em função de sua espessura.

Observa-se no gráfico que, quando a fissura não está presente, a máxima tensão de tração diminui levemente com a redução da espessura do *overlay*. Porém, no caso do substrato fissurado, a tensão máxima de tração aumenta intensamente com o decréscimo da espessura do recapeamento, devido ao efeito de concentração de tensões induzido pela presença da fissura.

Levando-se em consideração este rápido incremento e o módulo de ruptura do concreto relativamente baixo – geralmente em torno de 4,5 MPa, o emprego de recapeamentos de concreto sem aderência ao substrato requer o emprego de espessuras elevadas. Segundo Smith *et al.* (2001), a espessura típica de *overlays* de concreto sem aderência varia entre 150 a 300 mm em rodovias de alto tráfego. Já o *Michigan Department of Transportation* (2005) recomenda a adoção de espessuras em torno de 200 mm. Observa-se na figura que, de fato, para estas espessuras, a fissuração do substrato tem pouca influência.

Após verificar a influência da presença de uma fissura pré-existente no substrato se buscou investigar a influência das propriedades do material na resposta do overlay. Cabe destacar que o programa utilizado na simulação não considera o comportamento de *strain-hardening* do compósito, assumindo apenas o valor do módulo de elasticidade (ou módulo de deformação tangencial inicial, de acordo com a NBR 8522). Esta aproximação, no caso do ECC, é muito conservadora, pois o mesmo tem uma capacidade de deformação elevadíssima que não está considerada no valor do módulo de elasticidade tangencial. Uma solução seria adotar um valor de módulo de elasticidade tipo corda, com valor menor. Dada a falta de um critério e a escassez de estudos nesta área, todavia, se optou por adotar a postura mais conservadora, considerando apenas o valor do módulo de elasticidade tangencial inicial.

Desta forma, o valor do módulo de elasticidade passa a ter um papel predominante na diferenciação da resposta dos materiais. Na figura 6.19 estão plotadas as curvas que relacionam a tensão máxima na camada do recapeamento, resultante do carregamento utilizado, e a espessura da camada de recapeamento. Considerou-se, nas simulações, que a espessura da base era igual a 250 mm; que o módulo de elasticidade da base fosse de 20,7 GPa e que o módulo de reação do substrato fosse de 27,1 MPa/m (MN/m³). Como pode ser observado na figura, para os diferentes materiais simulados – concreto (E = 34,5 GPa), PVAECC (E = 20,7 GPa) e PPECC 5 (E = 19 GPa) - a tensão máxima é alta para espessuras bem pequenas mas, para espessuras superiores a 100 mm, a tensão atuante na seção é mais moderada. As curvas dos compósitos PPECC 1 e PPECC 3 não foram plotadas pela proximidade de seus resultados com a curva do PPECC 5, já que os módulos de elasticidade tem pouca diferença.

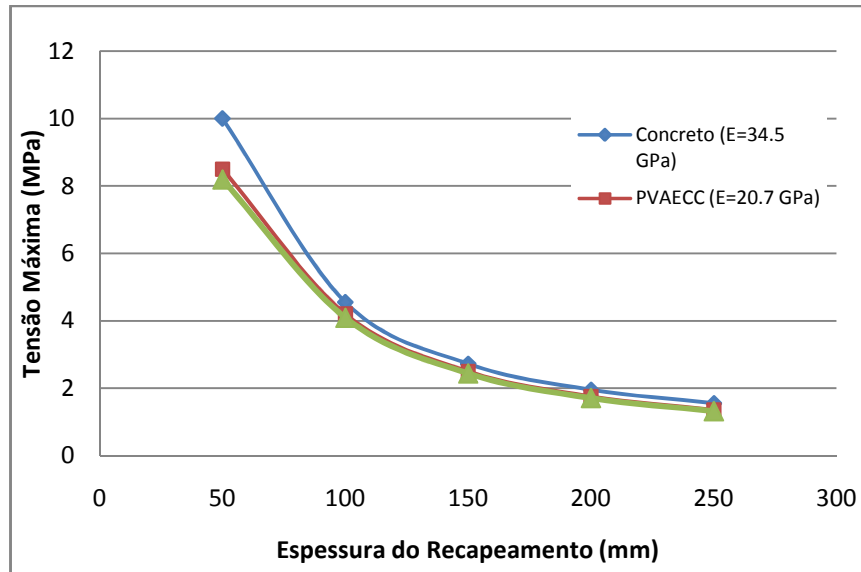


Figura 6.19: Relação tensão máxima – espessura do *overlay* para concreto, PVAECC e PPECC.

Observa-se que a tensão máxima induzida nas camadas de ECCs é levemente menor que a tensão na camada de recapeamento de concreto. Quando espessuras reduzidas são consideradas, a diferença entre o valor das tensões máximas fica mais evidente, devido ao menor módulo de elasticidade dos ECC. Este comportamento confere com o apresentado pela FHWA (2006), que sugere que, quanto maior o módulo de elasticidade, maiores serão as tensões resultantes no pavimento, fato que influencia diretamente na fissuração em idades iniciais e no espaçamento entre fissuras.

6.7 INTEGRAÇÃO DOS RESULTADOS EXPERIMENTAIS E NUMÉRICOS

Após o término da investigação numérica, que quantificou as demandas estruturais das camadas de recapeamento, e dos ensaios experimentais, que viabilizaram a mensuração das propriedades dos materiais, foi realizada uma integração dos resultados numéricos e experimentais segundo o modelo de deterioração proposto por Qian (2007), que pode ser observado na figura 6.20. À esquerda da figura estão as curvas de fadiga (curvas σ -N) geradas a partir dos ensaios de carregamento cíclico à flexão. Estão plotadas as curvas obtidas para concreto, PVAECC (M45) e PPECC 6, que mostrou ser o compósito mais adequado para aplicações em pavimentos. À direita, estão plotadas as curvas que relacionam a tensão máxima no recapeamento e a sua espessura (curva σ -h) para os mesmos três materiais. Assumindo-se certa vida útil à fadiga, uma correspondente tensão máxima estará associada a ela no diagrama σ -N. Para este nível de tensão, uma espessura mínima requerida será obtida do diagrama σ -h. Da mesma forma, a partir de uma espessura especificada, é possível se determinar a vida útil à fadiga de um determinado material.

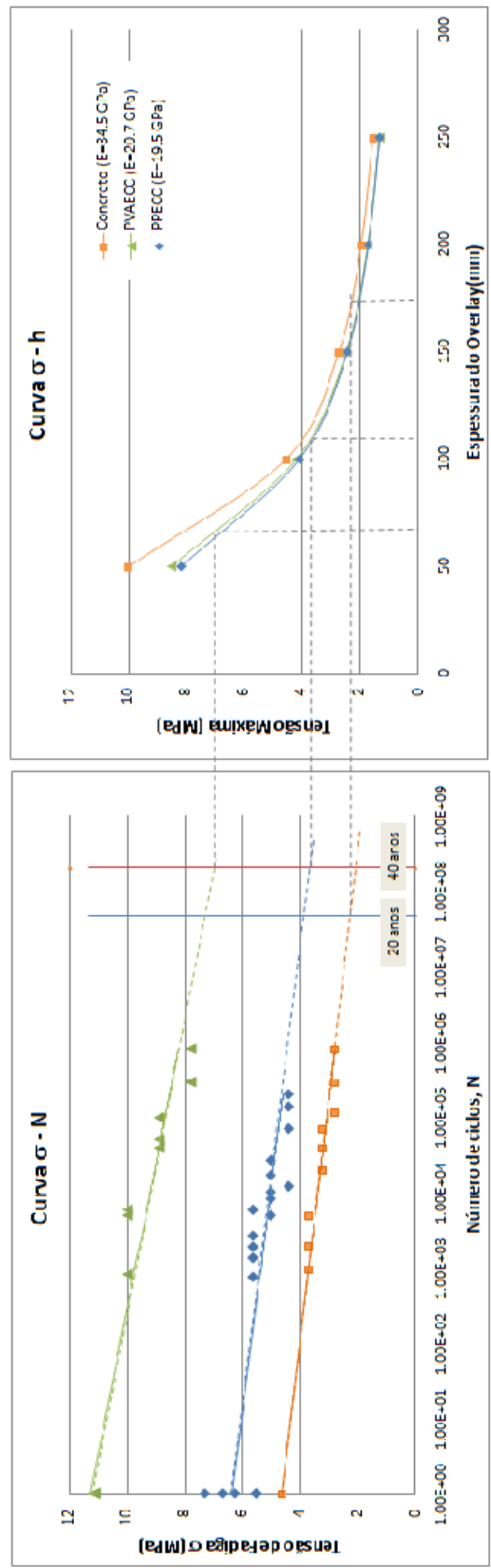


Figura 6.20: Modelo de deterioração de sistemas de overlays de concreto, PVAECC e PPECC

O processo de integração resulta em diagramas que relacionam a espessura do recapeamento com a sua vida útil, ou seja, curvas h-N, como mostrado na figura 6.21, onde se observam as curvas para recapeamentos de concreto, PVAECC (M45) e PPECC 5.

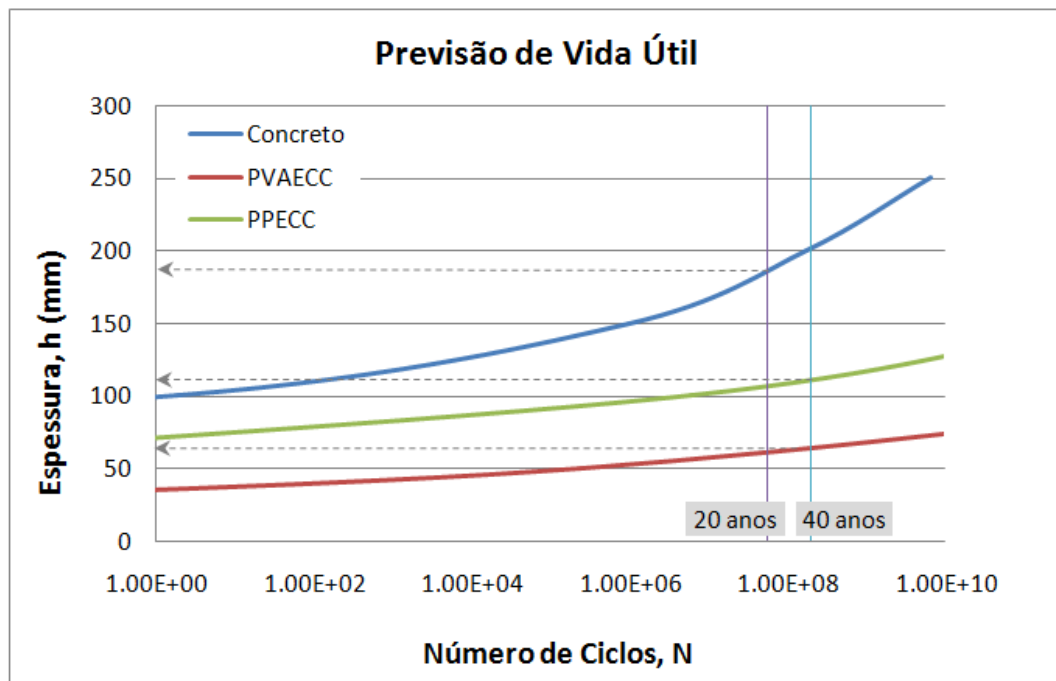


Figura 6.21: Previsão da vida útil (*service life*) baseada no modelo de deterioração

Na figura 6.21 verifica-se que, quando um recapeamento de concreto convencional é utilizado, uma espessura de aproximadamente 175 mm é necessária para que se possa atingir uma vida útil de projeto de 20 anos, correspondente a 57 milhões de passagens do eixo padrão¹⁰. Este resultado confere com a prática atual, seguida por autoridades como o MDOT (*Michigan Department of Transportation*), para especificação de recapeamentos de concreto para reabilitação de pavimentos.

Considerando as curvas dos ECCs, as espessuras requeridas para uma vida útil de projeto de 20 anos seriam bem menores, de cerca de 110 para o PPECC, estudado neste trabalho, e de 60 mm para o PVAECC. Ou seja, para a vida útil especificada, o emprego de PVAECC poderia reduzir a espessura do recapeamento cerca de 3 vezes, enquanto o uso do PPECC reduz a espessura em cerca de 40%.

¹⁰ O número de ciclos correspondente a 20 anos foi adotado com base nos estudos de Smiley e Hansen (2007), relativos ao projeto de reconstrução de parte da rodovia I-94, uma das vias de maior fluxo de veículos do estado de Michigan, nos Estados Unidos. Os mesmos consideraram que o número equivalente de aplicações de eixo padrão - ESAL (*equivalent single axle load*) - para este trecho seria de 57 milhões para uma vida de projeto de 20 anos. Para 40 anos de vida útil, o ESAL equivalente seria de 200 milhões de ciclos, valor também adotado na análise.

É possível observar, ainda, que a inclinação das curvas de PVAECC e PPECC não sofre grandes alterações a partir do número de ciclos equivalente a uma vida útil de 20 anos. Isto significa que, para as duas versões de ECC, as espessuras requeridas para uma vida útil de 20 e 40 anos são muito próximas. Portanto, é possível a adoção de 40 anos como vida útil de serviço à fadiga dos ECCs. Neste caso seria suficiente uma camada de 70 mm de PVAECC ou de 120 mm de PPECC para se obter um recapeamento com a vida útil desejada, o que representa economias de escala muito elevadas, quando se considera a extensão de pavimentos.

Voltando à análise da figura 6.20, que apresenta o modelo de deterioração de sistemas de *overlays* de concreto, PVAECC e PPECC, nota-se que, quando a espessura varia entre 50 e 150 mm, a relação σ - h é bastante sensível às variações na espessura. Desta forma, mesmo pequenos incrementos na espessura podem resultar em reduções significativas na tensão máxima a que a camada está submetida e, conseqüentemente, na vida útil do recapeamento. No caso do concreto, a espessura mínima do *overlay* tem que ficar entre 150 e 250 mm, dependendo do nível de tensões a que o material será submetido. Dentro desta faixa, a relação σ - h não é tão sensível à espessura, sendo necessário propiciar grandes variações de espessura para promover mudanças consideráveis na vida útil do elemento.

6.8 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Neste capítulo foi investigado o comportamento dos compósitos reforçados com fibras de polipropileno à flexão estática e cíclica. Apesar do comportamento menos satisfatório à fadiga das composições propostas com cimento tipo V, o compósito PPECC 5, produzido com cimento tipo I, se demonstrou bastante apropriado. Associada ao comportamento à fadiga, a capacidade de deflexão à flexão desse compósito foi adequada. Desta forma, esta mistura parece ser uma excelente alternativa para controlar a propagação de fissuras refletivas em recapeamentos de concreto. De forma geral, foi possível perceber que o ajuste das dosagens de ECC permite obter melhores resultados e gerar materiais mais adequados para aplicações em pavimentação.

Embora o PPECC apresente desempenho inferior ao do PVAECC, ele pode ser uma alternativa atraente economicamente, dado seu custo menor. Para verificar se o mesmo se constitui numa alternativa viável, todavia, é necessário investigar experimentalmente a capacidade resistiva das camadas de PPECC como material de recapeamento de pavimentos de concreto sem aderência. Este estudo é apresentado no capítulo 7, que objetiva avaliar a influência da ductilidade do material na resistência à fissuração refletiva da camada de recapeamento.

7 FASE 3: ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DA DUCTILIDADE DO PPECC NA RESISTÊNCIA À FISSURAÇÃO POR REFLEXÃO EM RECAPEAMENTOS

No capítulo 6 foi apresentado um modelo de deterioração de recapeamentos de concreto, à base de PVAECC e PPECC, a partir da integração da resposta à fadiga destes materiais com a análise numérica das tensões atuantes em sistemas de recapeamento executados com os mesmos. Os resultados sugerem que ECCs podem duplicar a vida útil de serviço, ao mesmo tempo em que permitem usar camadas com espessuras muito menores do que seria necessário caso se utilizasse concreto convencional. Esta conclusão é um indício muito promissor para o emprego de ECCs como material de reabilitação de pavimentos. Todavia, é necessário avaliar se os mesmos vão funcionar de forma eficiente quando aplicados sobre pavimentos deteriorados. Este capítulo busca avaliar este efeito, simulando o comportamento de pavimentos reais através de ensaios de flexão em vigas mistas compostas de um substrato de concreto e uma camada de recapeamento de ECC.

7.1 O PROBLEMA DAS FISSURAS DE REFLEXÃO

Como discutido anteriormente, as fissuras de reflexão, que se propagam do pavimento original deteriorado para a camada de recapeamento, são a causa típica do insucesso de projetos de reabilitação de pavimentos envolvendo *overlays*. Pesquisas realizadas por Zhang e Li (2001), Qian (2007), Stander (2007) e outros demonstraram que a ductilidade do compósito é capaz de reduzir e até eliminar a falha por reflexão de fissuras. No entanto, neste trabalho, pela primeira vez, estão sendo testadas as fibras de polipropileno como reforço de ECC para aplicações em *overlays*. Existe a necessidade, portanto, de investigar a habilidade do compósito de controlar a reflexão de fissuras, sob carregamento estático e de fadiga. Este capítulo apresenta os resultados experimentais de uma investigação levada a efeito com o objetivo de comparar o comportamento de camadas de recapeamento de concreto, PVAECC e PPECC submetidos à flexão estática e cíclica. As propriedades dos materiais considerados são apresentadas na tabela 7.1. Observa-se que os mesmos apresentam capacidades de deformação última bem distintas, o que deve ter influência na prevenção da fissuração por reflexão.

Tabela 7.1: Propriedades dos compósitos PPECC2 e PPECC6

Compósito	f'_c (MPa)	E (GPa)	σ_t (MPa)	ϵ_{ult} (%)
PPECC 5	28,81	18,99	2,10	5,03
PVAECC (M45)*	46,00	20,70	5,30	2,50
Concreto*	60,60	-	-	0,01

*Qian (2007)

Dentre todas as misturas ensaiadas nas fases anteriores do trabalho, tomou-se como referência para este estudo o compósito PPECC5, que apresentou um excelente desempenho, em termos de ductilidade, associado a uma boa trabalhabilidade. Para fins de simplificação, neste capítulo este compósito será designado simplesmente por PPECC, enquanto o compósito PVAECC, versão M45, será designado por PVAECC.

7.2 ENSAIOS DE FLEXÃO ESTÁTICA

A figura 7.1 apresenta as curvas tensão-deflexão obtidas a partir de ensaios realizados em vigas compostas (já descritas no capítulo 4) com substrato de concreto e recapeamento de PPECC, submetidas a carregamentos de flexão. No cálculo do módulo de ruptura foram utilizadas as dimensões da camada de *overlay*, uma vez que a fissura presente na base de concreto impede a transferência de tensões entre as duas camadas, não contribuindo, portanto, para a resistência à flexão do compósito. O valor médio do módulo de ruptura foi de $9,595 \pm 0,737$, enquanto a deflexão última atingiu $9,433 \pm 0,955$.

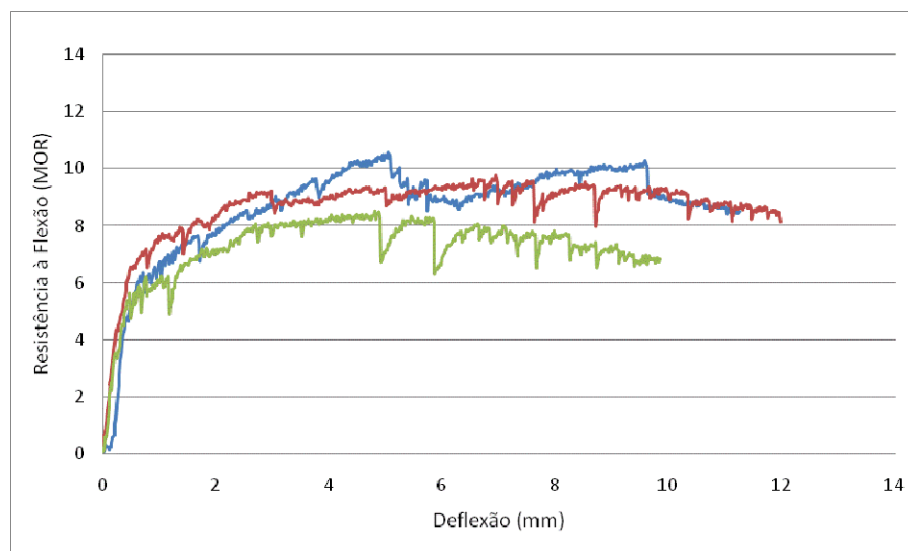


Figura 7.1: Curva tensão de flexão – deflexão no meio do vão das três vigas ensaiadas, compostas por substrato de concreto fissurado e recapeamento de PPECC.

Para efeitos de comparação, a figura 7.2 apresenta os resultados equivalentes obtidos com recapeamentos de PVAECC e concreto.

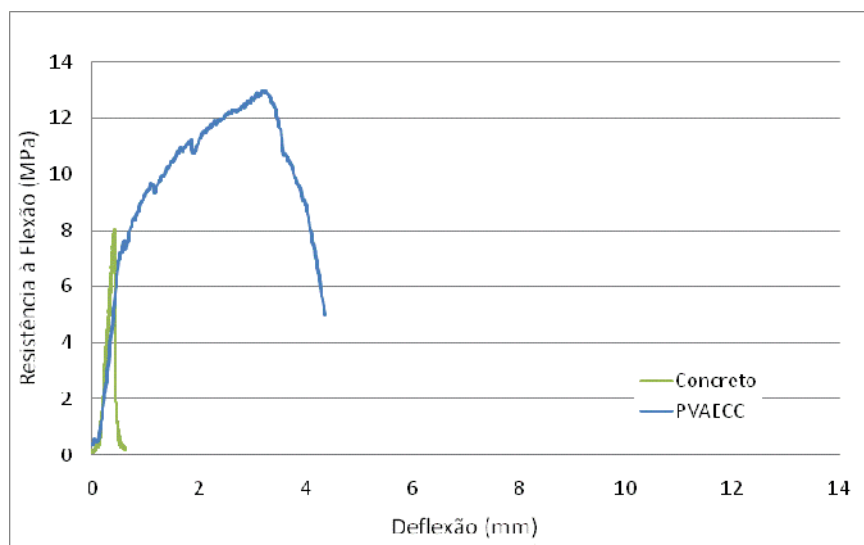


Figura 7.2: Curva tensão de flexão – deflexão no meio do vão de vigas compostas por um substrato de concreto fissurado e recapeamento de concreto convencional e PVAECC.

Examinando-se as curvas *tensão de flexão vs deflexão* mostradas nas figuras acima, fica evidente que existem diferenças significativas na resposta do concreto convencional e das diferentes versões de ECC. A primeira observação envolve a capacidade de carga das vigas compostas. As vigas recapeadas com PVAECC apresentam maior capacidade de carga sob tensões de flexão que as recapeadas com concreto e com PPECC, consequência da maior resistência à tração do compósito, associada com uma maior capacidade de deformação à tração. Já compósito tipo PPECC apresenta resistência à flexão similar à do concreto.

A principal diferença de comportamento está na capacidade de deformação das vigas compostas com recapeamentos de PPECC sob tensões de flexão. Estas apresentam capacidade de deflexão média 3 a 4 vezes superior às vigas recapeadas com PVAECC. Quando comparadas com as vigas recapeadas com concreto, as vigas com recapeamento de PPECC atingem deflexões da ordem de 25 vezes maiores que as atingidas pelas vigas com camada de recapeamento de concreto convencional. Esta sensível diferença na deformabilidade à flexão condiz com as diferenças registradas na capacidade de deformação última dos compósitos submetidos à tração.

A figura 7.3 mostra uma viga composta recapeada com PPECC sob carregamento de flexão. Observa-se uma região de delaminação - ou separação do recapeamento do substrato - na região próxima à

fissura pré-existente na base de concreto, assim como a formação de várias microfissuras na camada de recapeamento, que se desenvolvem durante o processo de carregamento. O mecanismo de formação desta rede de microfissuras de pequena abertura é o responsável pela elevada capacidade de deflexão do corpo-de-prova. É importante notar que, mesmo com a delaminação entre as camadas, o recapeamento conserva sua integridade, sem apresentar danos na superfície superior, que corresponderia à superfície de rodagem, como observado no detalhe da figura.

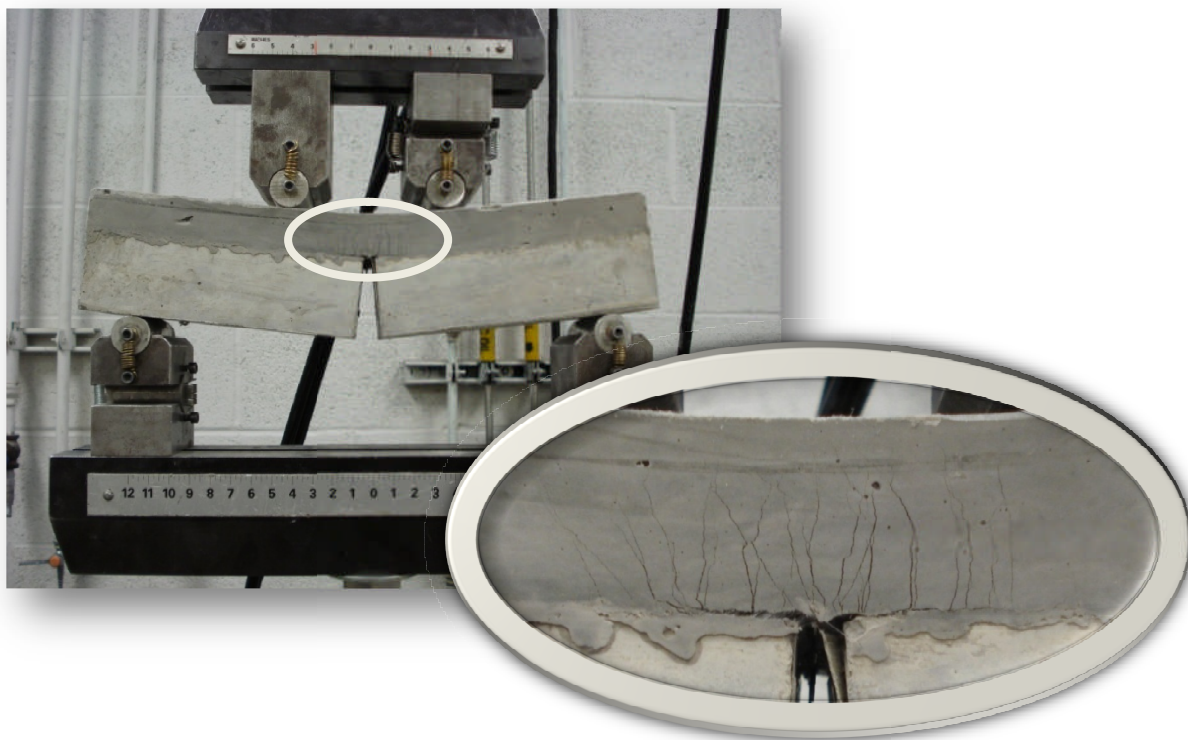


Figura 7.3: Viga composta com recapeamento de PPECC 2 sob carregamento de flexão.

Para fins de comparação, a figura 7.4 mostra o padrão de fissuração registrado nas vigas recapeadas com concreto convencional, PVAECC e PPECC. Observa-se que, nos corpos-de-prova com *overlay* de concreto, ensaiados por Qian (2007), o substrato recebeu uma camada de asfalto misturado à quente de 13 mm de espessura. Esta técnica simula a prática usual de construção de recapeamentos de concreto, e tem por objetivo promover uma condição de não aderência entre o pavimento antigo e o novo, buscando retardar o aparecimento de fissuras de reflexão. Estes corpos-de-prova diferem dos recapeados com ECC por apresentarem um *overlay* de concreto com 38 mm de espessura, que adicionados aos 13 mm de asfalto, formam uma camada de recapeamento com espessura total de 51 mm. Nas camadas de ECC, foi utilizada uma espessura de 25 mm, com eliminação do asfalto.



Figura 7.4: Comparação do padrão de fissuração dos recapeamentos de concreto, PVAECC e PPECC sob carregamento monotônico de flexão.

A análise das figuras indica que o uso tanto do PVAECC quanto do PPECC ajuda a suprimir a reflexão da fissura existente no substrato para a camada de recapeamento, através da delaminação entre a base e o recapeamento, que permite a ocorrência da microfissuração do material do *overlay*. A média da abertura das fissuras após o alívio do carregamento é de 60 μm para as vigas com camada de PVAECC e de 40 μm para as camadas de PPECC. Observa-se, ainda, que os *overlays* de concreto apresentaram ruptura frágil, resultado da reflexão da fissura pré-existente no substrato para a camada de recapeamento, mesmo com a presença da camada separadora de asfalto.

7.3 ENSAIOS DE FADIGA

Na figura 7.5 são apresentadas as curvas de fadiga (curvas $\sigma - N$) do concreto, do PVAECC e do PPECC. O padrão de fissuração das vigas compostas com recapeamento de PPECC submetidas a carregamentos de fadiga é mostrado na figura 7.6. É possível observar que as camadas de recapeamento em ECC conseguem desenvolver múltiplas fissuras sob as condições de concentração de tensões impostas pela fissura existente na base. Da mesma maneira que as vigas ensaiadas no capítulo 4, a diminuição do nível de tensão aplicado reduz o número de fissuras desenvolvidas no recapeamento. Desta forma, o modo de fissuração do material impede que as fissuras se propaguem até a superfície superior do recapeamento.

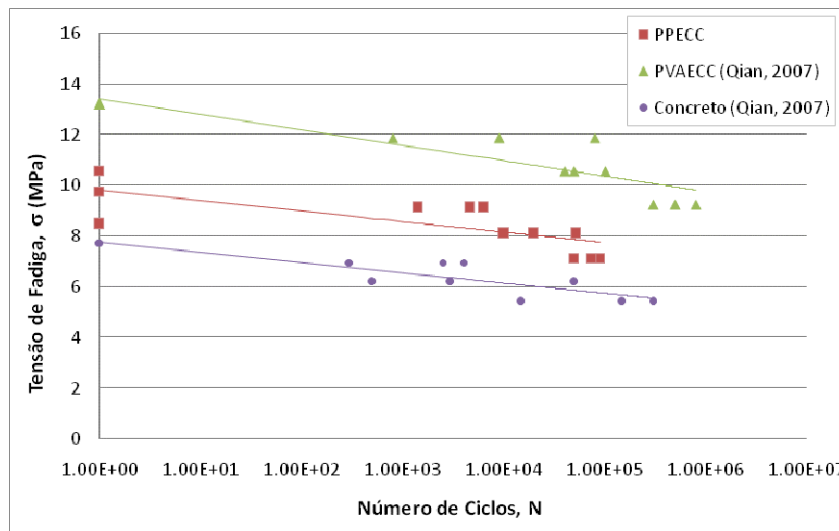


Figura 7.5: Curvas de fadiga das vigas compostas com recapeamentos de concreto, PVAECC e PPECC.

A análise das curvas $\sigma - N$ revela, ainda, que, para um mesmo nível de tensão, o número de ciclos suportado pelos recapeamentos confeccionados com ECC supera, em várias ordens de magnitude, àquele suportado pelos recapeamentos de concreto convencional. Esta constatação reafirma a hipótese, discutida no capítulo anterior, de que a introdução de ECC pode aumentar a vida útil de serviço do pavimento, mesmo que se utilizem espessuras reduzidas para a camada de recapeamento.

Outro ponto a ser observado no comportamento das vigas compostas é a zona de delaminação que se desenvolve entre a base de concreto e o recapeamento de ECC. A inexistência de tratamento superficial ou de uma camada separadora entre as duas camadas permite que ocorra a delaminação ao longo da interface concreto/ECC, fenômeno que possibilita a formação de múltiplas fissuras e, conseqüentemente, influencia na capacidade de deformação da viga.

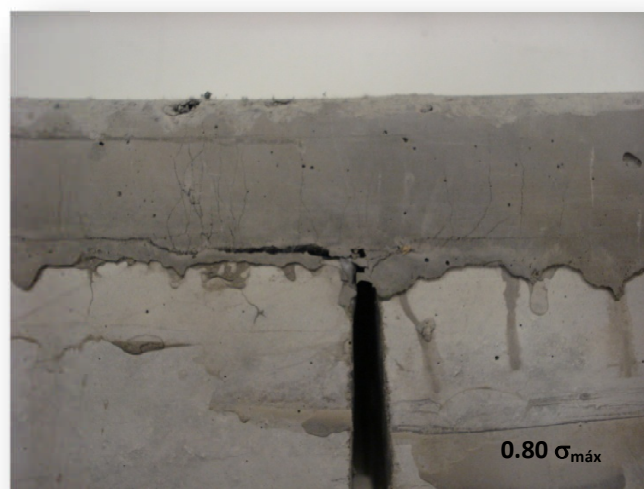
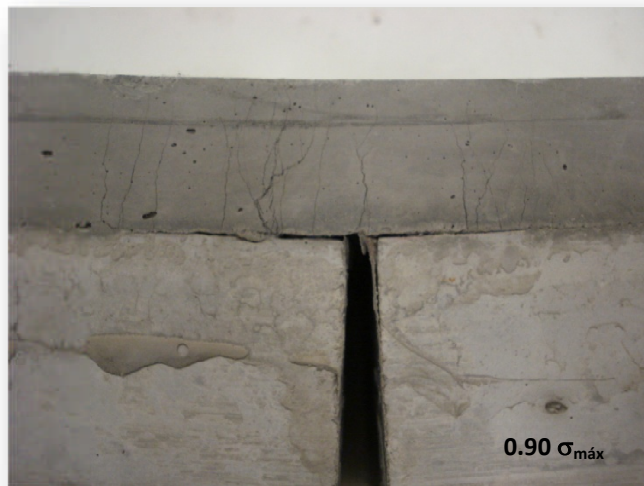
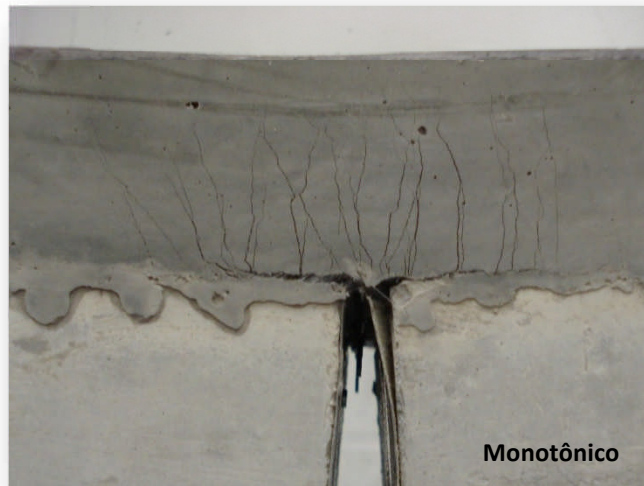


Figura 7.6: Padrão de fissuração das vigas compostas sob tensão de fadiga

Comparando-se os corpos-de-prova recapeados com PPECC, submetidos à flexão, e os submetidos a diferentes níveis de fadiga, mostrados na figura 6.6, pode-se concluir que não existem diferenças aparentes no seu padrão de fissuração. Portanto, mesmo que exista certa deterioração na interface fibra-matriz durante os ciclos de fadiga, como discutido no capítulo anterior, a ação de grampeamento das fibras continua sendo suficientemente eficaz para promover a múltipla fissuração do material.

Cabe salientar que a situação de ensaio empregada neste estudo para avaliar a resistência à fissuração por reflexão da camada de recapeamento é hipotética e bastante rigorosa, visto que considera a fenda vertical utilizada para representar a presença de uma fissura de grande abertura existente na base de concreto faz com que esta não contribua de nenhuma forma no suporte das tensões quando a viga composta é carregada.

Considerando-se uma situação de aplicação real, a camada de *overlay* estaria sobreposta sobre uma camada de pavimento antigo. Esta camada origina, mesmo que marcada pela presença de processos de deterioração acentuados e que acarretariam uma perda de capacidade de carga, ainda assim contribuiria, de alguma forma, no suporte do carregamento, possibilitando que ocorresse a distribuição de tensões para as camadas inferiores do pavimento e para o solo, o que diminuiria a concentração de tensões na região da ponta da trinca, que fica em contato com a camada de recapeamento.

7.4 VALIDAÇÃO DO MODELO DE DETERIORAÇÃO

Uma comparação entre as curvas $\sigma - N$ obtidas para vigas de PPECC (mostradas no capítulo 6) e as obtidas nas vigas compostas recapeadas, executadas com o mesmo material, pode ser vista na figura 7.7. Nas figuras 7.8 e 7.9 estão plotadas as mesmas comparações para *overlays* de PVAECC e concreto, ensaiados por Qian (2007).

A análise das curvas possibilita observar que o desempenho do PPECC quando aplicado como material de recapeamento é superior ao desempenho da viga de ECC. A inclinação das curvas é similar, mostrando que o material se comporta do mesmo modo, tanto na viga simples como na viga composta. Isto permite concluir que a existência da fissura na base de concreto não afeta de forma marcante o desempenho do material à fadiga. Pode-se, portanto, concluir que o modelo de deterioração apresentado no capítulo 6 é válido, estando a favor da segurança, já que a relação $\sigma - N$ das vigas compostas é superior àquela registrada nas vigas de PPECC.

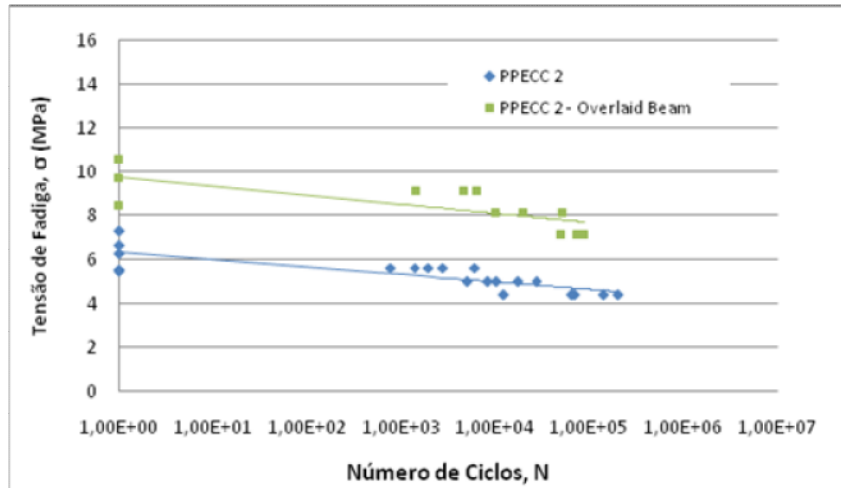


Figura 7.7: Curvas de vida útil à fadiga das vigas simples e compostas com camada de PPECC

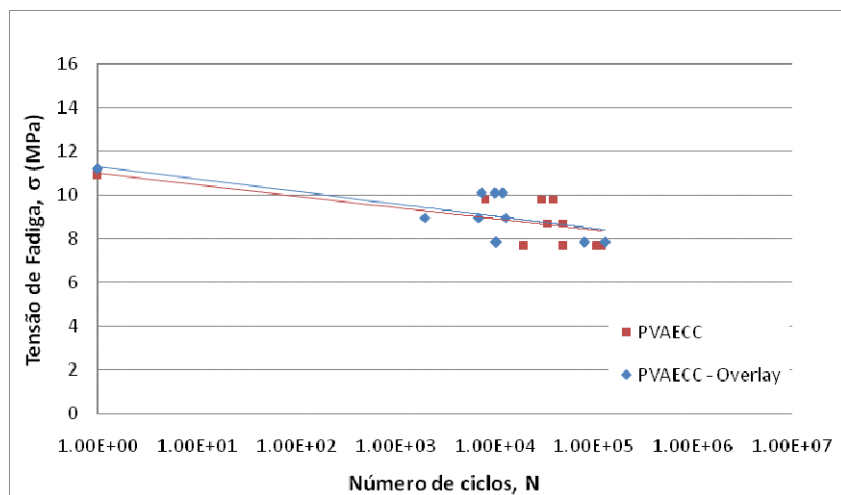


Figura 7.8: Curvas de vida útil à fadiga das vigas simples e compostas com camada de PVAECC (M45)

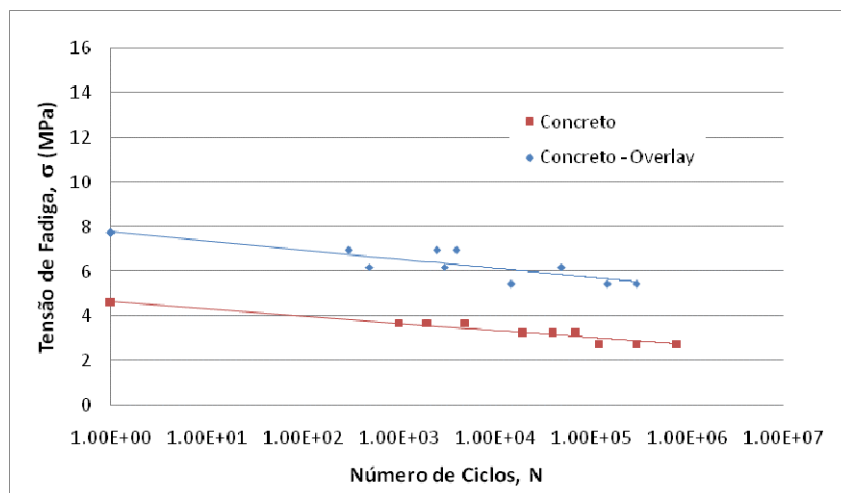


Figura 7.9: Curvas de vida útil à fadiga das vigas simples e compostas com camada de concreto.

Observa-se que o desempenho de *overlays* de PVAECC é similar ao desempenho das vigas do material, comprovando que o material também se comporta de maneira similar em ambos os ensaios.

Já no caso das vigas recapeadas com concreto convencional, observa-se um desempenho superior nas vigas compostas em relação às vigas simples de concreto, provavelmente devido a um efeito positivo decorrente da presença da camada separadora de asfalto entre a base e o recapeamento. Entretanto, a camada de asfalto não é capaz de prevenir a eventual reflexão das fissuras, sendo esta, por fim, a causa da ruptura do recapeamento de concreto.

7.5 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Neste capítulo, o desempenho dos compósitos de PPECC frente ao mecanismo de fissuração por reflexão foi verificado através de experimentos em escala reduzida. Constatou-se que, de maneira geral, quando ECCs são utilizados, apesar da concentração de tensões induzida pela fissura pré-existente na base das vigas compostas, o material consegue responder bem aos carregamentos de flexão. A delaminação da interface e o desenvolvimento de múltiplas fissuras permite que a concentração de tensões induzidas pela fissura existente na camada inferior do corpo-de-prova seja difundida na camada de recapeamento, resultando em uma excelente resistência à fissuração por reflexão e evitando danos na superfície do recapeamento. Os resultados obtidos nesses experimentos indicam claramente que o uso do ECC pode se constituir em uma técnica apropriada, promissora e com menor probabilidade de falha que os atuais métodos utilizados na reabilitação de pavimentos.

Tomadas em conjunto, a comparação de dados efetuada nas três primeiras fases da pesquisa indica que os ECCs em geral, e o PPECC em particular, apresentam desempenho muito superior ao concreto convencional, permitindo a redução da espessura e se constituindo em alternativas tecnicamente muito atraentes para aplicações em sistemas de recapeamento de pavimentos. Entretanto, uma análise de custos é necessária para determinar qual é de fato a melhor opção, visto que o preço por unidade volumétrica dos ECCs e do concreto é bastante diferenciado, como será discutido no capítulo 8.

8 FASE 4: ANÁLISE DO CICLO DE VIDA E CUSTOS DE SISTEMAS DE RECAPEAMENTO

Para otimizar o uso da escassa malha rodoviária existente no país, é primordial que técnicas de recapeamento economicamente viáveis, duráveis e eficientes sejam empregadas para ajudar a recuperar pavimentos deteriorados e manter um nível de serviço adequado. Como demonstrado nos capítulos anteriores, o uso de ECCs se mostra como uma alternativa tecnicamente eficiente para auxiliar nesta tarefa. Porém, dada a corrente preocupação com a sustentabilidade, para que se possa ter uma análise mais completa da questão, na fase final do trabalho, apresentada neste capítulo, se decidiu averiguar a viabilidade, em termos ambientais e econômicos, de implementar sistemas de revestimento produzidos com ECCs, especialmente os reforçados com fibras de polipropileno.

8.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS

Os conceitos de sustentabilidade em geral, e de desenvolvimento sustentável em particular, vêm recebendo cada vez mais atenção nos últimos anos, em sincronia com a intensificação dos debates sobre as causas e conseqüências do aquecimento global e das mudanças climáticas. O atendimento simultâneo das demandas do trinômio segurança, durabilidade e sustentabilidade pode ser visto como o maior desafio colocado nas mãos dos engenheiros civis atuais pela sociedade moderna, dado que a construção civil é uma das indústrias que mais fortemente afeta o meio ambiente. O consumo de recursos naturais, monetários e de energia associado à mesma é muito elevado e vem aumentando consideravelmente com o passar dos anos, devido ao desenvolvimento das nações.

Para exemplificar a questão cabe lembrar que, segundo a *International Energy Agency* (2006), a produção anual de cimento atingiu aproximadamente 2,3 bilhões de toneladas em 2005. Cerca de metade desta vasta produção provêm da China, como pode ser observado na tabela 8.1. Isto resulta num valor de produção per capita da ordem de 660 kg/hab, sendo que a média mundial fica em torno de 250 kg/hab. Para sustentar a produção destas quantidades gigantescas de cimento é necessário dispor de enormes quantias de insumos e energia. O impacto ambiental associado pode ser avaliado quando se verifica que as estimativas indicam que o consumo de energia envolvido na produção global de cimento tenha sido, em 2006, da ordem de 10 a 11EJ, o que corresponde a um

valor entre 2 e 3% do consumo global de energia primária. Já as emissões de CO₂ associadas à produção de cimento atingiram, em 2006, cerca de 1,9 bilhões de toneladas, representando um montante de 8% das emissões totais globais (*International Energy Agency*, 2006).

Tabela 8.1: Produção de cimento no ano de 2005 [fonte: Taylor *et al.*, 2006]

País	Produção	
	[10 ⁶ t/ano]	[%]
China	1064	46,6
Índia	130	5,7
Estados Unidos	99	4,3
Japão	66	2,9
Coréia	50	2,2
Espanha	48	2,1
Rússia	45	2,0
Tailândia	40	1,8
Brasil	39	1,7
Itália	38	1,7
Turquia	38	1,7
Indonésia	37	1,6
México	36	1,6
Alemanha	32	1,4
Irã	32	1,4
Egito	27	1,2
Vietnam	27	1,2
Arábia Saudita	24	1,1
França	20	0,9
Outros	392	17,2
Mundial	2284	100,0

Este cenário tende a se agravar no futuro próximo. De acordo com a publicação *Global Cement to 2020* (Hanrahan, 2006), um crescimento contínuo da produção de cimento é esperado nos próximos anos. A mesma prevê que se atinja uma produção de 3,13 bilhões de toneladas em 2015, avançando para cerca de 3,56 bilhões de toneladas em 2020. Reconhecendo que o concreto é um material fundamental, mas buscando formas de abrandar este impacto, pesquisadores de ponta como o Prof. P.K. Mehta vem defendendo a posição de que o consumo de clínquer deve ser reduzido, pelo incremento do uso de materiais cimentícios secundários (Mehta, 2008). Outras iniciativas importantes para reduzir o impacto envolvem o incremento da vida útil dos materiais, na qual se inclui o presente trabalho. Cabe lembrar que uma parcela significativa do total de cimento produzido é empregada na fabricação ou recuperação do concreto usado em obras de infraestrutura, tais como pontes, barragens, estradas e túneis. Estas aplicações envolvem grandes volumes de material, sendo, portanto, responsáveis por grande parte do impacto ambiental gerado. Isto é especialmente verdadeiro nos países em desenvolvimento, como a China, a Índia e o Brasil, que ainda precisam dotar seus países com uma infraestrutura que comporte suas previsões de crescimento econômico.

Dada a preocupação crescente com esta realidade, medidas voltadas para a redução do impacto ambiental estão sendo consideradas e adotadas em várias atividades relacionadas à construção. Como seria de esperar, isto também está acontecendo na área da pavimentação, onde várias iniciativas buscam investigar e implementar práticas mais sustentáveis e ambientalmente corretas para aspectos relacionados ao projeto, construção ou manutenção deste tipo de elemento. De acordo com a ACPA (2007), o objetivo principal é desenvolver alternativas eficientes, que aliem bom desempenho ambiental ao êxito econômico.

Pavimentos e recapeamentos de concreto, quando bem projetados e executados, podem resultar em importantes ganhos em termos de sustentabilidade, em função da sua vida útil elevada, do reduzido custo ambiental dos materiais associados à sua fabricação, do baixo consumo energético envolvido na sua produção e dos benefícios adicionais que podem ser obtidos durante as atividades de construção, manutenção e conservação/reabilitação que ocorrem ao longo de seu ciclo de vida.

No entanto, como discutido no capítulo 3, a técnica de reabilitação de pavimentos com o emprego de recapeamentos de concreto pode apresentar certas deficiências, que aumentam a probabilidade de falha e acarretam a necessidade de manutenções periódicas de tais estruturas. Isto reduz sua atratividade. Por esta razão, existe uma busca constante de novos materiais e técnicas melhores para a execução dos recapeamentos ou *overlays* de concreto. Como evidenciado pelo programa experimental desenvolvido ao longo do presente trabalho, o emprego de compósitos tipo ECC para este fim se constitui em uma alternativa tecnicamente atraente e eficiente. Entretanto, no cenário atual, o processo de análise da viabilidade de introdução de novos materiais ou técnicas de pavimentação deve necessariamente incluir a avaliação dos impactos ambientais e dos custos associados a cada estágio do ciclo de vida da estrutura executada com estes novos materiais. Para complementar o estudo decidiu-se, portanto, realizar uma análise, sob esta ótica, da mistura de PPECC que se mostrou mais promissora nas fases anteriores.

Para tanto, foi utilizado um modelo integrado de análise do ciclo de vida - ACV ou LCA¹¹ - e de análise do custo ao longo do ciclo de vida - LCCA¹², desenvolvido de forma colaborativa pelo grupo de

¹¹ *Life cycle assessment* (LCA) é uma metodologia utilizada para investigar e avaliar os impactos ambientais causados por um determinado produto, projeto ou serviço originados desde a extração de materiais brutos da natureza até a produção, manufatura, distribuição e disposição final, incluindo as etapas de transportes necessários para a existência de tal objeto de estudo (ISO, 1997).

¹² *Life cycle cost analysis* (LCCA) é uma metodologia utilizada para comparar alternativas de projeto, ao longo de sua vida útil, considerando todos os custos e benefícios, expressos em valor monetário. Os modelos de LCCA podem considerar apenas custos internos, que no caso de pavimentos seriam custos relacionados às agências, como construção e eventos de manutenção, mas também podem considerar custos sociais, como os custos causados aos usuários, devido a atrasos e desvios de rota provocados pela construção e manutenção dos pavimentos, bem como os eventuais custos ambientais associados a tais atividades.

pesquisa do ACE-MRL, coordenado pelo Prof. Victor C. Li, e os especialistas do *Center for Sustainable Systems*, coordenado pelo Prof. Greg Keoleian, ambos pertencentes à Universidade de Michigan.

O modelo tem como objetivo fundamental estabelecer comparações entre diferentes alternativas de recapeamento, considerando as dimensões econômica, social e ambiental. O mesmo já foi utilizado, com êxito, para analisar diferentes alternativas de recapeamento, tais como a aplicação de camadas de concreto sem aderência; de asfalto à quente e de PVAECC. No presente capítulo se tomaram estes dados como referência, buscando estabelecer uma comparação entre os dados pré-existentes e os resultados da aplicação do modelo à mistura mais adequada de PPECC, selecionada com base nos resultados das fases anteriores.

A combinação dos modelos de LCC e LCCA, como proposto por Zhang *et al.* (2006) e descrito em maior detalhe no item a seguir, permite que se faça uma análise considerando diversos aspectos, tais como o consumo de energia ao longo da vida útil de cada um dos tipos de recapeamentos, os impactos ambientais e os custos de todas as atividades relacionadas à execução e manutenção destes sistemas. Acredita-se que, desta forma, se pode estabelecer uma base de comparação mais moderna e adequada para avaliar a competitividade do novo sistema de recapeamento em PPECC em relação aos demais.

8.2 DESCRIÇÃO DA METODOLOGIA DE ANÁLISE EMPREGADA

A seguir se apresenta uma descrição resumida das considerações que subsidiaram a aplicação dos modelos de análise de ciclo de vida (LCC) e de análise de custos de ciclo de vida (LCCA) usados neste trabalho para comparar os sistemas de recapeamento. Informações mais detalhadas sobre a concepção e estrutura dos mesmos podem ser encontradas em Zhang *et al.* (2006).

8.2.1 Definição das Características do Sistema a Analisar

Considerou-se que os sistemas de recapeamento analisados neste estudo seriam construídos sobre um pavimento de concreto estruturalmente armado. Tomando como base as informações fornecidas pelo Michigan Department of Transportation (MDOT), a média anual de tráfego diária (*annual average daily traffic* - AADT) usada como referência para as análises foi de 70.000 veículos/dia, sendo considerado que 8% do tráfego é composto por veículos pesados, tais como caminhões de carga. Foi adotada uma taxa de crescimento de tráfego nula para a construção do cenário. Um trecho padrão de 10 km de extensão, com tráfego em duas direções, foi usado para modelar a aplicação de todos os sistemas de *overlay* considerados – concreto, asfalto à quente, PVAECC e PPECC.

O trecho é composto, em cada direção, por duas pistas de 3,6 m de largura, com acostamento à esquerda de 1,2 m de largura e acostamento à direita de 2,7 m, como indicado na figura 8.1. A espessura do recapeamento adotada dependeu do material empregado. Considerou-se que o recapeamento de concreto teria espessura de 175 mm, sendo usada uma camada separadora de asfalto de 25 mm, para estabelecer uma condição de não aderência entre o pavimento antigo e concreto novo. Admitiu-se que o recapeamento com mistura de asfalto à quente teria espessura total de 195 mm de espessura. Já a espessura dos recapeamentos em ECC variou de acordo com os requisitos derivados das curvas σ - h do material, apresentadas no capítulo 6.

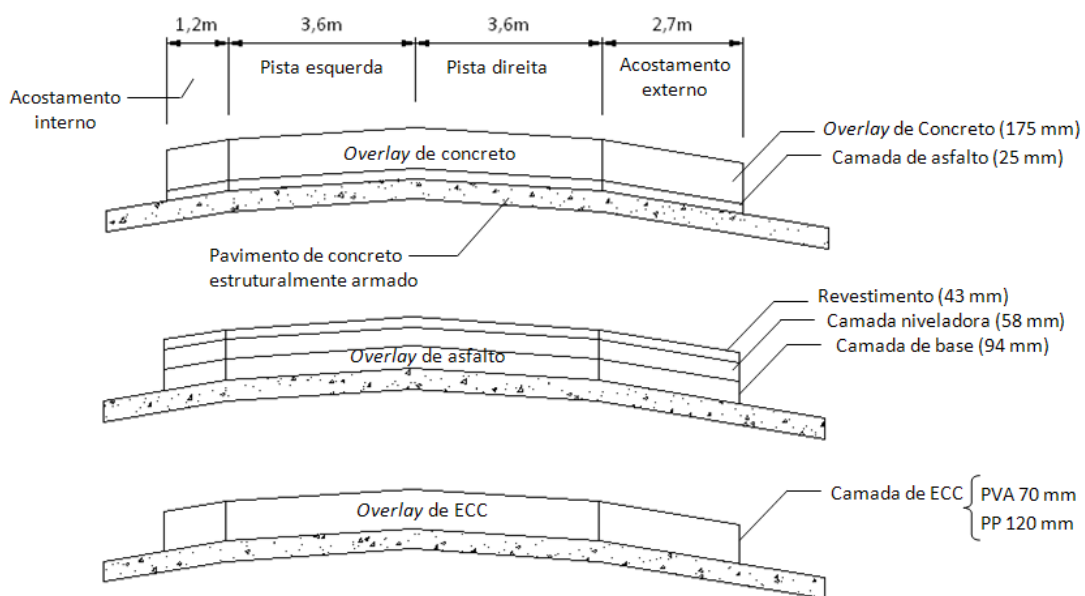


Figura 8.1: Estrutura dos diferentes tipos de *overlay* em uma direção.

8.2.2 Modelo Integrado LCA-LCCA

O modelo de LCA empregado funciona com base na integração dos impactos provenientes de seis diferentes módulos internos, quais sejam: *material production*, onde a aquisição e o processamento dos materiais brutos são considerados; *construction*, que inclui todos os processos de construção, atividades de manutenção e uso de equipamentos relacionados a estas atividades; *distribution*, que contabiliza o transporte de materiais e equipamentos do e para o lugar de construção; *traffic congestion*, que considera os congestionamentos gerados pela construção e atividades de manutenção; *usage*, que considera os efeitos da superfície do *overlay* no movimento veicular e no consumo de combustível durante o fluxo de veículos; e finalmente *end of life*, que considera a

eventual demolição do recapeamento e reprocessamento dos materiais. Cada módulo é descrito em detalhe pelos responsáveis por seu desenvolvimento em Zhang *et al.* (2007).

Conforme explicam Zhang *et al.* (2008), o modelo de LCA também faz uso de resultados provenientes de quatro módulos externos, desenvolvidos anteriormente por outros pesquisadores: um módulo de análise do impacto ambiental associado ao uso de diferentes materiais – *SimaPro 7.0*, desenvolvido pela *Pré Consultants*; um módulo de consideração das emissões derivadas dos veículos que trafegam pela estrada – *MOBILE 6.2*, desenvolvido pela *U.S. Environmental Protection Agency (EPA)*, que permite a entrada de dados referentes às variações de temperatura ao longo do ano, pressão de vapor Reid¹³, idade da frota de veículos e média das distâncias percorridas pelos veículos; um módulo de análise dos impactos associados ao uso de equipamentos nas fases de construção e manutenção, *NONROAD*, também desenvolvido pela *U.S. Environmental Protection Agency (EPA)*; e um módulo de fluxo de tráfego, desenvolvido pela Universidade de Kentucky.

O modelo de LCCA incorpora os resultados do modelo de LCA e os utiliza para efetuar um cálculo dos custos globais ao longo da vida útil para o trecho em análise. O mesmo considera os denominados *custos internos* e *custos sociais* de todas as atividades relacionadas à execução do recapeamento.

Os custos internos considerados no modelo, também chamados por outros pesquisadores de custos diretos (Silva Filho, 1999), são os incorridos durante as etapas de construção e manutenção, incluindo custos com aquisição de materiais e aluguel de equipamentos, além dos custos de operação e mão-de-obra. O modelo dos custos empregado no software foi gerado com base em informações obtidas junto a empreiteiros que prestam serviços ao MDOT.

Já os custos sociais considerados no modelo incluem os custos indiretos relacionados aos usuários e ao meio ambiente. O custo do usuário é considerado como sendo equivalente ao diferencial de custo existente quando se trafega em zonas com restrições devido à manutenção ou deterioração, em relação a zonas com tráfego normal. O mesmo busca internalizar uma série de custos indiretos associados ao aumento dos riscos e à existência de congestionamentos e desvios de trajeto, incluindo incrementos no consumo de combustível e no risco de acidentes. A consideração destes custos é vital para que se possam tomar decisões adequadas acerca de alternativas de construção e

¹³ Pressão de vapor Reid (RVP) é usualmente empregada para medição da volatilidade da gasolina. É definida como a pressão do vapor absoluta exercida por um líquido a 100 °F (37,8 °C), conforme determinado pela norma ASTM D323 – 08: Standard Test Method for Vapor Pressure of Petroleum Products (Reid Method).

manutenção, uma vez que frequentemente os mesmos superam em muito os custos internos (Silva Filho, 1999; Zhang *et al.*, 2008). Segundo uma estimativa da FHWA - *Federal Highway Administration*, o custo de uma hora perdida em congestionamentos é de US \$ 11,58 por veículo de passeio, subindo para US \$ 23,31 por hora para caminhões de carga pesada (Walls and Smith, 1998).

Os custos ambientais são obtidos pela internalização dos custos associados aos impactos gerados ao longo de toda a vida útil do pavimento. Estes custos são relacionados a diferentes aspectos que afetam a saúde humana, provocam poluição do ar, contaminação do solo ou agravam o efeito estufa. A lista dos impactos mais importantes, considerada pela *U.S. Environmental Protection Agency* (EPA) e adotada na maioria dos cálculos dos impactos ambientais inclui os seguintes itens, segundo Oliveira (2007):

- *Aquecimento Global*: diz respeito ao lançamento, para a atmosfera, de gases que contribuem para o efeito estufa. Para o cálculo do impacto são necessárias as quantificações, em gramas, de emissões de dióxido de carbono (CO₂), clorofluorcarbono CFC 12 (CCl₂F₂), clorofórmio (CHCl₃), metano (CH₄), metil-bromo (CH₃Br), metil-cloro (CH₃Cl), halon 1301 (CF₃Br), tetrafluorcarbono (CF₄), cloro-metileno (CH₂Cl₂), HCFC 22 (CHF₂Cl), Óxido de nitrogênio (N₂O), entre outros.
- *Potencial de Acidificação*: Este impacto diz respeito ao lançamento para a atmosfera de gases que atingem os ecossistemas, através de sua dissolução da água da chuva, ou ao se depositarem em corpos d'água. São necessárias as quantificações de emissões de amônia (NH₃), ácido clorídrico (HCl), cianeto de hidrogênio (HCN), fluoreto de hidrogênio (HF), sulfeto de hidrogênio (H₂S), óxidos de nitrogênio (NO_x), óxidos de enxofre (SO_x) e ácido sulfúrico (H₂SO₄).
- *Potencial de Eutroficação*: Lançamento para água e solo de nutrientes minerais em quantidades que causem o crescimento desequilibrado de algumas espécies. São necessárias as quantificações de lançamentos para a água e/ou solo de amônia (NH₃), óxidos de nitrogênio (NO_x), óxido nitroso (N₂O), compostos de fósforo e nitrogênio, DBO₅, DQO, íons nitrato e nitrito (NO₃⁻ e NO₂⁻), entre outros.
- *Depleção de Combustíveis Fósseis*: É quantificado a partir do consumo de carvão, gás natural e óleo, e diz respeito apenas aos impactos gerados no uso do combustível, não incluindo os impactos associados à extração e produção do recurso fóssil.

- *Contaminação do Ar Interno (indoor)*: Tomada a partir das emissões de componentes orgânicos voláteis (VOCs – volatile organic compounds) do produto na fase de uso nas edificações.
- *Alteração de Habitats Naturais*: Este impacto refere-se à ocupação de solo pela atividade e conseqüentemente, perda da biodiversidade. Para o cálculo, são consideradas aproximações de densidades de espécies que se desenvolveriam no local de instalação da atividade (quantidade de espécies por m²).
- *Depleção de Recursos Hídricos*: Este impacto diz respeito ao consumo de água potável. A avaliação é feita a partir do consumo de recurso hídrico.
- *Poluição Atmosférica*: Se refere ao aumento da quantidade de partículas sólidas e líquidas encontradas no ar, devido às atividades humanas tais como combustão, uso de veículos automotores, geração de energia, etc.. Para o cálculo são necessárias as quantificações de lançamentos ao ar de óxidos de nitrogênio (NO_x), material particulado (MP) e óxidos de enxofre (SO_x).
- *Saúde Humana*: Substâncias que causam danos à saúde humana, desde efeitos moderados até efeitos letais. Considerando mais de 200 substâncias que estão divididas em cancerígenas e não-cancerígenas. Algumas destas substâncias são: dioxinas, arsênio (As), di-etanol aminas (C₄H₁₁O₂N), mercúrio (Hg), tetracloro carbono (CCl₄), hexacloroetano (C₂Cl₆), fenol (C₆H₅OH), cádmio (Cd), chumbo (Pb), entre outros.
- *Formação de Névoa Fotoquímica*: Sob certas condições climáticas, algumas substâncias emitidas pelas atividades industriais e de transporte, em presença de radiação solar, sofrem reações químicas, produzindo névoa fotoquímica. O número de substâncias consideradas, e que podem gerar este impacto, é superior a 100. Para a determinação deste impacto são necessárias as quantificações de: furano (C₄H₄O), propileno (CH₃CH₂CH₃), formaldeído (CH₂O), acetaldeído (CH₃CHO), aldeídos, óxidos de nitrogênio NO_x, entre outros.
- *Depleção da Camada de Ozônio*: Algumas substâncias atacam a camada de ozônio, provocando sua redução. Como conseqüência, há riscos à saúde humana, fauna e flora. Para a quantificação deste impacto são necessárias as quantificações de: tetracloro carbono (CCl₄),

Para cada um destes impactos existem modelos que buscam associar um custo monetário ao impacto. Estes seguem continuamente sendo discutidos e aperfeiçoados. Apesar de poderem apresentar imperfeições, visto ao grande número de variáveis que envolvem, fornecem uma importante base de comparação para análise de alternativas de materiais e métodos. Como exemplo

deste tipo de prática, a tabela 8.2 apresenta estimativas do custo marginal de alguns dos poluentes que apresentam impacto direto na saúde humana, segundo a *U.S. Environmental Protection Agency* (EPA). Alguns destes poluentes têm um efeito mais restrito a uma determinada região geográfica, e as conseqüências associadas à sua presença são agravados quando a concentração de poluentes no ambiente já é elevada, a densidade de população é maior e a capacidade de absorção ou dispersão do meio é restrita. Por isto alguns valores variam em função do tipo de ambiente. Já os gases que contribuem para o efeito estufa, por apresentarem conseqüências globais, são apresentados em termos de custos globais.

Tabela 8.2: Estimativa de custos associada à liberação de poluentes na atmosfera [fonte: Kendall, 2007]

Poluentes	Custo Médio (US\$/ton)			
	Urbana	Periférica	Rural	Global
SO _x	\$ 6732	\$ 3013	\$ 877	
NO _x	\$ 171	\$ 71	\$ 21	
CO	\$ 186	\$ 96	\$ 23	
PM _{2.5} ¹	\$ 2	\$ 1	\$ 0	
Pb	\$ 4333	\$ 2256	\$ 526	
VOC ²	\$ 2147	\$ 2147	\$ 2147	
CO ₂				\$ 23
CH ₄				\$ 7792
N ₂ O				\$ 421

¹ O termo material particulado, ou particulate matter, se refere a vários tipos de partículas muito finas que ficam suspensas no ar e que são pequenas o bastante para serem inaladas até as camadas mais profundas dos pulmões. PM_{2.5} se refere às partículas com dimensões inferiores a 2,5 µm de diâmetro.

² *Volatile organic compounds* são compostos químicos orgânicos que possuem elevada pressão de vapor e que, sob condições normais de temperatura e pressão, tem a capacidade de se vaporizar e entrar na atmosfera. Os mesmos podem ser cancerígenos e contribuem no aquecimento global, principalmente pelo fato de prolongarem a vida do metano (CH₄) na atmosfera.

8.2.3 Modelo de Deterioração dos Sistemas de Overlay

O modelo de deterioração utilizado para subsidiar a avaliação integrada de LCA-LCCA foi desenvolvido com base nos históricos de construção e manutenção de elementos de recapeamento, à base de concreto e de misturas de asfalto a quente, disponibilizados pelo *Michigan Department of Transportation* (MDOT). No caso dos recapeamentos com ECC, foram utilizados os dados e a estratégia de manutenção propostos por Qian (2007).

Todos os modelos de deterioração e previsão de vida útil de serviço dos sistemas de recapeamento utilizados nesta tese são baseados no uso do parâmetro denominado *Distress Index* (DI). Este índice é empregado para definir a condição dos pavimentos (MDOT, 2005), sendo que um valor nulo

representa um pavimento em perfeitas condições de conservação e rodagem, enquanto um valor de 50 é estabelecido como o valor limite aceitável, indicando a necessidade de construção de um novo recapeamento.

A relação padrão entre a evolução do DI e a idade dos pavimentos, para cada um dos materiais estudados, é apresentada na figura 8.2, considerando um horizonte de análise de 40 anos. Observa-se que todos iniciam com um DI igual a zero, indicando a condição perfeita após a construção do sistema de recapeamento. Os pontos onde ocorrem reduções do DI equivalem a intervenções realizadas para manter o recapeamento em boas condições. A figura 8.3 mapeia as intervenções esperadas ao longo do ciclo de vida, para cada um dos três materiais (concreto, mistura de asfalto a quente e ECC).

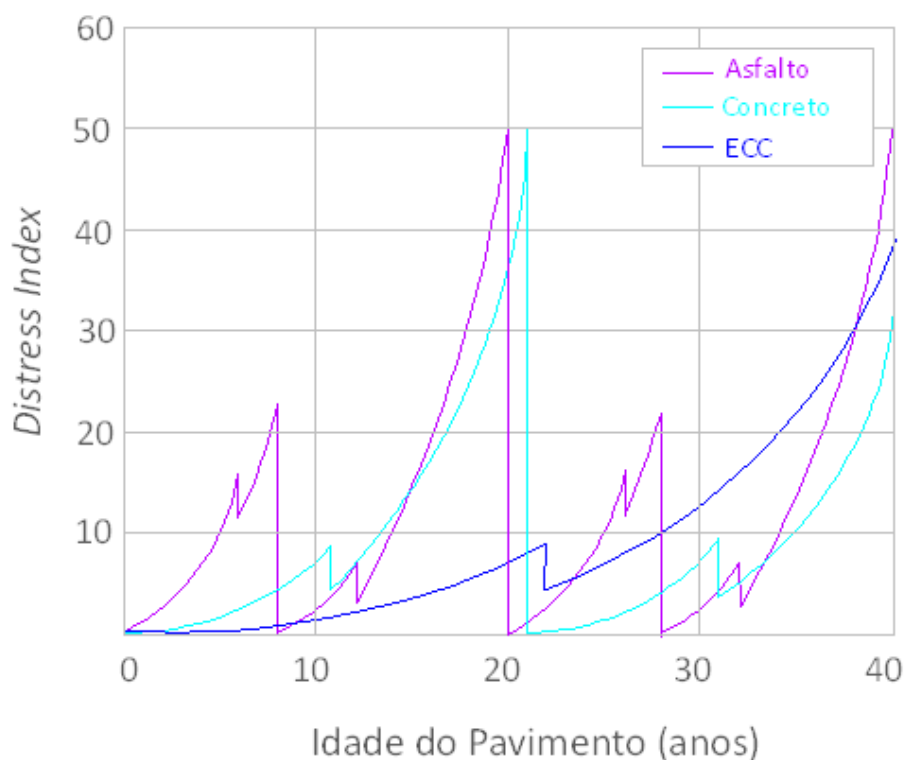


Figura 8.2: Evolução do *Distress Index* com a passagem do tempo e degradação do recapeamento (Fonte: Qian, 2007)

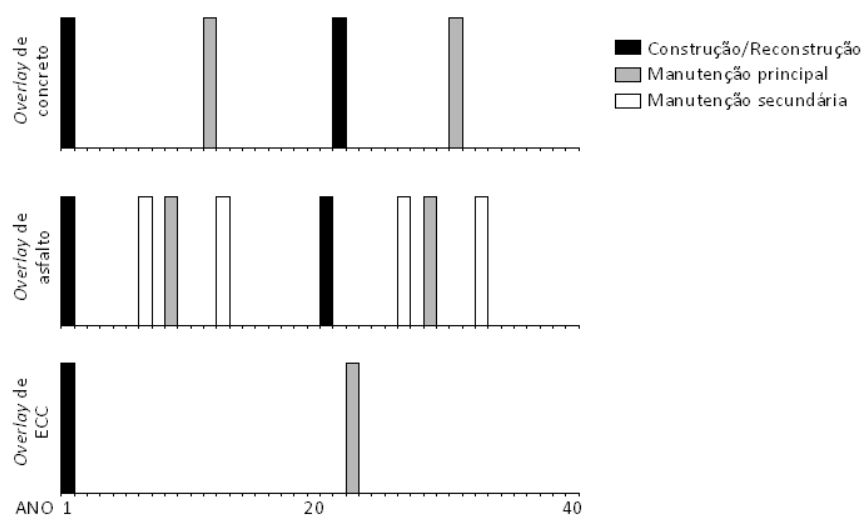


Figura 8.3: Esquema de construção e manutenção dos diferentes sistemas de recapeamento.

Verifica-se que, no caso de recapeamentos de concreto, ao longo do período de 40 anos se espera que seja efetuada uma reconstrução no 21º ano, sendo também previstos eventos importantes de manutenção após o 11º e 30º ano. As atividades de manutenção consideradas prevêem a substituição de 30% do material de preenchimento de juntas, a recomposição de 15% das juntas, além da selagem de fissuras nas placas do pavimento.

No caso de recapeamentos de asfalto misturado a quente, a reconstrução acontece após o 20º ano, com grandes intervenções de manutenção previstas para o 8º e 28º ano, que incluem a selagem de fissuras, a execução de remendos superficiais e profundos, além de atividades de fresagem e recapeamento superficial, e a realização de manutenções secundárias no 6º, 12º, 26º e 32º ano, que consistem basicamente na selagem de fissuras.

A estratégia estabelecida para manutenção dos recapeamentos de ECC, apresentada por Qian (2007), se baseia em estudos preliminares envolvendo este tipo de material. No período de 40 anos está previsto somente um evento de manutenção no 22º ano. O escopo desta atividade de manutenção é equivalente à considerada no caso dos pavimentos de concreto. Esta análise indica claramente que os sistemas com ECC podem resultar em uma considerável economia de recursos de manutenção, com redução dos custos diretos e indiretos associados.

8.2.4 Custos

Usualmente, nas análises de custos simplistas, os materiais são comparados simplesmente em termos de valor monetário por unidade de volume (como por exemplo, US\$/m³) envolvido na sua

produção e aplicação. Este tipo de comparação pode levar à rejeição de novos materiais, cujo custo inicial de produção seja mais elevado, como é o caso de ECC. Porém, a noção de que o emprego de um material que tem custo inicial mais elevado resulta em desvantagem econômica muitas vezes se mostra falsa, pois os custos de manutenção ao longo da vida útil devem ser internalizados para que se tenha uma avaliação realista dos custos globais associados a cada solução alternativa.

No caso dos compósitos de alto desempenho, como mostrado no Capítulo 5, a integração entre os resultados numéricos e experimentais sugere que é possível obter reduções na espessura dos recapeamentos quando um PPECC é utilizado, o que representa uma importante redução no volume de material empregado. Além disso, quando um ECC é utilizado, a vida útil de serviço é estendida consideravelmente, afetando, conseqüentemente, o custo ao longo do ciclo de vida e os fatores de sustentabilidade associados ao material, tais como consumo de energia, emprego de materiais e emissões de gases poluentes.

A tabela 8.3 apresenta o custo estimado de diferentes versões de ECC, em fração volumétrica. Verifica-se que as fibras representam uma importante parcela do custo total do material. Por isto, a técnica proposta pelo grupo de Li para a geração dos ECCs, que usa teores de no máximo 2% de fibras, é fundamental (Li, 2003).

Tabela 8.3: Custo por unidade volumétrica das diferentes versões de PVAECC e PPECC (US \$/m³).

Componentes	PVAECC (M45)		PPECC	
	Dosagem (kg/m ³)	Custo (\$/m ³)	Dosagem (kg/m ³)	Custo (\$/m ³)
Cimento	581	64.04	412	45.42
Areia Silicosa	465	76.89	0	0.00
Cinza Volante	697	16.90	1154	27.99
Água	321	0.47	362	0.53
Super Platificante	7	28.70	6,6	27.06
Fibra	26	156.00	18	54.37
Custo Total (US \$/m³)		343.00		155.37

A análise da importância do custo das fibras justifica, ainda, o interesse no desenvolvimento de ECCs com fibras de polipropileno, de menor custo. As fibras de PVA usadas na fabricação de ECCs são comercializadas a cerca de US\$ 6,60/kg, enquanto as fibras de PP podem ser obtidas a US\$ 3,00. Desta forma, o custo inicial de produção de um PPECC cai para metade do custo de um PVAECC e fica somente 30% superior ao custo médio de um concreto recomendado para aplicações em pavimentos pelo *Michigan Department of Transportation*, que seria de aproximadamente US\$ 118/m³.

8.3 DISCUSSÃO DOS RESULTADOS OBTIDOS NAS ANÁLISES DE LCC E LCCA

A seguir se discutem os resultados mais interessantes obtidos a partir da aplicação dos modelos de LCA e LCCA para análise dos recapeamentos de PPECC e outros materiais.

8.3.1 Resultados da Análise de Ciclo de Vida (Life Cycle Assessment)

Os resultados da análise de ciclo de vida são expressos em termos de impactos ambientais gerados, para um horizonte de 40 anos, para cada tipo de recapeamento, sendo os dados derivados dos seis diferentes módulos constituintes do programa utilizado para efetuar a análise. Por simplicidade, são apresentados, a seguir, somente os resultados relativos aos indicadores *consumo de energia* e *emissões de gás carbônico*, visto que estes se mostraram os mais relevantes.

A análise efetuada indicou que o consumo de energia primária para a construção de 10 km de recapeamento corresponde a $6,96 \times 10^5$ GJ, $5,20 \times 10^5$ GJ, $5,29 \times 10^5$ GJ e $1,58 \times 10^6$ GJ, respectivamente, para recapeamentos de concreto, PVAECC, PPECC e mistura de asfalto a quente. Ou seja, o consumo de energia é menor para os ECCs e maior para o recapeamento com asfalto, como indicado na figura 8.4, que mostra o consumo de energia nas diversas fases que constituem o ciclo de vida do material.

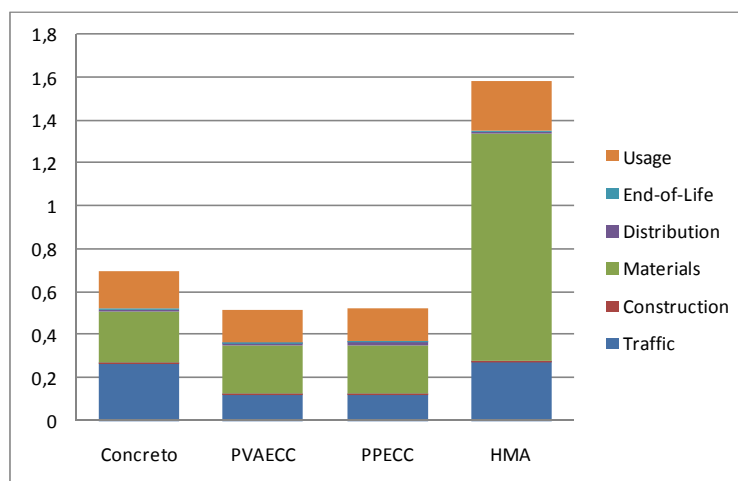


Figura 8.4: Consumo de energia por fase do ciclo de vida (unidade: 10^6 GJ)

Examinando a figura verifica-se que os maiores consumos de energia acontecem na fase de produção e obtenção dos materiais, vindo a seguir os gastos derivados de problemas de congestionamento de tráfego. Uma parcela importante de energia também se encontra associada à condição estrutural do pavimento, mais especificamente à sua aspereza, que dificulta o tráfego de veículos e aumento os custos ao longo da sua vida útil. Segundo Zhang *et al.* (2008), quando a aspereza não é considerada, o consumo final de energia decai em 23%, 14% e 36% nos casos de recapeamentos de concreto, asfalto a quente e PVAECC, respectivamente.

Devido às propriedades dos ECC, que permitem assumir uma vida útil de serviço superior à de recapeamentos de concreto e de asfalto a quente, pode-se obter uma redução no consumo de energia final de cerca de 25%, em comparação a overlays de concreto, ou de 65%, em relação a overlays de asfalto quente. O elevado consumo de energia primária associado à produção dos recapeamentos à base de mistura de asfalto a quente é resultante (a) do processo de aquecimento necessário para diminuir a viscosidade da mistura de asfalto antes da aplicação, e (b) da secagem do agregado que é realizada antes da sua incorporação à mistura. Segundo Zhang *et al.* (2008), esses processos são responsáveis por 30% do consumo de energia total nos recapeamentos de mistura de asfalto à quente. Atualmente, a utilização de misturas mornas, produzidas em temperaturas intermediárias, tem sido investigada como uma alternativa para a redução tanto do consumo energético, como da emissão de poluentes envolvidos nas técnicas de pavimentação asfáltica (Rohde *et al.*, 2008).

Analisando as duas versões de ECC, pode-se observar uma pequena diferença de resultados no consumo de energia, proveniente da maior volume de material necessário quando PPECC é utilizado, já que este material requer uma maior espessura de recapeamento para obter o mesmo desempenho que um overlay de PVAECC proporcionaria, conforme demonstrado na integração dos resultados experimentais e numéricos, apresentada no capítulo 5.

Em termos de emissões de gases nocivos à camada de ozônio, o programa desenvolvido por Zhang *et al.* (2008) considera a liberação de CO₂, metano e óxido nítrico – NO₂. O impacto é caracterizado em termos de toneladas equivalentes de CO₂. A conversão é efetuada pela multiplicação da massa de cada gás pelo seu potencial de aquecimento global (Global Warming Potential - GWP). Assume-se que o GWP vale 1 para CO₂, 23 para o metano e 296 para NO₂. A figura 8.5 mostra os resultados, em termos de emissões de gases com impacto no aquecimento global, para cada sistema.

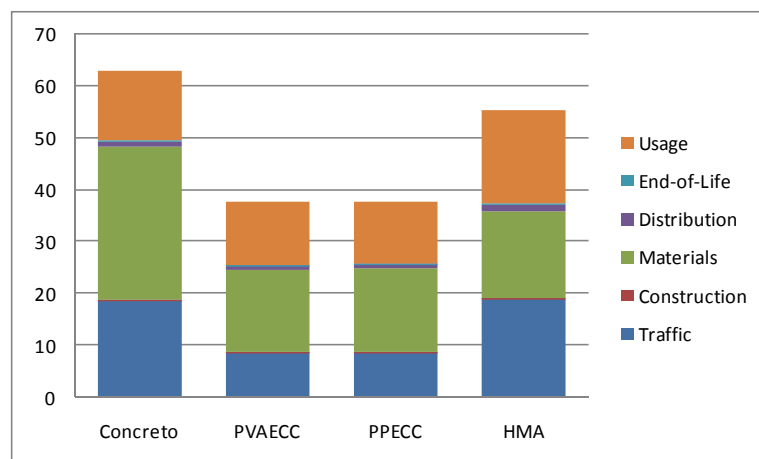


Figura 8.5: Emissões de gases nocivos a camada de ozônio por fase do ciclo de vida (unidade: 10^3 Mt)

Verifica-se, analisando a figura, que as emissões de CO_2 dominam a contribuição ao aquecimento global. No caso dos recapeamentos de concreto, elas representam 98,7% das emissões nocivas liberadas ao longo da vida útil. No caso dos ECCs e das misturas de asfalto a quente a mesma alcança 98,8% e 95,3%, respectivamente. De modo geral, nota-se que o uso de sistemas de recapeamento com ECC reduz as emissões de gases em mais de 30%, em comparação a recapeamentos de concreto e asfalto a quente. Comparando-se os dois sistemas de ECC, diferenças significativas não são percebidas, mas o emprego de PPECC resulta em emissões levemente superiores, decorrentes do maior volume de material empregado para executar a camada de recapeamento.

8.3.2 Life Cycle Cost Analysis

A figura 8.6 mostra os resultados da análise de custos ao longo do ciclo de vida efetuada para os quatro sistemas de recapeamento. Verifica-se que o uso dos sistemas de recapeamento com ECC resulta em vantagem econômica em comparação com os outros dois sistemas, pois apesar do custo inicial mais elevado, a menor frequência de atividades manutenção resulta em uma redução dos custos globais.

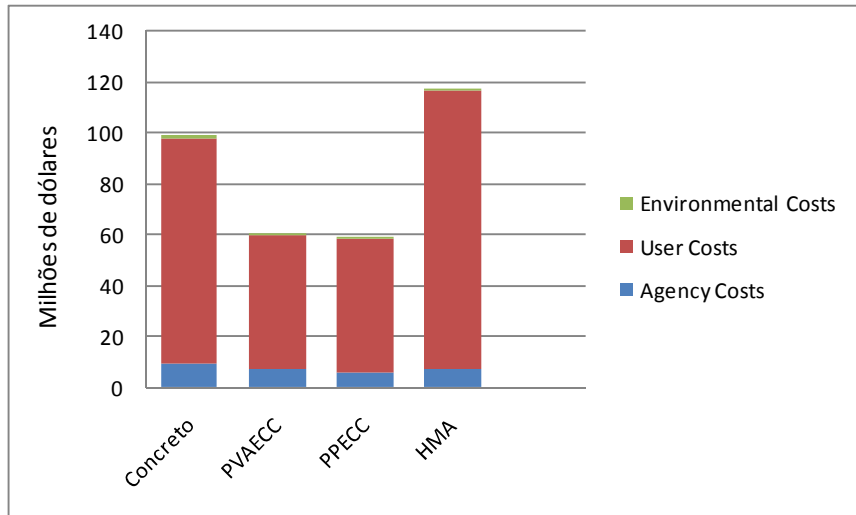


Figura 8.6: Custo do ciclo de vida dos diferentes sistemas de overlays.

Constata-se, ainda, que o custo dos usuários representa a parcela dominante do custo total. Isto decorre, em parte, da escolha de parâmetros de tráfego efetuada para este estudo de LCA-LCCA. Foi escolhida como base de estudo uma rodovia de alto volume de tráfego, na qual os atrasos decorrentes de congestionamentos são consideráveis e afetam fortemente os usuários. Quando se assume que o volume de tráfego é menor, o impacto dos custos dos usuários no custo total do ciclo de vida tende a decrescer, aumentando o impacto dos custos internos. Já os custos ambientais são relativamente pequenos, em comparação com os custos internos e dos usuários, devido à redundância dos sistemas de tráfego nos EUA. Provavelmente, adaptando a análise ao Brasil, se teriam custos de usuário e ambientais ainda maiores, por causa da malha rodoviária esparsa e sobrecarregada.

Para destacar as diferenças, em termos de investimento direto sob forma de verbas de manutenção, associadas à seleção do tipo de recapeamento a utilizar, na figura 8.7 estão plotados os custos internos dos quatro diferentes sistemas analisados, sem a influência dos custos dos usuários. Primeiramente, é possível observar que o emprego de ECC gera custos internos inferiores aos registrados quando se usam as opções de recapeamento com concreto e mistura de asfalto à quente. Cabe registrar que o recapeamento com PPECC apresenta-se como a opção mais econômica. Quando comparada com os recapeamentos de PVAECC, concreto e mistura de asfalto à quente, a mesma representa uma redução nos custos internos de 31%, 73% e 178%, respectivamente. Comparando-se somente os sistemas de PVAECC ou PPECC, é possível perceber que, mesmo apresentando um desempenho estrutural inferior quando comparado às diferentes versões de PVAECC, o que requer que seja utilizada uma maior espessura de recapeamento, os compósitos de PPECC desenvolvidos nesta tese propiciam uma diminuição dos custos internos ao longo da vida útil do recapeamento.

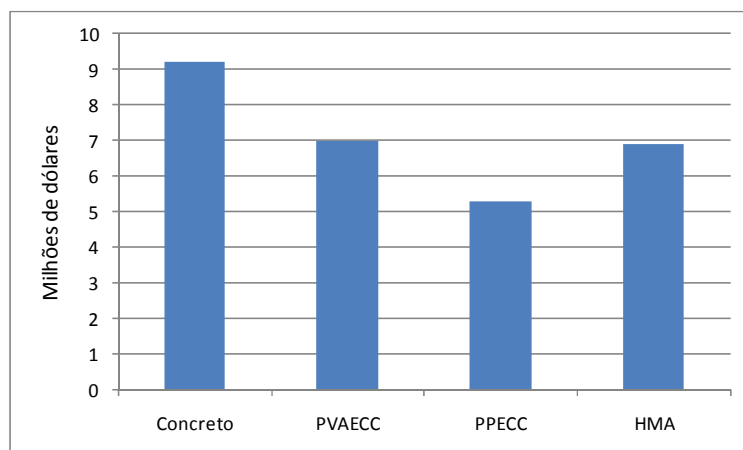


Figura 8.7: Custos internos ao longo do ciclo de vida dos diferentes sistemas de revestimento.

8.4 CONSIDERAÇÕES FINAIS

As análises apresentadas neste capítulo indicam que, sob o ponto de vista econômico e ambiental, o uso de revestimentos à base de ECC é vantajoso em relação ao uso de revestimentos tradicionais com concreto e asfalto a quente. Em grande parte, esta vantagem é decorrente do fato de que é possível utilizar espessuras de revestimento menores, devido à grande capacidade de deformação e boa durabilidade destes compósitos.

Além disto, a boa durabilidade permite estender a vida útil à fadiga do material e reduzir o número de intervenções para reparo e recuperação. A redução do número e complexidade das operações de intervenção é muito importante, pois faz com que as diferenças nos custos diretos que devem ser arcados pelas autoridades e agências responsáveis pela conservação de pavimentos sejam bastante acentuadas, fato importante quando se tem orçamentos limitados para manutenção de obras. Paralelamente, a redução no número de intervenções tem um forte impacto sobre os custos aos usuários, pois reduz as interrupções e restrições de uso necessárias durante as operações de construção e manutenção. Além disto, tem um impacto benéfico na sustentabilidade, pois menos interrupções de fluxo resultam em redução da energia primária total e da emissão de gases associados ao aquecimento global.

Desta forma, respeitado um plano de manutenção adequado, pode-se esperar uma considerável redução nos custos totais ao longo do ciclo de vida com a adoção de sistemas de revestimento em ECC.

Ou seja, apesar do maior custo inicial e do maior consumo energético por unidade volumétrica dos ECC, estes se comportam de maneira mais econômica e sustentável que as atuais técnicas de reabilitação de pavimentos analisadas neste estudo.

Quando são comparados apenas os resultados obtidos com os recapeamentos em ECC, observa-se que o emprego de fibras de PP para reforço dos compósitos, apesar de não gerar diferenças significativas nos critérios de sustentabilidade, acarreta custos bastante diferenciados às agências de transporte, o que justifica a realização do presente trabalho.

9 CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

Neste capítulo são apresentadas as principais conclusões sobre a investigação experimental realizada nesta tese, relativa à avaliação da possibilidade de utilização de fibras de polipropileno de alta tenacidade produzidas no Brasil para geração de um ECC (*engineered cementitious composites*) viável técnica e economicamente para emprego como material de recapeamento de pavimentos. No mesmo são destacados os principais resultados alcançados e listadas as conclusões que podem ser extraídas, além de apresentadas algumas sugestões para trabalhos futuros.

9.1 CONSIDERAÇÕES GERAIS

A análise dos dados experimentais coletados no desenvolvimento desta tese permitiu elaborar uma série de constatações, que foram apresentadas ao longo do trabalho. Cabe destacar, todavia, neste capítulo de encerramento, as seguintes observações acerca do programa experimental:

- Ficou evidenciado que a seleção dos materiais mais adequados é um passo fundamental para garantir que se obtenha um compósito com comportamento apropriado que possa levar ao enquadramento como ECC. As mudanças no comportamento mecânico dos compósitos derivadas das variações de dosagem executadas na 1ª fase do trabalho evidenciam que os compósitos são bastante suscetíveis à natureza dos materiais e à forma de interação entre a fibra e a matriz. Cuidados especiais devem ser tomados na dosagem e combinação de materiais, pois algumas composições podem provocar a deterioração da capacidade de reforço das fibras;
- A análise integrada dos resultados numéricos e experimentais indica que o uso de ECCs pode acarretar um aumento considerável da vida útil de serviço dos recapeamentos, que pode ser duplicada, ao mesmo tempo em que proporciona grandes reduções de espessura das camadas de recapeamento;
- Os resultados indicam que a concentração de tensões que se desenvolve nas zonas deterioradas do pavimento existente pode ser aliviada, no recapeamento, através de um

processo combinado de delaminação e microfissuração da camada de ECC. Por causa deste efeito, os ECCs apresentam uma tendência à reflexão de fissuras muito pequena, superando um dos maiores limitantes relacionados à durabilidade de recapeamentos de concreto tradicionais. Isto se constitui numa vantagem considerável que tem forte influência no desempenho global do recapeamento com ECC;

- As análises de ciclo de vida efetuadas sugerem que os recapeamentos com ECC apresentam vantagens ambientais importantes, com redução no consumo de energia primária e nas emissões de gases poluentes na atmosfera, quando comparados aos sistemas de recapeamento tradicionais de concreto e que utilizam misturas de asfalto a quente;
- A análise de custos sugere que o ECC reforçado com fibras de polipropileno se constitui na alternativa mais econômica entre os sistemas de recapeamentos estudados, inclusive os de PVAECC. Apesar do maior investimento inicial necessário para a produção do material, uma vez que o ECC tem custo por unidade volumétrica superior aos dos demais materiais estudados, o material se comporta de maneira mais econômica e sustentável que os demais quando se emprega uma visão holística dos custos;
- A partir das matérias-primas disponíveis para desenvolvimento dos compósitos, das necessidades para o tipo de aplicação em estudo, e dos conceitos de micromecânica, algumas dosagens foram escolhidas para investigação de seu comportamento à tração, compressão, flexão e fadiga. Essas propriedades levaram obtenção da relação tensões máximas - espessuras das camadas. Estas relações são a base de dimensionamento das camadas de recapeamento;
- Verificou-se que os modelos de deterioração e vida útil, além serem importantes ferramentas para o dimensionamento de camadas de recapeamento, servem como base para as análises de ciclo de vida e custo do ciclo de vida.

9.2 CONCLUSÕES

Considerando os dados experimentais e as constatações descritas acima, pode-se chegar às seguintes conclusões com base nos resultados da presente tese:

- É viável a produção de compósitos do tipo ECC com fibras de polipropileno fabricadas e disponíveis no Brasil;
- As misturas com cinza volante e cimento tipo I se mostraram como mais adequadas dentre as estudadas para produção de um ECC com o comportamento desejado;

- Os dados coletados indicam que os recapeamentos com PPECC apresentam um desempenho técnico, econômico e de sustentabilidade adequado e superior a recapeamentos tradicionais de concreto.

Como conclusão geral do trabalho, tem-se, portanto, que:

Os ECCs reforçados com fibras de polipropileno se constituem em uma alternativa promissora para aplicação em recapeamentos de pavimentos deteriorados, em função de seu excelente desempenho à flexão e elevada ductilidade à tração;

Cabe salientar que, para complementar o presente estudo, é necessário desenvolver investigações específicas acerca do desempenho de longo prazo dos PPECCs formulados e dos recapeamentos fabricados com os mesmos. Isto é vital para averiguar se existem efeitos deletérios decorrentes do envelhecimento e deterioração do material, em função da exposição ambiental e a cargas cíclicas, que comprometam ou alterem suas propriedades iniciais de forma significativa.

Além disto, cabe destacar que as presentes conclusões são derivadas da análise dos dados gerados neste trabalho e devem, naturalmente, ser confirmadas e validadas por estudos adicionais

9.3 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

A seguir apresentam-se algumas propostas para trabalhos futuros, que poderiam ser desenvolvidos para complementar e dar continuidade à presente pesquisa, bem como serviriam para ampliar e refinar o entendimento sobre o desempenho de *engineered cementitious composites* reforçados com fibras de polipropileno para aplicação em sistemas de recapeamento de pavimentos:

- Adaptar as dosagens para a realidade brasileira, uma vez que as misturas estudadas foram todas produzidas com cimentos, adições e agregados dos Estados Unidos;
- Estudar uma maior gama de cimentos e adições, para verificar quais os mais apropriados e permitir a adaptação dos traços para diferentes regiões do Brasil, onde os materiais economicamente viáveis são diferentes;
- Ampliar o estudo acerca do desempenho à fadiga, através da realização de um programa mais amplo de ensaios de flexão sob carga cíclica, com vistas a consolidar e validar as curvas de vida útil estabelecidas neste trabalho;
- Realizar ensaios de flexão seguindo as recomendações de dimensões de corpo-de-prova das normas brasileiras e internacionais específicas para materiais com fibras;

- Estudar o desempenho dos PPECCs em termos de controle de retração e impacto, situações nas quais compósitos com fibras normalmente podem ser usados com vantagem;
- Realizar ensaios de retração restringida em misturas PPECC;
- Investigar o comportamento de recapeamentos de PPECC sobrepostos a substratos de asfalto;
- Aperfeiçoar a análise de ciclo de vida dos ECCs, considerando dados da realidade brasileira;
- Validar a análise de custos (LCCA) e estudar quais as estratégias de manutenção típicas que seriam aplicadas ao material no Brasil;
- Analisar os desafios logísticos da fabricação de PPECCs em escala industrial;
- Realizar estudos de envelhecimento e exposição ambiental;
- Construção de pistas experimentais para realização de ensaios com simuladores de tráfego;
- Aplicar o material em escala real, sob condições mecânicas e ambientais reais, para verificação do comportamento em serviço.

REFERÊNCIAS

- AGÊNCIA NACIONAL DE TRANSPORTES TERRESTRES: ANTT - Relatório Anual, 2006. Disponível em: <http://www.antt.gov.br/relatorioanual/relatorioanual.asp>, acessado em 19 de maio de 2009.
- AMERICAN ASSOCIATION OF STATE AND HIGHWAY TRANSPORTATION OFFICIALS, AASHTO: Guide for Design of Pavements Structures, 640 p., 1993.
- AMERICAN ASSOCIATION OF STATE HIGHWAY AND TRANSPORTATION OFFICIALS - AASHTO, "AASHTO LRFD Bridge Design Specifications," third edition, Washington, DC, 1450 p., 2004.
- AMERICAN CONCRETE INSTITUTE: Building Code Requirements for Structural Concrete (**ACI 318-89**) and Comentary. Reported by ACI Committee 318, 1988.
- AMERICAN CONCRETE INSTITUTE: Building Code Requirements for Structural Concrete (**ACI 318-08**) and Comentary. Reported by ACI Committee 318, 2007.
- AMERICAN CONCRETE PAVEMENT ASSOCIATION, Green Highways – Environmentally and Economically Sustainable Concrete Pavements, 12 p., October 2007.
- AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS: **ASTM C39 / C39M**: Standard Test Method for Compressive Strength of Cylindrical Concrete Specimens, 2005.
- AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS: **ASTM C150 – 07** - Standard Specification for Portland Cement, 2007.
- AMERICAN SOCIETY OF CIVIL ENGINEERS: 2009 Report Card for America's Infrastructure, March 25, 2009. Disponível me: www.asce.org/reportcard, acessado em 31/05/2009.
- AMERICAN SOCIETY OF CIVIL ENGINEERS: Report Card for America's Infrastructure, 196 p., 2005. Disponível em: www.asce.org/reportcard/2005/index.cfm, acessado em 05/08/2007.
- ASSOCIAÇÃO DE BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS: **NBR 7583** – Execução de pavimentos de concreto simples por meio mecânico, 1986.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS: **NBR 5739** - Concreto – Ensaio de compressão de corpos cilíndricos, 1994.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS: **ABNT: NM 067:96** – Concreto – Determinação da consistência pelo abatimento do tronco de cone, 1996.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS: **NBR 8522** – Determinação dos módulos estáticos de elasticidade e de deformação e da curva tensão-deformação, 2002.
- BALBO, J. T. **Pavimentação asfáltica - materiais, projeto e restauração**. 1. ed. São Paulo: Oficina de Textos, v. 1, 420 p., 2007.
- BERRY, E.E.; Malhotra, V. M., Fly ash for use in Concrete – A critical review, **ACI Journal**, Detroit, MI, March-April 1980.

CARLSWÄRD, J. **Shrinkage cracking of steel fiber reinforced self compacting concrete overlays: Test methods and theoretical modeling**, Doctoral Thesis, 261 p., Luleå University of Technology, Luleå, Sweden, 2006.

CASAGRANDE, M. D. T. **Comportamento de solos reforçados com fibras submetidos a grandes deformações**. Tese (Doutorado), Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2005.

CERVO, T. C. **Estudo da resistência à fadiga de concretos de cimento Portland para pavimentação**. Tese de Doutorado (2004), 220 p., Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo, Dezembro, 2004.

CHANVILLARD, G. RIGAUD, S. Complete Characterisation of Tensile Properties of Ductal UHPFRC According to French Recommendations. In: Fourth International Workshop on High Performance Fiber Reinforced Cement Composites (HPFRCC4): Sponsored by RILEM, Ann Arbor, USA, June 15-18, 2003

CHARALAMBIDES, P. G; LUND, J.; EVANS, A. G.; MCMEEKING, R. M. A test specimen for determining the fracture resistance of bimaterial interfaces. **Journal of Applied Mechanics**, p. 77 – 82, 1989.

CONFEDERAÇÃO NACIONAL DO TRANSPORTE: 12ª edição da Pesquisa Rodoviária, 2007. Disponível em <http://sistemacnt.cnt.org.br/>, acessado em 15 de maio de 2009.

CONFEDERAÇÃO NACIONAL DO TRANSPORTE: Boletim Econômico, 2009. Disponível em <http://sistemacnt.cnt.org.br/>, acessado em 15 de maio de 2009.

CONFEDERAÇÃO NACIONAL DO TRANSPORTE: Plano CNT de Logística Brasil, 2008. Disponível em <http://sistemacnt.cnt.org.br/>, acessado em 15 de maio de 2009.

DEPARTAMENTO NACIONAL DE ESTRADAS DE RODAGEM: **DNER-PRO 273/96** - Determinação de defleções utilizando defectômetro de impacto tipo "Falling Weight Deflectometer (FWD)", 1996.

DEPARTAMENTO NACIONAL DE INFRAESTRUTURA DE TRANSPORTES: **DNIT 047/2004-ES** – Pavimento Rígido – equipamento de pequeno porte – Especificação de serviço, 2004.

DEPARTAMENTO NACIONAL DE INFRAESTRUTURA DE TRANSPORTES: **DNIT 048/2004-ES** – Pavimento Rígido – equipamento de forma-trilho – Especificação de serviço, 2004.

DEPARTAMENTO NACIONAL DE INFRAESTRUTURA DE TRANSPORTES: **DNIT 049/2004-ES** – Pavimento Rígido – equipamento de forma-deslizante – Especificação de serviço, 2004.

DEPARTAMENTO NACIONAL DE INFRAESTRUTURA DE TRANSPORTES: **DNIT 054/2004** – Pavimento rígido: Estudo de traços de concreto e ensaios de caracterização de materiais – Procedimento. 8 p., Rio de Janeiro, 2004.

DEPARTAMENTO NACIONAL DE INFRAESTRUTURA DE TRANSPORTES: **DNIT 059/2004** – ES – Pavimento de concreto de cimento Portland, compactado com rolo – Especificações de serviço, 11p., Rio de Janeiro, 2004.

DEPARTAMENTO NACIONAL DE INFRAESTRUTURA DE TRANSPORTES: **DNIT 061/2004** – Defeitos – Terminologia, 2004.

DEPARTAMENTO NACIONAL DE INFRAESTRUTURA DE TRANSPORTES: **DNIT 068/2004-PRO** – Pavimento Rígido - Execução da camada superposta de concreto do tipo *Whitetopping* por meio mecânico – Procedimento, 2004

DEPARTAMENTO NACIONAL DE INFRAESTRUTURA DE TRANSPORTES: Manual de Pavimentos Rígidos, 2ª edição, 234 p., Rio de Janeiro, 2005.

DONATELLO, S.; TYRER, M.; CHEESEMAN, C.R. Recent developments in macro-defect-free (MDF) cements, **Construction and Building Materials**, v. 23, p. 1761–1767, Oct. 2008.

EDVARDBSEN, C., Water Permeability and Autogenous Healing of Cracks in Concrete, **ACI Materials Journal**, 1999. 96(4): p.448-454.

FARAGE, M.C.R., SERCOMBE, J., and GALLE, C., Rehydration and microstructure of cement paste after heating at temperatures up to 300°C, **Journal of Cement and Concrete Research**, 2003.33(7): p.1047-1056.

FEDERAL HIGHWAY ADMINISTRATION: Integrated Materials and Construction Practices for Concrete Pavement: A State-of-the-Practice Manual, 350 p, 2006.

FLORIDA DEPARTMENT OF TRANSPORTATION (FDOT): "An Accelerated Laboratory Method for Corrosion of Reinforced Concrete Using Impressed Current," Manual of Florida Sampling and Testing Methods, Tallahassee, FL, 2000.

FLORIDA DEPARTMENT OF TRANSPORTATION (FDOT): Temporary Design Bulletin C06-08: Concrete Modulus of Rupture, 2006.

GHAFFAR, A.; CHAUDHRY, M. A.; KAMRAN Ali, M. A new approach for measurement of tensile strength of concrete, **Journal of Research (Science)**, v.16, n.1, p. 01-09, Bahauddin Zakariya University, Multan, Pakistan, June 2005.

HEADWATERS RESOURCES: Fly Ash- The modern pozzolan improving concrete performance enhancing our environment. Disponível em: www.flyash.com, acessado em 18/01/2009.

HECKEL, L. B., Performance of an Unbonded Overlay on I-74. Illinois Department of Transportation, Bureau of Materials and Physical Research, Springfield, Illinois, April, 2002.

HOLCIM. www.holcim.com, acessado em 25/01/02008.

HUANG, Y. H. Pavement Analysis and Design, 2nd edition, Pearson Education Inc, 2004, Upper Saddle River, NJ 07458.

IKAI, S. *et. al.*, Asbestos-free technology with new high tenacity PP-Polypropylene fibers in air-cured Hatschek process. In: 10th Int. Inorganic-Bonded Fiber Composite Conference. Sao Paulo, SP, Brazil. Nov 2006.

INTERNATIONAL ENERGY AGENCY; Energy Efficiency and CO₂ Emission Reduction - Potentials and Policies in the Cement Industry: Towards a plan of action, September 2006, Paris.

JACOBSEN, S., J. MARCHAND, and H. HORNAIN, SEM Observations of the Microstructure of Frost Deteriorated and Self-healed Concretes, *Cement and Concrete Research*, 1995.25(8): p.1781-1790.

KAMADA, T. AND LI, V.C., The Effects of Surface Preparation on the Fracture Behavior of ECC/Concrete Repair System, *Journal of Cement and Concrete Composites*, 22(6), 2000, p. 423-431.

KANDA, T. et. al. Full Scale Processing Investigation for ECC Pre-cast Structural Element *Journal of Asian Architecture and Building Engineering*, p. 333 – 340, November 2006.

KANDA, T., Design of Engineered Cementitious Composites for Ductile Seismic Resistant Elements, Ph.D. Dissertation, Department of Civil and Environmental Engineering, University of Michigan, Ann Arbor, 329 pp, 1998

KANDA, T., Design of Engineered Cementitious Composites for Ductile Seismic Resistant Elements, Ph.D. Dissertation, Department of Civil and Environmental Engineering, University of Michigan, Ann Arbor, 329 pp, 1998

KANDA, T.; Li, V. C. Multiple Cracking sequence and Saturation in fiber Reinforced Cementitious Composites, *JCI Concrete Research and Technology*, vol. 9, n. 2, p. 19-33, 1998

KENDALL, A. **Concrete Infrastructure Sustainability: Life Cycle Metrics, Materials Design, and Optimized Distribution of Cement Production**. Doctorate Dissertation. Natural Resources and Environment and Civil and Environmental Engineering, The University of Michigan, 2007.

KENNETH, M. W., K. M.; KOWALSKY, M. J. , Behavior, Analysis, and Design of an Instrumented Link Slab Bridge, **Journal of Bridge Engineering**, American Society of Civil Engineers, p. 331 – 344, Maio-Junho de 2005.

KEOLEIAN, G.A.; KENDALL, A; DETTLING, J.E.; SMITH, V.M.; CHANDLER, R.F.; LEPECH, M.D.; LI, V.C., Life Cycle Modeling of Concrete Bridge Design: Comparison of ECC Link Slabs and Conventional Steel Expansion Joints, *J. Infrastructure Systems*, ASCE, March, pp51-60, 2005.

KIM, P. J., Micromechanics Based Durability Study of Lightweight Thin Sheet Fiber Reinforced Cement Composites. PHD Thesis, Department of Civil and Environmental Engineering, University of Michigan, Ann Arbor, MI.

KOJIMA, S.; SAKATA, N.; KANDA, T.; HIRAISHI, T., Application of Direct Sprayed ECC for Retrofitting Dam Structure Surface – Application Mitaka Dam. **Concrete Journal**, v. 42, n. 5, p. 135 – 139, 2004.

KSAIBATI, K.; MILEY, W.; ARMAGHANI, J., **Rubblization of Concrete Pavements**, *Transportation Research Record*, National Research Council, n.1684, p. 165-171, Washington DC, 1999.

KUNIEDA, M.; ROKUGO, K. Recent Progress on HPFRCC in Japan. *Journal of Advanced Concrete Technology*, **Japan Concrete Institute**, v. 4, n. 1, p. 19 – 33, Fev. 2006.

LEPECH, M.; LI, V.C., Design and Field Demonstration of ECC Link Slabs for Jointless Bridge Decks. In: *The 3rd International Conference on Construction Materials: Performance, Innovations and Structural Implications*, Vancouver, Canada, August 2005.

LEPECH, M. D., LI, V. C. , AND KEOLEIAN, G. A., Sustainable Infrastructure Material Design. In: Proceedings of The 4th International Workshop on Life-Cycle Cost Analysis and Design of Civil Infrastructures Systems, Cocoa Beach, Florida, May 8-11, pp83-90, 2005.

LEPECH, M.D., Li, V.C., Water Permeability of Cracked Cementitious Composites, In: Proceeding of 11th International Conference on Fracture, Turin, Italy, 2005.

LEPECH, M.; LI, V.C., Long Term Durability Performance of Engineered Cementitious Composites, **Int'l J. for Restoration of Buildings and Monuments**, v. 12, n. 2, 119 – 132, 2006.

LHONEUX, B. *et al.*, Durability of Polymer Fibers in air-cured Cement-Cement Roofing Products. In: Proceeding, Ninth International Inorganic-Bonded Fiber Composites Conference, Vancouver, Canada, 2004.

LI, V. C.; LEUNG, C. K. Y., Steady state and multiple cracking of short random fiber composites, **ASCE Journal of Engineering Mechanics**, v. 118, n. 11, pp. 2246 – 2264, 1992.

LI, V. C., Engineered Cementitious Composites – Tailored Composites through Micromechanical Modeling. In: Banthia, N.; Bentur, A. A.; Mufti, A. editors. Fiber Reinforced concrete: Present and Future, p. 64 – 97, 1998.

Li, V. C., On Engineered Cementitious composites (ECC) – A Review of the Material and Its Applications. **Journal of Advanced Concrete Technology**, v. 1, n. 3, pp. 215 – 230, Nov. 2003.

LI, V. C., High Performance Fiber Reinforced Cementitious Composites as Durable Material for Concrete Structure Repair, **Journal for Restoration of Buildings and Monuments**, v. 10, n. 2, p. 163 – 180, 2004.

LI, V. C., Lepech, M. Engineered cementitious composites: Design, performance and applications, Ultra-ductile Concrete With Short Fibres – Development, Testing and Applications, Stuttgart, Germany, pp. 99-120, 2005.

LI, M.; Li, V. C., Behavior of ECC/Concrete Layered Repair System under Drying Shrinkage Conditions. **Journal for Restoration of Buildings and Monuments**, v. 12, n. 2, p. 143 – 160, 2006.

LI, V. C., Integrated Structures and Materials design. **Materials and Structures**, v. 40, n. 4, pp. 387-396, May, 2007.

LI, V. C.; Li, M. Durability Performance of Ductile Concrete Structures. In: 8th International Conference on Creep, Shrinkage and Durability of Concrete and Concrete Structures, Ise-Shima, Japan, 2008.

LI, V.C., STANG, H., KRENCHER, H., "Micromechanics of Crack Bridging in Fibre-Reinforced Concrete," **Materials and Structures**, no.26, pp.486-494, 1993

LI, V.C., Wu, H.C., MAALEJ, M., MISHRA, D.K., and HASHIDA, T., "Tensile Behavior of Cement Based Composites with Random Discontinuous Steel Fibers", **J. American Ceramics Society**, Vol. 79, No. 1, pp. 74-78, 1996.

LIN, Z., KANDA, T., Li, V.C., "On Interface Property Characterization and Performance of Fiber Reinforced Cementitious Composites," **J. Concrete Science and Engineering**, RILEM, v. 1, pp. 173-184, 1999.

MALHOTRA, V. M., Fly ash, silica fume, slag and other mineral by products in concrete, v. 1 e 2, ACI Publication SP-79, Detroit, MI, 1983.

MARUTA, M. *et al.* New High-Rise RC Structure Using Pre-Cast ECC Coupling Beam, **Concrete Journal**, 43 (11), pp.18-26, 2005 (in Japanese).

Matsumoto, T., P. Suthiwarapirak, and T. Kanda, Mechanisms of Multiple Cracking and Fracture of DFRCCs under Fatigue Flexure. In: Proceedings of the JCI International Workshop on Ductile Fiber Reinforced Cementitious Composites (DFRCC) - Application and Evaluation (DRFCC-2002), Takayama, Japan, pp. 259-268, Oct. 2002.

MEHTA, P. K.; A Glimpse into Sustainable Ternary-blended Cements of the Future. In: 50º Congresso Brasileiro do Concreto, Salvador, 2008. Disponível em: <http://www.ibracon.org.br/eventos/50cbc/apresentacoes.asp> , acessado em 25/05/2009.

Meneghetti, L. C. **Análise do comportamento à fadiga de vigas de concreto armado reforçadas com PRF de vidro, carbono e aramida**. Tese(Doutorado) – Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Porto Alegre, RS, 2007.

Michigan Department of Transportation (MDOT): Noninterstate Freeway Segments: Deficient Segments-URBAN. MDOT: Ann Arbor, 1997.

Michigan Department of Transportation (MDOT): *Pavement Design and Selection Manual*, Ann Arbor, MI, 2005.

Michigan Department of Transportation (MDOT): Noninterstate Freeway Segments: Deficient Segments. Ann Arbor, MI, 1997.

Michigan Department of Transportation: MDOT - Pavement Design and Selection Manual, Lansing, Michigan, 65 p, 2005.

MIYAZATO, S.; HIRAISHI, Y. Transport properties and steel corrosion in ductile fiber reinforced cement composites. In: Eleventh International Conference on Fracture, Turin, Italy, 2005. Disponível em: [http://www.engineeredcomposites.com/publications/2005-2006/Miyazato\(ICF11Slides\).pdf](http://www.engineeredcomposites.com/publications/2005-2006/Miyazato(ICF11Slides).pdf), acessado em: 19/01/2007.

MORIAN, D. A.; GIBSON, S., Maintenance, Rehabilitation and Construction of High-volume Rigid Pavements, Report for NCHRP Project 10-50, TRB, NRC, Washington, D. C., 1998.

NAAMAN, A. E.; WONGTANAKITCHAROEN, T.; HAUSER, G. Influence of Different Fibers on Plastic Shrinkage Cracking of Concrete, **ACI Materials Journal**, V. 102, No. 1, January-February 2005.

NAIK, T. R.; RAMME, B. W.; KRAUS, R. N.; SIDDIQUE, R. Long-Term Performance of High-Volume Fly Ash Concrete Pavements, **ACI Materials Journal**, v. 100, n. 2, March-April 2003.

National Center for Concrete Pavement Technology (CP Tech Center): Guide to Concrete Overlay Solution, Iowa State University, 32 p., January 2007.

NORDTEST METHOD, **NT BUILD 356**: Concrete, Repairing Materials and Protective Coating: Embedded Steel Method, Chloride Permeability, Finland, 1989.

OH, B. H. Fatigue life distributions of concrete for various stress levels, **ACI Materials Journal**, v. 88, n.2, p. 122-128, March-April 1991.

PALMGREN, F.; BERKOWICZ, R.; ZIV, A.; HERTEL, O. Actual car fleet emissions estimated from urban air quality measurements and street pollution models, **The Science of the Total Environment**, v. 235, p. 101 – 109, 1999.

QIAN, S., **Influence of Concrete Material Ductility on the Behavior of High Stress concentration Zones**, Dissertation, University of Michigan, 2007.

QUININO, U. C. M. **Investigação experimental das propriedades fractomecânicas de elementos estruturais de concreto com adições binárias e terciárias de diferentes fibras**. Qualificação (Doutorado) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2006.

RATHMANN, C. A Recipe for Rubblization, *Roads and Bridges*, v. 38, n. 1, Jan 2000. Disponível em: <http://www.roadsbridges.com/A-Recipe-for-Rubblization-article1537>, acessado em 23/01/2009.

REDON, C. *et al.* "Measuring and Modifying Interface Properties of PVA Fibers in ECC Matrix," **ASCE Journal of Materials in Civil Engineering**, vol.13, no.6, pp.399-406, 2001

REINHARDT, H., and Joos, M., Permeability and Self-healing of Cracked Concrete as an Function of Temperature and Crack Width, **Cement and Concrete Research**, 2003. 33(7): p.981- 985.

RICCI, G. **Estudo das características mecânicas do concreto compactado com rolo com agregados reciclados de construção e de demolição para pavimentação**. Dissertação (Mestrado), 196p., Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo, 2007.

ROHDE, Luciana ; CERATTI, J. A. P. ; TREICHEL, Diego Skolaude . Estudo Laboratorial de Misturas Asfálticas "Mornas". In: 39ª Reunião Anual de Pavimentação, 2008, Recife. Anais da 39ª RAPv e 13o ENACOR. Rio de Janeiro : Associação Brasileira de Pavimentação e Associação Brasileira de Departamentos de Estradas de Rodage, 2008.

ROKUGO, K.; KANDA, T., Recent HPRCC Research and Progress in Japan, 2005. In: International Workshop on HPRCC in Structural Applications. Disponível em: <http://tchfc.engin.umich.edu/>, acessado em 21 de novembro de 2006.

ROKUGO, K.; KUNIEDA, M.; MIYAZATO, S., Structural Applications of HPRCC in Japan, **Measuring, Monitoring and Modeling Concrete Properties**, 2006.

SAHMARAN, M.; Li, V. C.; ANDRADE, C., Corrosion Resistance Performance of Steel-Reinforced Engineered Cementitious Composite Beams, **ACI Materials Journal**, v. 105, n. 3, May-June 2008.

SALIB, S. R.; ABDEL-SAYED, G., Prediction of Crack Width for Fiber-Reinforced Polymer-Reinforced Concrete Beams, **ACI Structural Journal**, V. 101, No. 4, July-August 2004.

SILVA FILHO, L. C. P. **Towards Advanced Bridge Management Systems: Investigation of the Possibility of Developing an Improved Appraisal Model based on a Novel System Architecture.** PhD. in Civil Engineering, University of Leeds, Inglaterra, 1999.

SMILEY, D.; HANSEN, W. Investigation of Early Cracking on Selected JPCP Projects, Michigan Department of Transportation, December 2007.

SMITH, K. D., YU, H. T. and PESHKIN, D. G., Portland Cement Concrete Overlays: State of the Technology Synthesis, FHWA-IF-02-045, Federal Highway Administration, 192 p., April 2002.

STANDER, H. **Interfacial Bond Properties for ECC Overlay Systems.** Dissertation, Department of Civil Engineering, University of Stellenbosh, South Africa, 2007.

TAYABJI, S. D; Okamoto, P. A. Thickness Design of Concrete Resurfacing. In: Proceedings of the Third International Conference on Concrete Pavement Design and Rehabilitation, Purdue University, West Lafayette, IN, 1985.

TAYLOR, M.; TAM, C.; GIELEN, D., Energy Technology Policy Division, Energy Efficiency and CO₂ Emissions from the Global Cement Industry, International Energy Agency, 2006.

The International Organization for Standardization (ISO): Environmental Management: Life Cycle Assessment – Principles and Framework, Geneve, 1997.

TRINDADE, T. P. *et al.*, Latossolo vermelho-amarelo reforçado com fibras de polipropileno de distribuição aleatória: estudo em laboratório, **Revista Escola de Minas**, v.57, n. 1, Ouro Preto, Jan/Mar – 2004.

VAN MIER, J. G. M. **Fracture processes of Concrete.** CRC Press, 1997.

VELASCO, R. V.; Toledo Filho, R. D. ; Fairbairn, E. M. R.; Lima, P. R. L.; Neumann, R., Spalling and stress-strain behaviour of polypropylene fibre reinforced HPC after exposure to high temperatures. In: Sixth RILEM Symposium on Fibre Reinforced Concrete BEFIB2004, 2004, Varenna. Sixth RILEM Symposium on Fibre Reinforced Concrete BEFIB2004, 2004. v. 1. p. 699-708.

VOIGT, T., BUI, V. K., SHAH, S. P., Drying Shrinkage of Concrete Reinforced with Fibers and Welded-Wire Fabric, **ACI Materials Journal**, V. 101, No. 3, May-June 2004.

WALLS, J., SMITH, M. R., Life Cycle Costs Analysis in Pavement Design. FHWA-SA-98-079 - Federal Highway Administration, Washington D. C., 1998.

WANG, Y., BACKER, S.; LI, V. C., "A Statistical Tensile Model of Fiber Reinforced Cementitious Composites," *Journal of Composites*, vol.20, no.3, pp.265-274, 1990

WANG, K., D.C. JANSEN, S.P. SHAH, and A.F. KARR, Permeability Study of Cracked Concrete, **Cement and Concrete Research**, v.27(3), p.381-393, 1997.

- WANG, S., **Micromechanics Based Matrix Design for Engineered Cementitious Composites**, Ph.D. Dissertation, Departmental of Civil and Environmental Engineering, University of Michigan, Ann Arbor, 221 pp, 2005.
- WANG, S; LI, V. C., High-early-strength Engineered Cementitious Composites. **ACI Materials Journal**, v. 103, n. 2, p. 97 – 105, March-April 2006.
- WANG, S; LI, V. C., Engineered Cementitious Composites with High-Volume Fly Ash. **ACI Materials Journal**, v. 104, n. 3, p. 233 – 240, May-June 2007.
- WESTERGAARD, H. M., New Formulas for Stresses in Concrete Pavements of Airfields, **American Society of Civil Engineers (ASCE)**, Vol. 113, p. 425-444, 1948.
- WU, C. **Micromechanical Tailoring of PVA-ECC for Structural Applications**. Ph.D. Thesis. Departmental of Civil and Environmental Engineering, Ann Arbor, University of Michigan, 2001.
- XIAO, J-Z.; LI, J.; HUANG, Z-F.; Fire Response of High-Performance Concrete Frames and Their Post-Fire Seismic Performance, **ACI Structural Journal**, V. 105, No. 5, September-October 2008.
- YANG, E.; LI, V. C., A Micromechanical Model for Fiber Cement Optimization and Component Tailoring. In: 10th Int. Inorganic-Bonded Fiber Composite Conference. Sao Paulo, SP, Brazil. Nov 2006.
- YANG, E.H., Y. Yang, and V.C. Li, "Use of High Volumes of Fly Ash to Improve ECC Mechanical Properties and Material Greenness," **ACI Materials J.**, Vol.104, No.6, pp.620-628, Nov-Dec 2007.
- YANG, E. **Design added functions in engineered cementitious composites**. Doctorate Dissertation, Civil and Environmental Engineering Department, University of Michigan, Ann Arbor, MI, USA, 2008.
- YANG, Y.; YANG, E.; LI, V. Autogenous Healing of Engineered Cementitious Composites at Early Age. **ACI Structural and Materials Journals**, 2008, a ser publicado.
- ZHANG J. AND LI, V.C., Monotonic e Fatigue Performance in Bending of Fiber Reinforced ECC in Overlay System , **J. of Cement and Concrete Research**, 32(3), p. 415-423), 2002.
- ZHANG, H., Lepech, M.D., and Keoleian, G.A. Dynamic Life Cycle Modeling of Pavement Overlay System: Capturing the Impacts of Users, Construction, and Roadway Deterioration. **Journal of Transportation Engineering**. Submitted, 2007.
- ZHANG, H.; KEOLEIAN, G. A.; LEPECH, M. D. An Integrated Life Cycle Assessment and Life Cycle Analysis Model for Pavement Overlay Systems. In: 1st International Symposium on Life-Cycle Civil Engineering, June 10-14, 2008, Varenna, Italy
- ZHANG, J.; STANG, H. Application of stress crack width relationship in predicting the flexural behavior of fiber reinforced concrete, **Cement and Concrete Research**, p. 439 – 452, v. 28, n. 3, 1998.