LEONARDO AUGUSTO CRUZ BORGES

**Ensaio de compressão de corpo de prova com duplo corte em cunha na
avaliação de concretos com baixos teores de fibra de aço**

São Paulo

2017

LEONARDO AUGUSTO CRUZ BORGES

**Ensaio de compressão de corpo de prova com duplo corte em cunha na
avaliação de concretos com baixos teores de fibra de aço**

Dissertação apresentada à Escola
Politécnica da Universidade de São Paulo
para a obtenção do título de Mestre em
Ciências

São Paulo
2017

LEONARDO AUGUSTO CRUZ BORGES

**Ensaio de compressão de corpo de prova com duplo corte em cunha na
avaliação de concretos com baixos teores de fibra de aço**

Dissertação apresentada à Escola
Politécnica da Universidade de São Paulo
para a obtenção do título de Mestre em
Ciências

Área de Concentração: Engenharia
de Construção Civil e Urbana

Orientador: Prof. Dr. Antonio
Domingues de Figueiredo

São Paulo

2017

Este exemplar foi revisado e corrigido em relação à versão original, sob responsabilidade única do autor e com a anuência de seu orientador.

São Paulo, 04 de janeiro de 2017

Assinatura do autor:

Assinatura do orientador:

Catálogo-na-publicação

Borges, Leonardo Augusto Cruz

Ensaio de compressão de corpo de prova com duplo corte em cunha na avaliação de concretos com baixos teores de fibra de aço / L. A. C. Borges -- versão corr. -- São Paulo, 2017.
145 p.

Dissertação (Mestrado) - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. Departamento de Engenharia de Construção Civil.

1.Concreto 2.Concretos especiais 3.Fibras de aço 4.Método de ensaio
5.Resistência I.Universidade de São Paulo. Escola Politécnica.
Departamento de Engenharia de Construção Civil II.t.

Aos brasileiros

AGRADECIMENTOS

Primeiramente agradeço a Deus todo poderoso que na pessoa do Pai me concedeu a vida, do Filho me deu a possibilidade de conhecer mais seu projeto de vida e, por meio do Espírito Santo me completou com seus os sete dons, dos quais destaco a sabedoria, inteligência, fortaleza e ciência, os quais me foram de grande valia em todas as etapas desta jornada acadêmica.

Agradeço aos meus pais que, desde a minha infância, no início da minha vida escolar, garantiram a mim uma formação moral regrada no respeito ao próximo e também me incentivaram aos estudos. Agradeço também a todos os demais familiares, que sempre estiveram dispostos a me ajudar em caso de necessidade.

Sou grato também ao meu orientador e novo amigo, o professor Antonio Domingues de Figueiredo, pois me acolheu nos tempos da iniciação científica, mesmo eu sendo aluno de outra instituição de ensino.

Agradeço também a todos os brasileiros, dos quais apenas poucos provavelmente terão conhecimento da existência desta dissertação, mas que por meio de seus impostos contribuíram com a manutenção das despesas internas da Universidade de São Paulo e também com o financiamento do meu trabalho a partir da bolsa de estudo concedida via CAPES.

À equipe do laboratório da Escola Politécnica, eu agradeço pelo auxílio em todos os ensaios realizados e também pela amizade formada. São eles: Adilson, Reginaldo, Renata, Jéssica, Mário e Osmar.

Sou grato, não menos, à amizade daqueles que estiveram comigo durante toda a caminhada da pós-graduação: Alan, Camila, Caroline, Cesar, Christian, os Danilos, Delver, Dimas, Engrácia, Felipe, Franco, Gabriela, Heitor, Isabela, Isabella, Karen, Lígia, Marcel, Maria Alba, Marylinda, Mércia, Natália, Ricardo, Wandréa, Winnie e Yazmin.

“O saber faz o mestre, mas é a conduta
que confere autoridade.”

São Pedro Crisólogo (380 – 450)

RESUMO

A melhor maneira de se caracterizar o comportamento mecânico pós-fissuração dos concretos reforçados com fibras (CRF) para fins estruturais é por meio de ensaios que envolvem a ruptura do material à tração direta. Devido às dificuldades de execução destes, comumente se empregam ensaios de tração indireta, com destaque para os ensaios de flexão com sistema fechado. Entretanto, fatores limitantes, como a superestimação da capacidade resistente do compósito em testes de flexão, têm incentivado o desenvolvimento de outros métodos de ensaio mais fidedignos às características do CRF. Este é o caso do ensaio de compressão de corpo de prova com duplo corte em cunha, abreviado como DEWS (do inglês, *Double Edge Wedge Splitting*), em que o esforço de tração indireta não está associado a uma flecha, como nos ensaios de flexão, mas sim à própria fissuração da matriz de concreto. No DEWS há a possibilidade de avaliação direta da ortotropia do CRF e seu efeito na resistência pós-fissuração no estado limite de serviço (ELS) e último (ELU). Estudos anteriores sobre este ensaio utilizaram sistema aberto, mas se restringiram a avaliar apenas elevados teores de fibra, o que não traz dificuldades à caracterização da resistência residual no ELS. Este trabalho, contudo, buscou o estudo mais acurado a respeito do ensaio DEWS. Os programas experimentais desenvolvidos empregaram concretos reforçados com baixos teores de fibra de aço. Inicialmente, estudou-se a capacidade do ensaio DEWS em identificar o efeito da orientação das fibras na matriz na resistência pós-fissuração do CRF. Essa análise foi correlacionada com os resultados obtidos a partir de ensaios de flexão de prismas feitos como recomendado pela JSCE-SF4, assim, buscou-se avaliar se este teste promove uma superestimação da capacidade de reforço da fibra. Uma outra avaliação centrou-se no fator da taxa de carregamento de ensaio, realizando-se a metodologia DEWS e o teste de flexão (JSCE-SF4: 1984) sob quatro velocidades distintas, com intuito de verificar seu grau de influência no comportamento do material. A partir dos resultados obtidos, o ensaio DEWS mostrou-se aplicável na avaliação da ortotropia de corpos de prova em concretos reforçados com baixos teores de fibra de aço, mesmo com a utilização de sistema aberto e em velocidade de carregamento acima da proposta em literatura. A extensão da instabilidade pós-fissuração obtida a partir do ensaio DEWS foi menor que a encontrada para o ensaio de flexão de prismas. O estudo mostrou que a capacidade resistente pós-fissuração do CRF no ensaio de flexão pode ser até 300% maior do que a mesma resistência medida na direção transversal do prisma.

Palavras-chave: Concreto reforçado com fibras; método de ensaio; ensaio de compressão de corpo de prova com duplo corte em cunha; orientação das fibras; velocidade de carregamento.

ABSTRACT

The best way to characterize the post-cracking behaviour of fibre reinforced concretes (FRC) for structural proposes is through direct tensile tests. As direct tensile tests are difficult to conduce, usually indirect tensile tests are employed, especially bending tests with closed-loop control. However, limiting factors, as the strength capacity overestimation of composites under flexural beams tests had motivated the development of another test procedure aiming to obtain responses closer to FRC basic characteristics. This is the case of Double Edge Wedge Splitting test (DEWS). In this test, the indirect tensile stress is not associated with a deflection – as is common in bending tests – but it is related with the cracking opening of concrete matrix. The DEWS test brings the possibility of direct evaluation of the FRC orthotropic behaviour and its effect in the post-crack strength at the serviceability (SLS) and ultimate (ULS) limit estates. Previous researches about DEWS test were done using open-loop control, but they were limited to higher fibre content. These do not provide difficulties about the residual strength characterization at the SLS. Thus, this study carried out an accurate experimental analysis about DEWS. This experimental programme used only fibre reinforced concrete with low steel fibre volume fractions. The first analysis was based in the DEWS test capacity for identification of the effect of predominant fibre orientation into matrix in the post-crack strength of the FRC. This analysis was linked with the flexural test made with prismatic specimens as recommended by JSCE-SF4 in order to evaluate if it promotes an overestimation of the fibre reinforcement capacity. The other evaluation focused on the test loading rate factor by doing DEWS test and bending test (JSCE-SF4:1984) under four different rates in order to verify its influence on the material behaviour. The results shown that DEWS test was capable to identify the fibre alignment into FRC specimens with low fibre content, even using open-loop control and increasing the load rate. The extension of the instability region on DEWS test response was lower than the provided by the flexural tests. The study also showed that the flexural test could overestimate the post-crack strength capacity of the FRC up 300% in relation to the transversal direction.

Keywords: Fibre reinforced concrete; test procedure; double edge wedge splitting test; fibre orientation; loading rate.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1. Distribuição do mercado de concretos reforçados com fibras de aço no Brasil no primeiro semestre de 2010 (FIGUEIREDO, 2011b).....	24
Figura 1.2. Classificação do comportamento do CRF em função da resposta do material e da metodologia de ensaio empregada.....	26
Figura 1.3. Diferentes respostas de um mesmo CRF em função da metodologia de ensaio utilizada na caracterização do comportamento mecânico à tração (di PRISCO; PLIZZARI e VANDEWALLE, 2009).....	27
Figura 1.4. Curvas de classificação do comportamento do CRF a partir da proposição dada pelo <i>fib Model Code</i> (di PRISCO; PLIZZARI e VANDEWALLE, 2010).....	28
Figura 1.5. Gráfico que apresenta a mudança no padrão de resposta do CRF em função da mudança do eixo de carregamento no ensaio (di PRISCO; FERRARA e LAMPERTI, 2013, modificada).....	29
Figura 2.1. Distribuição das tensões presentes na seção fissurada de: (a) concreto convencional; (b) concreto reforçado com fibras (NUNES; TANESI e FIGUEIREDO, 1997, modificada).....	33
Figura 2.2. Representação gráfica da instabilidade pós-fissuração para corpo de prova ensaiado à flexão e sua consequência na velocidade de ensaio.....	36
Figura 2.3. Fatores intervenientes na instabilidade pós-fissuração do CRF.....	37
Figura 2.4. Gráfico com curvas de CRF ensaiados em sistema fechado e aberto (BANTHIA e DUBEY, 1999, modificada).....	39
Figura 2.5. Diagrama de tensão por deformação elástica de matriz e fibras de diferentes módulos de elasticidade e resistências trabalhando em conjunto no CRF (FIGUEIREDO, 2005)	41
Figura 2.6. Distribuição de tensões ao longo da fibra em função de seu comprimento crítico (BENTUR e MINDESS, 2007).....	43
Figura 2.7. (a) Corpo de prova em formato de "osso para cão" (<i>dog-bone</i>); (b) Instrumentação necessária para a fixação do espécime <i>dog-bone</i> para ensaio de tração direta (SUKONTASUKKUL, 2004).....	45
Figura 2.8. (a) Composição básica do molde padrão para corpo de prova em forma de haltere; (b) Fotografia de molde padrão utilizado na produção de espécimes de geometria <i>dog-bone</i> (SUKONTASUKKUL, 2004)	45

Figura 2.9. Corpo de prova paralelepipedico fixado no prato da máquina de ensaio para a realização do ensaio de tração direta (ABRISHAMBAF; BARROS e CUNHA, 2015, modificada).....	46
Figura 2.10. (a) Representação do ensaio de punção de placas de acordo com a EFNARC (1996); (b) Proposta de modificação do ensaio EFNARC com a introdução do LVDT.....	48
Figura 2.11. (a) Representação do ensaio de flexão em placa triangular (FIGUEIREDO, 2000); (b) Representação de ensaio de flexão em placa retangular com entalhe (EFNARC, 2011, modificada); (c) Representação do ensaio de flexão em placa circular (ASTM C 1550, 2012, modificada).....	49
Figura 2.12. Esforços presentes nos ensaios de flexão de corpos de prova prismáticos.....	50
Figura 2.13. Representação esquemática do ensaio de tração na flexão com carregamento ocorrendo nos terços do vão.....	52
Figura 2.14. Imagem do aparato montado em espécime para a realização do ensaio de flexão de prismas.....	53
Figura 2.15. Determinação da resistência à flexão segundo o método proposto pela EFNARC (1996) (<i>idem</i> , modificada).....	55
Figura 2.16. Configuração do ensaio ASTM C 1399:2010 com corpo de prova prismático apoiado sobre chapa de aço.....	56
Figura 2.17. Configuração do ensaio de flexão de prismas proposto pela RILEM TC 162-TDF (2002) (<i>idem</i> , modificada).....	59
Figura 2.18. Critério para a determinação da tenacidade de acordo com a RILEM TC 162-TDF (2002)(<i>idem</i> , modificada).....	60
Figura 2.19. Valores residuais de carga por <i>CMOD</i> em função dos níveis <i>j</i> de fissuração (EN 14651, 2007, modificada).....	62
Figura 2.20. Dimensões adotadas em corpos de prova destinados à realização do ensaio Barcelona (MOLINS; AGUADO e SALUDES, 2008).....	63
Figura 2.21. (a) Ensaio Barcelona, uso de cinta extensométrica para a determinação da <i>TCOD</i> (MOLINS; AGUADO e SALUDES, 2008); (b) Configuração típica do mecanismo de falha com três fissuras radiais (<i>idem</i>); (c) Ensaio Barcelona Simplificado (MONTE; TOALDO e FIGUEIREDO, 2014).....	64

Figura 2.22. (a) Configuração do ensaio MDPT (PUJADAS et al., 2014, modificada); (b) Padrão de fissuração de corpo de prova ensaiado via MDPT (BLANCO, 2013).....	66
Figura 2.23. Três orientações distintas para a realização do ensaio MDPT (PUJADAS et al., 2014).....	66
Figura 2.24. (a) Ensaio de separação em cunha (WST) realizado em corpo de prova cilíndrico (BRÜHWILER e WITTMANN, 1990); (b) Possíveis geometrias para os espécimes WST (<i>idem</i>).....	67
Figura 2.25. Aparato para execução do ensaio WST (STANZI-TSCHEGG; TAN e TSCHEGG, 1995, modificada).....	68
Figura 2.26. Configuração do corpo de prova para ensaio pelo método DEWS.....	69
Figura 2.27. Representação da distribuição das forças atuantes no ensaio DEWS....	69
Figura 2.28. Corpos de prova ensaiados via metodologia DEWS (di PRISCO; LAMPERTI e LAPOLLA, 2010).....	70
Figura 2.29. Imagem do ensaio de compressão diametral em corpo de prova com 60 cm de diâmetro realizado no INT durante estudos em 1940 (INT, 2005).....	72
Figura 2.30. (a) Fotografia da Igreja de São Pedro dos Clérigos, Rio de Janeiro (CANDIDA e FREITAS, 2014); (b) Representação do transporte da Igreja de São Pedro dos Clérigos sobre rolos de concreto (ilustração de Eduardo Verderame, modificada).....	73
Figura 2.31. Corpo de prova cilíndrico com entalhe para ensaio de compressão diametral (ABRISHAMBAF; BARROS e CUNHA, 2015).....	75
Figura 3.1. Influência do "efeito parede" na orientação das fibras na matriz de concreto (STÄHLI; CUSTER e MIER, 2008, modificada).....	77
Figura 3.2. Ângulos de orientação das fibras em relação ao plano de atuação do carregamento (MARTINIE e ROUSSEL, 2011, modificada).....	77
Figura 3.3. Distribuição das fibras de aço contornando os agregados graúdos da matriz de concreto observada via imagem de raio X (STROEVEN e SHAH, 1978 <i>apud</i> BENTUR e MINDESS, 2007).....	78
Figura 3.4. Representação do padrão de resposta de corpos de prova DEWS em função da variação da direção de ensaio (di PRISCO; FERRARA e LAMPERTI, 2013, modificada).....	80
Figura 3.5. Distribuição granulométrica do cimento Portland CP II-F-32.....	81
Figura 3.6. Distribuição granulométrica dos agregados utilizados.....	82

Figura 3.7. (a) Fibra de aço utilizada como reforço no concreto; (b) Fibra de aço A-I (ABNT NBR 15530:2007).....	83
Figura 3.8. Lançamento do CRFA fresco ao longo do eixo longitudinal do molde.....	85
Figura 3.9. Fluxograma adotado na preparação dos corpos de prova para ensaio DEWS	86
Figura 3.10. Corte do prisma em cubos com o uso de uma serra do tipo Policorte refrigerada à água.....	87
Figura 3.11. (a) Corpo de prova preparado para retificação; (b) Corpos de prova com suas faces retificadas.....	88
Figura 3.12. Dimensões, em milímetros (mm), adotadas para os corpos de prova DEWS	88
Figura 3.13. Identificação alfanumérica dos corpos de prova DEWS nos quatro prismas moldados para cada teor de fibra disperso no concreto.....	89
Figura 3.14. (a) Realização do corte em cunha a 45°; (b) Execução do entalhe no vértice do corte em cunha.....	90
Figura 3.15. Fixação da chapa metálica sobre a superfície do corte em cunha.....	91
Figura 3.16. Detalhes do corpo de prova cúbico para ensaio DEWS (dimensões apresentadas em mm).....	91
Figura 3.17. Corpo de prova preparado para o início do ensaio DEWS.....	92
Figura 3.18. Fotografia do ensaio de flexão de prismas. Detalhe para o LVDT apoiado sobre o yoke na altura da linha neutra do corpo de prova.....	93
Figura 3.19. Curvas de resistência média <i>versus</i> CMOD de CRFA ensaiados à flexão.....	96
Figura 3.20. Curvas de resistência média <i>versus</i> COD de CRFA ensaiados segundo a metodologia DEWS.....	96
Figura 3.21. Correlação entre o ensaio DEWS e JSCE-SF4 para resistências máximas e residuais médias à 0,5 mm e 2,5 mm de fissuração em função de cada teor de fibra de aço dosado.....	99
Figura 4.1. Influência da taxa de carregamento de ensaio no desempenho de CRFA ensaiado à tração na flexão.....	108
Figura 4.2. Distribuição granulométrica do cimento Portland CPV-ARI RS.....	110
Figura 4.3. Corpo de prova prismático ensaiado à flexão de acordo com o método JSCE-SF4 (1984).....	112
Figura 4.4. Corpo de prova cúbico ensaiado segundo a metodologia DEWS.....	113

Figura 4.5. Curvas de σ <i>versus</i> CMOD de CRFA ensaiados à flexão sob quatro taxas de carregamento diferentes.....	115
Figura 4.6. Curvas de σ <i>versus</i> COD segundo o ensaio DEWS realizado sob quatro taxas de carregamento diferentes.....	115
Figura A.1. Diagrama de equilíbrio de forças no corpo de prova ensaiado via DEWS.....	135
Figura C.1. Curvas de resistência <i>versus</i> CMOD de CRF com 0,25% de fibra de aço ensaiados à flexão.....	139
Figura C.2. Curvas de resistência <i>versus</i> COD de CRF com 0,25% de fibra de aço ensaiados segundo a metodologia DEWS.....	139
Figura C.3. Curvas de resistência <i>versus</i> CMOD de CRF com 0,38% de fibra de aço ensaiados à flexão.....	140
Figura C.4. Curvas de resistência <i>versus</i> COD de CRF com 0,38% de fibra de aço ensaiados segundo a metodologia DEWS.....	140
Figura C.5. Curvas de resistência <i>versus</i> CMOD de CRF com 0,57% de fibra de aço ensaiados à flexão.....	141
Figura C.6. Curvas de resistência <i>versus</i> COD de CRF com 0,57% de fibra de aço ensaiados segundo a metodologia DEWS.....	141
Figura D.1. Curvas de resistência <i>versus</i> CMOD de CRFA ensaiados à velocidade de 0,10 mm/min à flexão.....	142
Figura D.2. Curvas de resistência <i>versus</i> CMOD de CRFA ensaiados à velocidade de 0,30 mm/min à flexão.....	142
Figura D.3. Curvas de resistência <i>versus</i> CMOD de CRFA ensaiados à velocidade de 0,50 mm/min à flexão.....	143
Figura D.4. Curvas de resistência <i>versus</i> CMOD de CRFA ensaiados à velocidade de 1,00 mm/min à flexão.....	143
Figura D.5. Curvas de resistência <i>versus</i> COD de CRFA ensaiados à velocidade de 0,012 mm/min segundo o método DEWS.....	144
Figura D.6. Curvas de resistência <i>versus</i> COD de CRFA ensaiados à velocidade de 0,030 mm/min segundo o método DEWS.....	144
Figura D.7. Curvas de resistência <i>versus</i> COD de CRFA ensaiados à velocidade de 0,120 mm/min segundo o método DEWS.....	145
Figura D.8. Curvas de resistência <i>versus</i> COD de CRFA ensaiados à velocidade de 0,300 mm/min segundo o método DEWS.....	145

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1. Velocidades de ensaio aplicadas à norma ASTM C 1609 (2012).....	58
Tabela 3.1. Caracterização das fibras de aço segundo ABNT NBR 15530 (2007).....	84
Tabela 3.2. Consumo de materiais empregados no programa experimental.....	85
Tabela 3.3. Resistências médias das matrizes de concreto.....	94
Tabela 3.4. Valores de resistências máximas e residuais médias e coeficientes de variação das amostras em CRFA ensaiadas pelos métodos DEWS e JSCE- SF4.....	98
Tabela 3.5. ANOVA das amostras DEWS para valores de resistência residual em função de COD.....	101
Tabela 3.6. Teste de Tukey aplicado aos valores de resistência residual à 0,5 mm e 2,5 mm de fissuração em função do teor de fibra dosado para amostras DEWS.....	102
Tabela 3.7. ANOVA de amostras ensaiadas à flexão para valores de resistência residual em função do CMOD.....	103
Tabela 3.8. Teste de Tukey aplicado aos valores de resistência residual à 0,5 mm de fissuração em função do teor de fibra dosado para amostras ensaiadas à flexão.....	104
Tabela 4.1. Consumo de materiais empregados na produção do CRFA.....	111
Tabela 4.2. Resistência média da matriz de concreto.....	114
Tabela 4.3. Resistências médias máximas e residuais à 0,5 mm e 2,5 mm de fissuração e seus respectivos valores de CV em função de cada ensaio realizado.....	116
Tabela 4.4. ANOVA de amostras ensaiadas à flexão e via DEWS para valores de resistência máxima à tração.....	117
Tabela 4.5. ANOVA de amostras ensaiadas via ensaio de flexão para valores de resistência residual em função do CMOD.....	118
Tabela 4.6. ANOVA de amostras ensaiadas via ensaio DEWS para valores de resistência residual em função do COD.....	119
Tabela 4.7. Extensão média da instabilidade para o ensaio de flexão e DEWS em função da velocidade de ensaio adotada.....	120
Tabela 4.8. ANOVA da extensão da instabilidade em função de cada ensaio realizado.....	120

Tabela 4.9. Teste de Tukey realizado nas amostras DEWS.....	121
Tabela 4.10. Tempo médio de ensaio para cada velocidade de carregamento adotada.....	122

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABECE	Associação Brasileira de Engenharia e Consultoria Estrutural
ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
ACI	American Concrete Institute
AENOR	Asociación Española de Normalización y Certificación
ANOVA	Análise de Variância
ASTM	American Society for Testing and Materials
CV	Coeficiente de Variação
CEN	European Committee for Standardization
CMOD	Crack Mouth Opening Displacement (abertura de fissura à flexão)
COD	Crack Opening Displacement (abertura de fissura à tração direta)
CP	Corpo de Prova
CP V-ARI RS	Cimento Portland de Alta Resistência Inicial Resistente à Sulfatos
CP II-F	Cimento Portland composto com Fíler
CPqDCC	Centro de Pesquisas e Desenvolvimento em Construção Civil
CPRF	Concreto Projetado Reforçado com Fibras
CRF	Concreto Reforçado com Fibras
CRFA	Concreto Reforçado com Fibras de Aço
DEWS	Double Edge Wedge Splitting
DMA	Diferença entre as Média Amostrais
DMS	Diferença Mínima Significativa
EFNARC	European Federation of National Associations Representing producers and applicators of specialist building products for Concrete
ELS	Estado Limite de Serviço
ELU	Estado Limite Último
EN	European Norm
<i>fib</i>	Fédération Internationale du Béton
gl	grau de liberdade
IBRACON	Instituto Brasileiro do Concreto
INT	Instituto Nacional de Tecnologia
ISO	International Organization for Standardization
JSCE	Japan Society of Civil Engineers
LCT	Laboratório de Caracterização Tecnológica
LME	Laboratório de Microestrutura e Ecoeficiência de Materiais
LVDT	Linear Voltage Differential Transducer
MDPT	Multidirectional Double Punch Test
MQ	Média dos Quadrados
NBR	Norma Brasileira
P	Paralelo

RILEM	International Union of Laboratories and Experts in Construction Materials, Systems and Structures
SABESP	Companhia de Saneamento Básico do Estado de São Paulo
SLS	Serviceability Limit State
SQ	Soma de Quadrados
T	Transversal
TCRF	Tubo de Concreto Reforçado com Fibras
TCOD	Total Circumferential Opening Displacement
ULS	Ultimate Limit State
UNE	Una Norma Española
UR	Umidade relativa do ar
WST	Wedge Splitting Test

LISTA DE SÍMBOLOS

$^{\circ}\text{C}$	grau Celsius
g	grama
kg	quilograma
Hz	Hertz
J	Joule
min	minuto
s	segundo
m	metro
cm	centímetro
mm	milímetro
N	Newton
kN	quilonewton
Pa	Pascal
MPa	megapascal
%	porcentagem
E	módulo de elasticidade
ε	deformação específica
f_{R1k}	resistência residual à 0,5 mm de CMOD segundo o <i>fib</i> Model Code
f_{R3k}	resistência residual à 2,5 mm de CMOD segundo o <i>fib</i> Model Code
δ	medida de deflexão
l	comprimento total (nominal) da fibra
l_c	comprimento crítico da fibra
σ_b	resistência à tração na flexão
P	carga aplicada ao corpo de prova
l	comprimento do vão de ensaio
b	largura da seção transversal do corpo de prova
h	altura da seção transversal do corpo de prova
FT	Fator de Tenacidade à flexão
T_b	tenacidade à flexão de acordo com a JSCE-SF4
δ_{tb}	deflexão igual a $l/150$
$P_{0.1}$	carga interceptada pela reta a 0,1 mm
ARS	Resistência Residual Média
$P_{0,50}$	carga resistida à 0,50 mm de deflexão
$P_{0,75}$	carga resistida à 0,75 mm de deflexão
$P_{1,00}$	carga resistida à 1,00 mm de deflexão
$P_{1,25}$	carga resistida à 1,25 mm de deflexão
T	tenacidade de acordo com a ASTM C 1609:2012
T_{150}	tenacidade à deflexão de $l/150$ segundo a ASTM C 1609:2012
f_1	resistência máxima à tração segundo a ASTM C 1609:2012

f_{600}	resistência residual à deflexão de $l/600$ segundo a ASTM C 1609:2012
f_{150}	resistência residual à deflexão de $l/150$ segundo a ASTM C 1609:2012
$D_{BZ.2}^f$	tenacidade à 0,5 mm de deflexão segundo a RILEM TC 162-TDF
$D_{BZ.3}^f$	tenacidade à 2,5 mm de deflexão segundo a RILEM TC 162-TDF
$f_{eq.2}$	resistência residual à 0,5 mm de deflexão segundo a RILEM TC 162-TDF
$f_{eq.3}$	resistência residual à 2,5 mm de deflexão segundo a RILEM TC 162-TDF
h_{sp}	altura da seção transversal do corpo de prova descontada o entalhe
$f_{R,j}$	resistência residual ao nível j de fissuração segundo a EN 14651:2007
F_j	carga referente ao nível j de fissuração segundo a EN 14651:2007
$f_{R,TCODx}$	resistência residual ao nível x de TCOD segundo o Ensaio Barcelona
a	diâmetro do disco de aço de aplicação da carga no Ensaio Barcelona
b	altura do corpo de prova no Ensaio Barcelona
π	pi (igual a 3,141592...)
f_t	resistência à tração segundo o Ensaio Barcelona
P_t	carga máxima segundo o Ensaio Barcelona
F_R	força resultante em cada lado da seção de ruptura do corpo de prova no ensaio DEWS
F_{at}	força de atrito estático
σ	resistência à tração segundo ensaio DEWS
P_{ef}	carga efetiva aplicada ao corpo de prova segundo o ensaio DEWS
h_{lig}	distância entre os extremos dos dois entalhes do corpo de prova no ensaio DEWS
θ	ângulo formado entre a superfície do corte em cunha e a linha de centro do entalhe do corpo de prova no ensaio DEWS
N	componente normal da força de contato
μ	coeficiente de atrito estático
$D_{m\acute{a}x}$	dimensão máxima característica do agregado de acordo com a ANBT NBR 7211:2009
d_e	diâmetro equivalente da fibra
λ	fator de forma da fibra
f_u	resistência à tração da fibra
f_{c28}	resistência à compressão axial aos 28 dias de idade segundo a ABNT NBR 5739:2007
$\bar{f}_{c28}$	resistência média à compressão axial aos 28 dias de idade segundo a ABNT NBR 5739:2007
$\bar{\sigma}_b$	resistência média à tração na flexão
$\bar{\sigma}$	resistência média à tração segundo o ensaio DEWS
$\bar{\sigma}_{m\acute{a}x.}$	resistência máxima média
$\bar{\sigma}_{0,5\text{ mm}}$	resistência residual média à 0,5 mm de fissuração
$\bar{\sigma}_{2,5\text{ mm}}$	resistência residual média à 2,5 mm de fissuração
α	nível de significância

SUMÁRIO

AGRADECIMENTOS	7
RESUMO.....	7
ABSTRACT	8
LISTA DE FIGURAS	9
LISTA DE TABELAS	14
LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS.....	16
LISTA DE SÍMBOLOS.....	18
Capítulo 1 Introdução	23
1.1 Justificativa	25
1.2 Objetivos.....	30
1.3 Organização do texto.....	31
Capítulo 2 Caracterização da Resistência Mecânica do Concreto Reforçado com Fibras	32
2.1 Instabilidade pós-fissuração	35
2.1.1 Método de ensaio	37
2.1.2 Equipamento.....	38
2.1.3 Características do compósito.....	40
2.2 Ensaios de Tração Direta	44
2.3 Ensaios de Tração Indireta	46
2.3.1 Ensaio de Flexão de Placas.....	46
2.3.2 Ensaio de Flexão de Prismas	50
2.3.2.1 JSCE-SF4 – Método de Ensaio da Resistência e Tenacidade à Flexão de Concretos Reforçados com Fibras de Aço	51
2.3.2.2 EFNARC – Método de Ensaio da Resistência à Flexão e Residual ...	54
2.3.2.3 ASTM C 1399 – Método para Obtenção da Resistência Residual Média do Concreto Reforçado com Fibras	56

2.3.2.4 ASTM C 1609 – Método de Caracterização do Desempenho à Flexão do Concreto Reforçado com Fibras	57
2.3.2.5 RILEM TC 162-TDF – Método de Ensaio e Projeto de Concreto Reforçado com Fibra de Aço	58
2.3.2.6 EN 14651 – Método de Ensaio para Concreto com Fibra Metálica	60
2.3.3 Ensaio de Dupla Punção (Ensaio Barcelona)	62
2.3.4 Ensaio Multidirecional de Dupla Punção (MDPT)	65
2.3.5 Ensaio de Compressão de Corpo de Prova com Duplo Corte em Cunha (DEWS)	66
2.3.5.1 O Ensaio DEWS e o de Compressão de Diametral	71
Capítulo 3 Avaliação da ortotropia do CRFA via ensaio DEWS	76
3.1 Programa experimental	80
3.1.1 Caracterização dos materiais.....	80
3.1.1.1 Cimento	80
3.1.1.2 Agregados	81
3.1.1.3 Água	82
3.1.1.4 Fibras de aço	82
3.1.2 Moldagem dos corpos de prova.....	84
3.1.3 Ensaio DEWS	86
3.1.4 Ensaio de tração à flexão de corpos de prova prismáticos (JSCE-SF4)..	93
3.2 Apresentação e análise de resultados.....	94
3.3 Conclusões do capítulo	104
Capítulo 4 Influência da velocidade de ensaio no desempenho do CRFA.....	106
4.1 Programa experimental	109
4.1.1 Caracterização dos materiais.....	109
4.1.1.1 Cimento	109
4.1.1.2 Agregados, água e fibras de aço	110
4.1.1.3 Aditivo	110

4.1.2 Moldagem dos corpos de prova.....	110
4.1.3 Ensaio de tração à flexão de corpos de prova prismáticos (JSCE-SF4).....	111
4.1.4 Ensaio DEWS	112
4.2 Apresentação e análise de resultados	113
4.3 Conclusões do capítulo	123
Capítulo 5 Conclusões	124
5.1 Propostas aos futuros trabalhos	126
Referências	127
Anexo A Demonstração da equação da carga efetiva atuante no corpo de prova ensaiado via DEWS.....	135
Anexo B Quadro resumo dos principais ensaios utilizados na caracterização do CRF.....	137
Anexo C Curvas individuais de resistência <i>versus</i> abertura de fissura do estudo da ortotropia do CRFA nos ensaios JSCE-SF4 e DEWS.....	139
Anexo D Curvas individuais de resistência <i>versus</i> abertura de fissura do estudo das velocidades de ensaio JSCE-SF4 e DEWS.....	142

Capítulo 1 Introdução

Os materiais compósitos, ou apenas compósitos, são oriundos da combinação de dois ou mais materiais que apresentam distinção entre si em algumas de suas propriedades. Assim, o produto final é resultado do princípio da ação combinada, ou seja, a partir da combinação de materiais com propriedades distintas é possível suprir as deficiências de cada material em particular (CALLISTER JR., 2013). Ainda segundo Callister Jr. (2013), os compósitos são compostos por duas fases: a matriz, que é contínua e envolve uma outra fase, esta, chamada de fase dispersa. É a fase dispersa que confere o reforço à matriz.

O concreto reforçado com fibras (CRF) é um compósito classificado como compósito fibroso, nele, o concreto simples representa a matriz do sistema e as fibras assumem a função de fase dispersa (FIGUEIREDO, 2011a). Devido à fragilidade do concreto simples sob esforços de tração, são as fibras adicionadas que proporcionam ao CRF um reforço efetivo de modo a torná-lo pseudo-dúctil, permitindo que o mesmo continue a suportar cargas mesmo após atingir deformações superiores às associadas ao limite de ruptura da matriz (NATARAJA; DHANG e GUPTA, 2000 e MEHTA e MONTEIRO, 2008). A denominação de pseudo-dúctil é justificada pelo fato de se medirem deformações plásticas no material, ou seja, o mesmo já não apresenta a característica frágil própria da matriz cimentícia. Porém, essa ductilidade não é dada pelo conjunto fibra-matriz, mas apenas pelas fibras, daí a utilização do prefixo pseudo. A pseudo-ductilidade proporcionada pelas fibras ocorre pois estas atuam como pontes de transferência de tensões entre as duas regiões seccionadas pela fissura, proporcionando maior absorção de energia pelo material (di PRISCO; PLIZZARI e VANDEWALLE, 2009 e 2010) e tornando-se barreira para a propagação de fissuras.

Embora a utilização de materiais compósitos na construção civil ocorra há pelo menos 3 500 anos (BRANDT, 2008) a partir do uso de argila reforçada com fibras vegetais, no caso de tijolos secos ao sol, ou também com crina de cavalo, quando se tratavam de argamassas de assentamento ou revestimento (ACI 544, 1996), o CRF é um material conhecido mundialmente há 50 anos, início dos anos 1960 (ZOLLO, 1997). No Brasil, essa data ainda é mais recente, a partir dos anos 1990.

As fibras de aço são o tipo de fibra mais empregado em artefatos de CRF, seja por razões históricas, uma vez que as mesmas foram as primeiras fibras sintéticas a

serem empregadas em compósitos fibrosos, ou por razões de desconfiança do mercado com relação às demais fibras disponíveis. De acordo com os dados mais recentes do setor, no Brasil a principal aplicação do concreto reforçado com fibras de aço (CRFA) é em pavimentos, representando cerca de 74% da aplicação nacional, seguido pelo concreto projetado, com a parcela de 20% do mercado de CRFA (Figura 1.1)(FIGUEIREDO, 2011b).

Figura 1.1. Distribuição do mercado de concretos reforçados com fibras de aço no Brasil no primeiro semestre de 2010 (FIGUEIREDO, 2011b).

Em países como Canadá (PERRY e ZAKARIASEN, 2004), Austrália, Bélgica, Luxemburgo e Estônia (DESTREÉ e MANDL, 2008) o CRF é utilizado em lajes suspensas, colunas e vigas como único sistema de reforço. Comparando essa realidade com os dados nacionais (Figura 1.1) é possível notar o atraso do mercado brasileiro com relação a outros países no que tange a aplicação deste tipo de tecnologia em obras de diferentes aspectos (FIGUEIREDO, 2014). Isso porque o emprego do CRF em pavimentos de concreto pode ser considerado como trivial, uma vez que resulta em uma aplicação com baixa demanda estrutural. Já a segunda aplicação, destinada à projeção do CRF como revestimento de taludes ou túneis, é uma aplicação consagrada nacionalmente desde os primórdios dos anos 1990 (ARMELIN, 1992).

Finalmente, foi possível adentrar o século XXI com avanços nacionais no que tange ao tema. É o caso do desenvolvimento dos tubos de concreto reforçado com

fibras (TCRF) para obras de saneamento e sua normatização (ABNT NBR 8890:2007), a normatização das fibras de aço para reforço em concreto (ABNT NBR 15530:2007), além da prática recomendada do Comitê 303 IBRACON/ABECE - Uso de Materiais não Convencionais para Estruturas de Concreto, Fibras e Concreto Reforçado com Fibras, inspirada especialmente no atual *fib Model Code* (fib, 2010).

1.1 Justificativa

A moderna concepção do CRF para aplicações estruturais está focada na caracterização do material de modo a se obterem equações constitutivas que configurem seu comportamento à tração direta (di PRISCO; PLIZZARI e VANDEWALLE, 2009 e 2010), pois assim consegue-se avaliar com maior acurácia a capacidade de reforço das fibras na matriz de concreto. Todavia, devido à complexidade dos ensaios de tração direta, a utilização dos ensaios de tração à flexão para caracterização do comportamento mecânico do CRF tornaram-se os mais tradicionais e com grande número de procedimentos normatizados (GOPALARATNAM e GETTU, 1995). No entanto, estes ensaios não são adequados para a avaliação de possíveis anisotropias no comportamento do material, o que pode comprometer o desempenho estrutural de elementos produzidos em CRF. Dessa maneira, surgiu a proposição do ensaio DEWS, o qual é mais adequado quando se necessita obter uma relação direta entre tensão e deformação e, na avaliação dos possíveis efeitos da anisotropia no comportamento pós-fissuração do CRF (di PRISCO; LAMPERTI e LAPOLLA, 2010). Este ensaio de caracterização do comportamento mecânico do CRF é oriundo de uma metodologia que por cerca de 20 anos esperou por maiores estudos (BRÜHWILER e WITTMANN, 1990). Ao contrário dos ensaios de flexão de prismas, o ensaio de compressão de corpo de prova com duplo corte em cunha, também conhecido pela sigla DEWS derivada do inglês: *Double Edge Wedge Splitting*, avalia o compósito fibroso aplicando-lhe, por meio da compressão, um esforço de tração indireta.

Até hoje, os resultados apresentados na literatura para ensaios realizados via DEWS são de CRFA cujos teores dispersos dessas fibras são da ordem de 1,27% (em relação ao volume da matriz). Entretanto, é importante que se leve em consideração a necessidade de se medir a tenacidade para baixos volumes de fibras (teores inferiores a 1,00%), pois essa é muitas vezes a realidade que se encontra em campo (NATARAJA; DHANG e GUPTA, 2000).

Outro fato relevante diz respeito ao comportamento mecânico do CRF. Na caracterização do CRF sua resposta pode ser definida entre *softening* ou *hardening* em função de como esta se apresenta no estágio pós-fissuração da matriz. Desta maneira, quando a capacidade resistente do compósito no estágio pós-fissuração é inferior a capacidade resistente da matriz, isto é, há diminuição da capacidade resistente do compósito em função da fissuração da matriz, tem-se um comportamento de *softening* (BENTUR e MINDESS, 2007) ou também chamado de enfraquecimento. Contudo, quando a capacidade resistente do compósito é superior no estágio pós-fissuração à resistência da matriz, ou seja, após a ruptura da matriz aumenta-se a capacidade resistente do compósito, há o chamado comportamento de *hardening* (BENTUR e MINDESS, 2007) ou fortalecimento. A essa caracterização é acrescentada uma classificação em função do tipo de carregamento do espécime, de modo que para ensaios que exerçam tração direta denomina-se *strain* e ensaios de tração à flexão denomina-se *deflection* (NAAMAN, 2003) (Figura 1.2), traduzidos respectivamente por tração e deflexão.

Figura 1.2. Classificação do comportamento do CRF em função da resposta do material e da metodologia de ensaio empregada.

Na prática, quando exemplares prismáticos em CRF são submetidos à tração na flexão é possível se obter uma resposta diferente do apresentado quando os mesmos são ensaiados à tração direta. Desta forma, o compósito pode apresentar um

comportamento *strain-softening* à tração direta e um comportamento *deflection-hardening* à tração na flexão, uma vez que à flexão, as fissuras começam antes do pico de carregamento (di PRISCO; PLIZZARI e VANDEWALLE, 2009) (Figura 1.3). Isto resulta na necessidade de correlação entre as metodologias, como maneira de se evitarem más interpretações ou muitas vezes superestimações do desempenho do material.

Figura 1.3. Diferentes respostas de um mesmo CRF em função da metodologia de ensaio utilizada na caracterização do comportamento mecânico à tração (di PRISCO; PLIZZARI e VANDEWALLE, 2009).

A ideia de correlacionar diferentes metodologias de avaliação vai ao encontro da proposta atual que busca a elaboração de equações constitutivas do CRF para fins de aplicação estrutural (FIGUEIREDO, 2014). Assim, as novas propostas devem seguir a mesma tendência do *fib Model Code* (fib, 2010), que utiliza como parâmetro de avaliação do material os valores de resistência residual em dois níveis de fissuração, no Estado de Limite de Serviço¹ (ELS) (f_{R1k}) e Estado Limite Último² (ELU)

¹ ELS é a situação limite na qual a estrutura deixa de atender às condições normais de uso, porém sem que a mesma esteja em colapso. Nesse estado considera-se que a estrutura pode continuar a atender às intenções originais de uso a partir de uma pequena intervenção para reparos.

² ELU é a situação limite a partir da qual admite-se que a estrutura tem esgotada sua capacidade de sustentação, isto é, a mesma encontra-se em situação de colapso.

(f_{R3k}) (Figura 1.4). Neste sentido, a velocidade de carregamento merece destaque especialmente no âmbito dos ensaios em sistema aberto. Altas taxas de carregamento proporcionam a rápida propagação das fissuras no espécime e, após ser atingida a carga de pico, ocorre uma abrupta transferência de tensões da matriz para as fibras da seção fissurada, seguida pelo aumento rápido da velocidade de deslocamento ou de abertura de fissura (FIGUEIREDO, 2011b). Isso tende a ocasionar uma interpretação errônea da capacidade resistente do material, pois muitas vezes os equipamentos de ensaio associam a transferência abrupta de carga da matriz para as fibras como uma carga suportada pelo corpo de prova (TIGUMAN e FIGUEIREDO, 2005). Desta maneira, é fundamental verificar se o ensaio, realizado com sistema aberto, não possui instabilidade muito grande, o que inviabiliza a avaliação da resistência residual no ELS, como já comprovado para outros ensaios (MONTE; TOALDO e FIGUEIREDO, 2014).

Figura 1.4. Curvas de classificação do comportamento do CRF a partir da proposição dada pelo *fib Model Code* (di PRISCO; PLIZZARI e VANDEWALLE, 2010).

Além disso, se for levada em consideração a metodologia de ensaio de flexão de prismas, porém correlacionando-a com o efeito da orientação das fibras ao longo do espécime, ou seja, o alinhamento predominante destas na matriz de concreto, é possível afirmar que os ensaios convencionais, devido ao seu próprio sistema de carregamento, consideram que as fibras apresentam orientação unidirecional (PUJADAS et al., 2014). Em outras palavras, ao se utilizar unicamente os resultados obtidos de espécimes ensaiados à flexão está se considerando que o CRF na

estrutura real apresenta isotropia no alinhamento das fibras. Isso é consequência de os ensaios de flexão serem realizados sobre um mesmo eixo de carregamento em todos os espécimes ensaiados, ou pelo fato do carregamento aplicado gerar esforços que os solicitem em apenas uma única direção. Este fato, também confirmado por Pujadas et al. (2014), pode induzir a erros na fase de análise dos resultados, uma vez que a resposta considera a orientação uniforme em todas as direções, sendo que a realidade da estrutura na maioria das vezes não segue esse padrão.

A partir do ponto de vista da orientação das fibras, o ensaio DEWS possibilita por meio de ensaios comparativos entre si, a identificação da orientação predominante do reforço na matriz de concreto, conforme mostrou di Prisco, Ferrara e Lamperti (2013) em seus ensaios (Figura 1.5). Esse tipo de análise permite que se tenha conhecimento de possíveis influências do ensaio de flexão de prismas na capacidade resistente do CRF.

Figura 1.5. Gráfico que apresenta a mudança no padrão de resposta do CRF em função da mudança do eixo de carregamento no ensaio (di PRISCO; FERRARA e LAMPERTI, 2013, modificada).

Essas influências vinculadas aos espécimes prismáticos estão relacionadas especialmente com o “efeito parede” do molde, o qual tende a induzir uma orientação preferencial das fibras. Uma alternativa na análise do efeito da orientação das fibras na resposta do ensaio, seria a moldagem de placas com dimensões suficientemente capazes de se extrair testemunhos prismáticos a serem ensaiados em direções

distintas, conforme realizado por Zerbino et al. (2012). Contudo, essa proposta pode não fornecer resultados tão fiáveis, uma vez que o “efeito parede” tem uma interferência limitada.

É de grande valia conciliar, pois, um estudo no qual seja avaliada uma nova metodologia capaz de fornecer informações a respeito da orientação predominante das fibras na matriz do CRF junto da avaliação da aplicabilidade deste método em CRF com teor de fibra disperso inferior a 1,00%. A extensão da aplicabilidade da metodologia DEWS em novas condições de ensaio pode auxiliar as metodologias já existentes na avaliação do CRF, tornando-se ferramenta de apoio aos que buscam desenvolver métodos analíticos de dimensionamento de estruturas em CRF. Assim, tender-se-ia a suprir parte da escassez de métodos analíticos capazes de caracterizar adequadamente este compósito e assim propiciar uma maior difusão da sua aplicabilidade em obras de engenharia (JONES; AUSTIN e ROBINS, 2008).

1.2 Objetivos

Esta pesquisa teve por objetivo averiguar a aplicabilidade da metodologia DEWS na caracterização de concretos reforçados com baixos teores de fibra de aço para finalidades estruturais. Buscou-se atingir tal objetivo a partir da abordagem dos seguintes assuntos:

- Avaliação da capacidade do ensaio DEWS em distinguir o grau de ortotropia do CRF em comparação aos métodos tradicionais de flexão de prismas, em relação às resistências (à tração e residuais). Nesta condição também será avaliada a aplicabilidade do ensaio para condições críticas de reforços pós-fissuração que coincidem com um grau desfavorável de orientação preferencial das fibras;
- A partir da avaliação da ortotropia, indicar o possível nível de influência dos tradicionais métodos de flexão de prismas na caracterização dos CRFA;
- Correlacionar os resultados obtidos via metodologia DEWS e o ensaio de tração à flexão de corpos de prova prismáticos, ambos realizados com sistema aberto;
- Analisar a influência da velocidade de carregamento dos ensaios DEWS e de tração à flexão de prismas no desempenho do CRFA, na busca de maior dinamização do ensaio e verificação da possível influência da velocidade de ensaio nas resistências (à tração e residuais) e extensão de instabilidades.

1.3 Organização do texto

O texto está dividido em cinco capítulos, neste primeiro, introduziu-se o cenário que justifica a realização desta pesquisa. No segundo capítulo tratar-se-á a respeito da importância da caracterização mecânica do CRF e das principais metodologias de avaliação do material distintas em dois grandes grupos: os ensaios de tração direta e os de tração indireta, com destaque para o ensaio DEWS. O capítulo 3 traz considerações a respeito da análise da ortotropia do CRFA em função de resultados dos ensaios DEWS e de flexão de prismas para concretos com três teores de fibra distintos dispersos na matriz de concreto. Além disso, avaliar-se-á o grau de acuidade do ensaio DEWS e de flexão na distinção do alinhamento e do teor de fibra presente na matriz de concreto. Neste capítulo, ainda é feita a correlação entre os ensaios DEWS e flexão de prismas (JSCE-SF4, 1984) a partir dos valores obtidos das resistências à tração e residuais. O penúltimo capítulo (Capítulo 4) contém informações a respeito variação da velocidade de carregamento nos ensaios DEWS e de flexão de prismas e sua consequência na instabilidade pós-fissuração da matriz. Por fim, a última parte (Conclusão) contém considerações a respeito de todo o programa experimental desenvolvido no estudo, de modo a ressaltar a aplicabilidade do ensaio DEWS como ferramenta de avaliação de CRF com baixos teores de fibra de aço, bem como considerações a respeito de possíveis trabalhos futuros sobre o tema.

Capítulo 2 Caracterização da Resistência Mecânica do Concreto Reforçado com Fibras

A resistência à tração no estágio de pré-fissuração da matriz do CRFA não é interferida pela adição de fibras quando estas estão presentes em teor de até 1,0% em volume (di PRISCO; PLIZZARI e VANDEWALLE, 2009 e 2010). Entretanto, no estágio pós-fissuração da matriz do CRFA a presença de apenas 0,10% em volume de fibras na matriz passa a ter influência significativa na capacidade resistente do material (ZOLLO, 1997). Isso evidencia que o trabalho efetivo das fibras ocorre no estágio pós-fissuração do compósito (FIGUEIREDO, 1997 e di PRISCO; PLIZZARI e VANDEWALLE, 2009), tornando sua capacidade resistente neste estágio, dependente do número de fibras atuantes na seção de ruptura. Essa evidência corrobora com o fato de que o CRF continua a suportar carregamentos progressivos sem que haja a propagação da fissura devido ao efeito de “costura da fissura” proporcionada pelas fibras que atravessam a região fraturada (NATARAJA; DHANG e GUPTA, 2000 e BOULEKBACHE et al., 2010). Na Figura 2.1 é possível verificar o contraste entre a distribuição de tensões em um concreto simples e em um CRF. Enquanto no primeiro caso a fissura proporciona uma barreira para a continuidade da transferência de tensões aliada à concentração delas na extremidade da fissura (Figura 2.1a), no CRF as fibras proporcionam um alívio de tensão na extremidade da fissura, uma vez que permitem a transferência de tensão através da seção fissurada (Figura 2.1b). É devido a essa capacidade de transferir tensões através da seção fissurada que as fibras são admitidas como pontes de transferência de tensão (FIGUEIREDO, 1997), fato que mantém a coesão do material e, conseqüentemente, a integridade estrutural mesmo após a fissuração (NATARAJA; DHANG e GUPTA, 2000).

Figura 2.1. Distribuição das tensões presentes na seção fissurada de: (a) concreto convencional; (b) concreto reforçado com fibras (NUNES; TANESI e FIGUEIREDO, 1997, modificada).

O reforço proporcionado pelas fibras é dependente, em especial, da interação entre a fibra e a matriz. Essa interação é função da adesão entre fibra e matriz e está relacionada com os mecanismos de ancoragem das fibras (deformações superficiais intencionais com intuito de aumentar a área de contato) e à aderência das fibras na matriz dada pela compatibilidade entre os dois materiais (BENTUR e MINDESS, 2007). Assim, a energia dissipada pelo material durante um esforço de tração está associada a capacidade de se arrancar as fibras da matriz durante o estágio pós-fissuração. É justamente esse trabalho necessário para vencer o atrito durante o arrancamento o responsável pela melhora significativa da capacidade de absorção de energia do material (NATARAJA; DHANG e GUPTA, 2000).

É possível, então, mensurar a capacidade resistente do compósito a partir dessa energia, chamada de tenacidade. Oriunda de um período onde não se dispunham de aparatos capazes de medir o nível de fissuração dos espécimes, a maneira mais comumente utilizada para a mensuração da tenacidade se consagrou como sendo a integral da curva carga *versus* deflexão, dada em Joule (J). Assim, o controle da tenacidade dos CRF é geralmente realizado por meio do ensaio de tração na flexão, o qual ainda não atingiu consenso a nível internacional, seja no que se refere à metodologia de ensaio, seja na definição da medida da tenacidade (FIGUEIREDO e HELENE, 1997). Atualmente a tenacidade como parâmetro de caracterização do CRF continua a ser utilizada, porém em menor escala, na avaliação de estruturas sujeitas a esforços dinâmicos e cíclicos, tais como estruturas portuárias (docas), militares (bases antimísseis e estruturas para treinos de tiros) e localizadas em regiões sujeitas a sismos. O principal motivo que vem limitando a utilização da tenacidade como

parâmetro de caracterização do material é o efeito da escala do ensaio sobre a mensuração da sua intensidade. Entende-se por escala de ensaio o volume de material envolvido em sua caracterização, isto é, o tamanho e a geometria do corpo de prova. Desta maneira, o volume de fratura envolvido no mecanismo de ruptura do corpo de prova somado ao mecanismo de ruptura, impactará na magnitude da resposta obtida. Vale ressaltar que a energia de ensaio gasta para romper um espécime irá variar em função desse volume de fratura. Deve-se distinguir a energia de fratura do ensaio da energia de fratura do material. A energia de fratura do material, definida como a energia necessária para abrir uma unidade de área superficial de fratura, é uma propriedade do material e em nada está relacionada com o tamanho do corpo de prova ou mecanismo de ensaio (KOVAR e FOGLAR, 2015). Já a energia de fratura do ensaio equivale a energia de fratura do material ponderada pela geometria do espécime. Uma nova proposta de caracterização está baseada na medição da resistência residual do CRF, que equivale à capacidade resistente do material no estágio pós-fissuração da matriz, ou seja, quando o compósito assume deformações plásticas. A adoção da resistência residual é justificada pelo fato dela ser um parâmetro mais adequado aos esforços estáticos e estar mais próxima dos parâmetros de cálculo estrutural, o que proporciona maior similaridade com o dimensionamento do concreto armado.

Existem diversas maneiras de classificar os ensaios mecânicos, tais como: a partir do sistema de controle de carregamento ou também se levando em consideração o mecanismo de aplicação dos esforços. No que tange o sistema de controle de carregamento, dois métodos são possíveis: o sistema fechado (*closed-loop*) e o sistema aberto (*open-loop*).

A utilização do sistema fechado garante uma taxa de deformação estável e uma resposta também estável do espécime, melhorando a precisão. Nele existe um mecanismo de retroalimentação (*feedback loop*), ou seja, um dispositivo sensor instalado no espécime, neste caso pode ser o próprio LVDT (*Linear Voltage Differential Transducer*), que ajusta as entradas de dados em função de parâmetros pré-definidos no roteiro do ensaio (deformação do espécime, tensão, carga de ruptura, etc.) a partir da resposta do material (GETTU et al., 1996 e BANTHIA; MINDESS e JIANG, 2011). São exemplos de ensaios que fazem uso do sistema fechado as metodologias RILEM TC 162-TDF (2002), EN 14651 (2007) e ASTM C 1609 (2012). Embora esse sistema de ensaio proporcione resultados com menor dispersão quando

comparados aos obtidos via sistema *open-loop* (BANTHIA e DUBEY, 1999), sua utilização é limitada principalmente por questões referentes ao custo de todo o aparato laboratorial para sua realização (FIGUEIREDO, 2014), que necessita de prensas servo-controladas. Os ensaios em sistema aberto, tais como o JSCE-SF4 (1984), EFNARC (1996), ASTM C 1399 (2010) e o próprio DEWS (di PRISCO; LAMPERTI e LAPOLLA, 2010) não dispõem de sistema de retroalimentação, assim a resposta do material no decorrer do teste em nada influencia na taxa de carregamento do espécime. Apesar de serem mais usuais, os ensaios em sistema aberto apresentam um problema limitante comum que é a instabilidade pós-fissuração, ou também chamada de instabilidade pós-pico.

2.1 Instabilidade pós-fissuração

Também conhecida por instabilidade pós-pico, a instabilidade pós-fissuração é um período de incerteza do comportamento real do material ensaiado. A instabilidade pós-pico é consequência da diferença significativa entre a carga resistida pela matriz e a capacidade resistente do reforço das fibras. Portanto, após ser atingida a carga de pico ocorre uma abrupta transferência de tensões da matriz para as fibras da seção fissurada seguida pelo aumento rápido da velocidade de deslocamento ou abertura de fissura (FIGUEIREDO, 2011b) (Figura 2.2). Comum em ensaios que envolvem a ruptura de compósitos cimentícios pelo fato deles serem frágeis (HARMUTH, 1995 e BANTHIA; MINDESS e JIANG, 2011), a instabilidade pós-pico é típica em CRF com baixo consumo de fibras (SALVADOR, 2013), isto é, em CRF cujos teores de fibra estejam abaixo do volume crítico³.

³ Volume crítico é aquele correspondente ao teor de fibras que, após a fissuração da matriz, mantém sua mesma capacidade resistente.

Figura 2.2. Representação gráfica da instabilidade pós-fissuração para corpo de prova ensaiado à flexão e sua consequência na velocidade de ensaio.

Conforme pôde ser visto na Figura 2.2, a instabilidade pós-pico não proporciona uma deformação periódica do espécime, ocasionando o afastamento dos pontos de dados na curva de tensão. A partir da curva de velocidade, é possível perceber que a instabilidade proporcionou um aumento de 327,5 vezes da velocidade prescrita no ensaio. Em outras palavras, quando realizada em condições normais – sem instabilidade – a velocidade de ensaio equivale a 0,02 mm/s, porém no trecho de instabilidade (entre 0,02 mm e 0,46 mm de CMOD) a velocidade de ensaio atinge o valor de 6,55 mm/s. Assim, a existência de instabilidade torna imprecisos os valores de resistência residual obtidos em trechos em que ela ocorre, pois no intervalo em que a instabilidade se faz presente há completa incerteza da resposta do material (GOPALARATNAM e GETTU, 1995 e BANTHIA e DUBEY, 2000). Essa incerteza da resposta do material está relacionada ao fato dos equipamentos de ensaio não conseguirem definir a verdadeira forma da curva nessa região e, por meio de uma interpretação errônea, muitas vezes associam a transferência abrupta de carga da matriz para as fibras como a carga suportada pelo corpo de prova (TIGUMAN e FIGUEIREDO, 2005).

Basicamente três fatores podem interferir na intensidade da instabilidade pós-fissuração (BRÜHWILER e WITTMANN, 1990), os quais são apresentados esquematicamente na Figura 2.3 e serão discutidos a seguir.

Figura 2.3. Fatores intervenientes na instabilidade pós-fissuração do CRF.

2.1.1 Método de ensaio

Analisar o fator relativo à metodologia de ensaio significa analisar os elementos básicos que compõem a configuração do ensaio.

Primeiramente, a dimensão da seção de ruptura do corpo de prova deve ser considerada. Como visto anteriormente, a energia necessária para romper o espécime varia em função do volume de fratura. Havendo a redução da seção de ruptura, tende-se a reduzir a energia elástica armazenada até a ruptura do corpo de prova e, consequentemente, há a redução da parcela de energia transferida para as fibras logo após a ruptura da matriz. Contudo, pelo fato do CRF ser um material heterogêneo não se pode reduzir indiscriminadamente a seção de ruptura do espécime, com risco à fidedignidade dos resultados obtidos em ensaio. Desta forma, a opção é manter as mesmas seções dos ensaios comumente utilizados na caracterização do concreto simples, porém executando-se entalhes em suas superfícies. A adoção de entalhes no corpo de prova a ser ensaiado é a principal medida a fim de evitar a instabilidade pós-pico, especialmente em CRF com teores de fibra abaixo do volume crítico (ZHANG et al., 2014). Realizar entalhes nos espécimes significa, em termos práticos, criar um ponto para a indução de fissuras, permitindo não apenas obter menor dispersão amostral, mas também reduzir a energia necessária para ruptura do corpo de prova e, consequentemente, reduzir a velocidade de propagação de dano. A redução da energia elástica armazenada até o momento da ruptura do CRF foi a

justificativa adotada por di Prisco, Lamperti e Lapolla (2010) para a introdução de entalhes no corpo de prova cúbico utilizado no ensaio DEWS. Além do ensaio DEWS outros ensaios também fazem uso de espécimes entalhados, conforme será apresentado mais adiante.

Outra medida adotada para se tentar reduzir a instabilidade pós-pico se refere à velocidade de carregamento. Sob esta perspectiva, atua-se diretamente na velocidade de propagação de dano, pois quanto menor for a velocidade de carregamento menor tende a ser a intensidade de propagação de dano no corpo de prova. Alguns ensaios adotam, por exemplo, duas faixas de velocidade de carregamento distintas em função do nível de deformação (EFNARC, 1996). Desta forma, garante-se que no decorrer dos instantes iniciais do estágio pós-fissuração (até 0,5 mm de deflexão) haja uma propagação de dano mais lenta. Ainda, em alguns ensaios, pode haver o carregamento em duas etapas com alteração do aparato de ensaio também em função do nível de deformação do espécime (ASTM C 1399:2010). Neste caso, garante-se uma maior rigidez do sistema até os primeiros instantes da deformação plástica do material (cerca de 0,5 mm de deflexão), como forma de garantir uma propagação de dano estável no espécime.

2.1.2 Equipamento

Os fatores intervenientes na instabilidade pós-pico que estão contidos no âmbito do equipamento de ensaio podem ser: o sistema de controle de carregamento, a taxa de aquisição de dados e a rigidez da prensa.

O sistema de controle de carregamento pode auxiliar na redução da instabilidade pós-fissuração, como pode ser observado na Figura 2.4.

Figura 2.4. Gráfico com curvas de CRF ensaiados em sistema fechado e aberto (BANTHIA e DUBEY, 1999, modificada).

A partir da Figura 2.4 é possível perceber que a curva descendente logo após a ruptura da matriz é menos acentuada no ensaio em sistema fechado, o qual, inclusive, fornece resistências residuais maiores que as obtidas via ensaio em sistema aberto. Isso evidencia que a instabilidade pós-pico não influencia apenas no comportamento dos primeiros instantes pós-fissuração, mas ainda na capacidade resistente em elevados níveis de fissuração (BANTHIA e TROTTIER, 1995).

Assim como relatado no início deste capítulo, os ensaios em sistema fechado promovem uma taxa de deformação estável e uma resposta também estável do corpo de prova, melhorando a precisão. Entretanto, os custos envolvidos com o aparato laboratorial necessário à realização desses ensaios tornam-se um limitante, ainda mais sabendo-se que a adoção do sistema fechado pode não ser eficaz no controle da instabilidade quando se ensaiam CRF com baixos teores de fibras.

Analisando o fator referente à taxa de aquisição de dados, também conhecida por frequência, deve-se ter conhecimento que quanto maior a taxa de aquisição de um equipamento, maior é a capacidade de caracterização do corpo de prova. Desta maneira, mais dados estarão compondo a curva de caracterização, o que diminui a susceptibilidade de “lacunas” resultantes do aumento da taxa de deformação proporcionada pela instabilidade pós-pico. Entretanto, para algumas prensas há a

possibilidade de que, mesmo fazendo-se uso de uma frequência elevada, ocorra instabilidade pós-fissuração em sistema aberto. Tal instabilidade é representada graficamente como uma reta decrescente formada por poucos pontos (SALVADOR, 2013) que parte da carga máxima resistida e se estende até a primeira resistência residual que a máquina consegue registrar. A região afetada pela instabilidade pode atingir valores de abertura de fissura de até 0,75 mm conforme relatado por Bernard (2009), isso significa que há prejuízo à análise dos valores referentes ao ELS do material.

Outro fator determinante na intensidade da instabilidade pós-fissuração se refere à rigidez do equipamento. Isso significa que equipamentos dotados de alta rigidez irão impedir que a energia elástica armazenada durante o estágio pré-fissuração do espécime seja dissipada neste quando da sua ruptura. Portanto, a máquina de ensaio deve ter rigidez suficiente para absorver a energia excedente entre a capacidade resistente da matriz e aquela que é resistida pelas fibras.

2.1.3 Características do compósito

As características do CRF que se relacionam à instabilidade pós-pico estão basicamente relacionadas à interação fibra-matriz do compósito. Conforme mencionado por Figueiredo (2011b) e Escariz (2012) essa interação é influenciada pelos seguintes parâmetros:

- Propriedade das fibras (resistência e módulo de elasticidade);
- Geometria da fibra (mecanismo de ancoragem, fator de forma, comprimento, etc.);
- Teor de fibra incorporado;
- Orientação e distribuição das fibras na seção transversal da peça;
- Propriedade da matriz de concreto (resistência e módulo de elasticidade).

Segundo Figueiredo (2005), as propriedades das fibras relacionadas ao módulo de elasticidade e resistência mecânica podem ser consideradas as mais relevantes, pois irão definir a capacidade de reforço que aquelas proporcionarão ao concreto. Como definição, são consideradas fibras de alto módulo aquelas que apresentam módulo de elasticidade superior ao do concreto e, portanto, as fibras de baixo módulo são as que apresentam seu módulo de elasticidade inferior ao deste (FIGUEIREDO, 2011b).

Uma síntese da relação entre as propriedades das fibras e a capacidade de reforço do compósito está apresentada na Figura 2.5, a seguir.

Figura 2.5. Diagrama de tensão por deformação elástica de matriz e fibras de diferentes módulos de elasticidade e resistências trabalhando em conjunto no CRF (FIGUEIREDO, 2005).

Na Figura 2.5 está representada uma matriz hipotética dada pela curva de tensão por deformação O-A. Essa matriz é reforçada com três diferentes tipos de fibras: uma com alto módulo de elasticidade e alta resistência à tração (curva O-B), outra com alto módulo de elasticidade, mas com baixa resistência à tração (curva O-C) e uma última com baixo módulo de elasticidade (curva O-D). Uma vez que as fibras estão perfeitamente embutidas e aderidas na matriz, conforme o compósito for sendo submetido a uma força de tração, deformações irão ocorrer em função dos diferentes níveis de tensão para cada tipo de reforço empregado (FIGUEIREDO, 2011b). Quando estiver prestes a se romper, o nível de tensão da matriz chega ao ponto A, assim quando da sua ruptura, caso o reforço seja dado pela fibra de baixo módulo, o nível de tensão desta será inferior ao da matriz nesse nível de deformação, conseqüentemente, a transferência de tensão fibra-matriz tenderá a ser de forma abrupta, ocasionando uma queda na capacidade resistente pós-fissuração do compósito, em outras palavras haverá a tendência de instabilidade pós-pico. Isso significa que o nível de tensão a ser transmitido às fibras não pode ser muito alto de modo a produzir deformações elevadas nas fibras e conseqüente rápido crescimento da fissura (FIGUEIREDO, 2011b). Entretanto, não basta apenas que a fibra apresente

alto módulo de elasticidade para que haja transferência estável de tensão da matriz para as fibras. Caso o reforço fosse dado pela fibra de alto módulo mas com baixa resistência, também haveria instabilidade, pois nesse caso é possível que o reforço pós-fissuração seja reduzido ou até mesmo inexistente, pois quando a matriz fraturar as fibras já terão sido rompidas e não conferirão reforço ao concreto (FIGUEIREDO, 2011b). Nesse caso apenas o reforço proporcionado pela fibra de alto módulo e alta resistência é que proporciona uma transferência estável de tensão da matriz para as fibras, ou seja, reduz a instabilidade pós-fissuração do compósito em baixos teores de fibra.

Os casos anteriormente apontados levam em consideração que os teores de fibra presentes na matriz estão abaixo do volume crítico. Dessa forma, é possível entender como o teor de fibra empregado influencia na instabilidade pós-pico, pois em casos em que as fibras apresentam baixo módulo e/ou baixa resistência mecânica à tração, mas estão em volume superior ao crítico é possível haver uma transferência estável de tensões da matriz para as fibras. Isso ocorre, pois, estando em teor elevado, é possível que a tensão na fibra não exceda sua tensão de ruptura (FIGUEIREDO, 2011b) e portanto, diminui-se a diferença entre as capacidades resistentes da matriz e do reforço das fibras.

O teor crítico de fibras está, pois, diretamente relacionado ao módulo de elasticidade da matriz, porque quanto maior o módulo de elasticidade desta, maior deverá ser o teor de fibra necessário a fim de atingir a capacidade resistente da matriz de concreto (FIGUEIREDO, 2011b). O mesmo pode ser afirmado com relação à resistência da matriz. Ou seja, quanto maior for a resistência à tração da matriz, maior deverá ser o teor de fibra necessário com intuito de reduzir a diferença entre ambas as capacidades resistentes no instante pós-ruptura da matriz. Nesse caso, o aumento da resistência da matriz tende a deixá-la mais frágil, proporcionando uma maior queda da capacidade resistente após a fissuração, fato visto por Figueiredo, Nunes e Tanesi (2000).

Com relação à geometria das fibras, fibras de menor comprimento nominal (l), ou menor fator de forma⁴, proporcionam maior susceptibilidade à instabilidade pós-fissuração (FIGUEIREDO; CECCATO e TORNARI, 1997). Isto está relacionado ao conceito de comprimento crítico da fibra (l_c). Entende-se por comprimento crítico de

⁴ Fator de forma é uma medida adimensional resultante da relação entre o comprimento nominal da fibra e seu diâmetro equivalente.

uma fibra aquela no qual a tensão em seu centro é igual a tensão de ruptura da fibra (σ_{fu}), isso quando a fissura da matriz ocorrer perpendicularmente à fibra e posicionada nessa mesma região (FIGUEIREDO, 2011b). Na Figura 2.6 é possível verificar como se distribuem as tensões ao longo de uma fibra em função do comprimento crítico. No caso de fibras curtas ($l < l_c$), quando a matriz se rompe não há a mobilização adequada das fibras que atravessam a seção fissurada, sendo estas arrancadas no lado da seção fissurada em que houver menor comprimento embutido (FIGUEIREDO, 2011b). Assim, com pouco comprimento embutido de fibra na matriz, aumenta-se a diferença entre a capacidade resistente da matriz e a dada pelo reforço, uma vez que este último está relacionado à energia necessária ao arrancamento das fibras na matriz (NATARAJA; DHANG e GUPTA, 2000).

Figura 2.6. Distribuição de tensões ao longo da fibra em função de seu comprimento crítico (BENTUR e MINDESS, 2007).

Pensando a respeito da orientação das fibras, ou seja, seu alinhamento preferencial no espécime, e sua distribuição, que pode ser entendida como a concentração das fibras em determinadas regiões do corpo de prova, a instabilidade pós-pico se relaciona ao fenômeno de pontes de transferência de tensões. Caso a

seção de ruptura apresente poucas fibras alinhadas de modo a atravessá-la, ou em número reduzido devido a algum tipo de distribuição heterogênea, há o aumento da diferença entre a capacidade resistente da matriz e das fibras. O que significa que mesmo para teor de fibra acima do crítico, problemas relacionados à orientação das fibras ou distribuição não uniforme destas no corpo de prova ensaiado podem proporcionar instabilidade pós-fissuração.

Com base agora no mecanismo de aplicação do carregamento à tração, é possível dividir os ensaios mecânicos em dois grupos: os ensaios de tração direta e os de tração indireta.

2.2 Ensaios de Tração Direta

São considerados ensaios de tração direta aqueles na qual a direção de aplicação do carregamento e a do esforço resultante é a mesma, proporcionando tensões de tração perpendiculares ao plano de ruptura do material. Os ensaios diretos seriam os ideais a serem utilizados para caracterizar qualquer material à tração, pois os mesmos transmitem unicamente um esforço de tração uniaxial ao espécime, o que significa que os valores obtidos de tensão-deformação não são sobre-estimados, como ocorre quando se ensaia o corpo de prova à flexão (SORANAKOM e MOBASHER, 2008).

A configuração mais conhecida do teste de tração direta utiliza-se de espécimes em formato de “osso para cão” ou haltere, por isso também chamado de *dog-bone* ou *dumbbell* (Figura 2.7). A metodologia de ensaio permite a relação direta entre a tensão e a deformação ou a distribuição da abertura de fissura. Porém, esse procedimento apresenta como grande desvantagem a necessidade de se dispor de um sistema fechado e, também de um conjunto de aparatos que tenham exatamente a geometria cônica das extremidades do espécime ou um sistema de fixação adequado (di PRISCO; FERRARA e LAMPERTI, 2013). Além disso, deve ser garantida que a ruptura não ocorra junto à extremidade fixada do corpo de prova, ou ainda de não haver excentricidade na carga aplicada (NEVILLE e BROOKS, 2013).

Figura 2.7. (a) Corpo de prova em formato de "osso para cão" (*dog-bone*); (b) Instrumentação necessária para a fixação do espécime *dog-bone* para ensaio de tração direta (SUKONTASUKKUL, 2004).

Outro inconveniente se refere à produção dos corpos de prova. Uma vez que a geometria do espécime é similar a um haltere, a única maneira de obtê-la facilmente se dá a partir da moldagem em fôrmas com essa geometria específica (Figura 2.8). Isso pode inviabilizar, portanto, a qualificação do CRF a partir da estrutura caso haja a necessidade de se conhecer as reais propriedades do material *in loco*, pois neste caso é possível que haja elevada orientação das fibras em uma única direção preferencial.

Figura 2.8. (a) Composição básica do molde padrão para corpo de prova em forma de haltere; (b) Fotografia de molde padrão utilizado na produção de espécimes de geometria *dog-bone* (SUKONTASUKKUL, 2004).

Divido à impossibilidade de análise do CRF a partir da estrutura, algumas técnicas podem ser utilizadas, por exemplo a obtenção de espécimes a partir de

testemunhos cilíndricos extraídos da estrutura, dotados de entalhe em sua altura média e fixados nos pratos da prensa a partir da aplicação de uma cola adesiva (Figura 2.9) (ABRISHAMBAF; BARROS e CUNHA, 2015). Neste caso, deve-se ter especial atenção ao contato entre a superfície do corpo de prova e o prato da prensa, pois durante a realização do ensaio pode ocorrer o descolamento do espécime, anulando o ensaio.

Figura 2.9. Corpo de prova paralelepipedico fixado no prato da máquina de ensaio para a realização do ensaio de tração direta (ABRISHAMBAF; BARROS e CUNHA, 2015, modificada).

2.3 Ensaios de Tração Indireta

Nos ensaios de tração indireta a direção de aplicação do carregamento não é a mesma que a do esforço resultante no plano de ruptura do espécime. Assim, embora não se aplique ao corpo de prova um carregamento de tração, é possível gerar esse tipo de esforço a partir da disposição do apoio do espécime no ensaio ou de modificações em sua geometria.

2.3.1 Ensaio de Flexão de Placas

O ensaio de flexão de placas surgiu basicamente da carência de modelos de dimensionamento de concretos projetados reforçados com fibras (CPRF) destinados ao revestimento de túneis (FIGUEIREDO, 2011b). Assim, sua idealização visava a avaliação comparativa entre placas de concreto tradicionalmente reforçado com tela de aço e placas de CRF. Deste modo, adotar-se-iam diversos teores de fibra de modo

a encontrar aquele que igualasse ou superasse a energia absorvida pela placa reforçada com tela de aço (FIGUEIREDO, 2008). Assim, os testes de flexão de placas foram desenvolvidos e executados a fim de atender à necessidade de conhecimento destinado à correta especificação do teor de fibra (FIGUEIREDO, 2000).

Como o próprio nome indica, o ensaio de flexão de placas solicita placas construídas por CRF à tração na flexão. Dentre as propostas de ensaio existentes, a EFNARC (1996) continua a ser a mais empregada no Brasil (FIGUEIREDO, 2011b). Nela, placas de CPRF de dimensões mínimas de 600 mm x 600 mm para projeção manual e 1000 mm x 1000 mm para projeção via robô, não devem apresentar espessura inferior a 100 mm. As placas devem ser apoiadas em seus quatro lados de modo a ter um vão central de 500 mm. A partir daí é aplicado um carregamento no centro da placa (centro de simetria) em uma área de 100 mm x 100 mm (Figura 2.10a). A superfície de aplicação do carregamento deve ser a oposta à da projeção, ou seja, a superfície em que se aplica o carregamento é a superfície inferior da placa. O carregamento é executado a uma taxa de 1,5 mm/min em relação a deflexão central da placa. O ensaio se encerra ao ser atingida uma deflexão igual a 25 mm no centro da placa.

Entretanto esta metodologia apresenta certas limitações, como o fato da deformação limite de 25 mm estar muito além do estado limite último de um revestimento destinado a túnel metroviário, por exemplo. Há também a dificuldade de se garantir apoio contínuo em todos os lados da placa durante a realização do ensaio, fato que permite a concentração de tensões, pois como a placa ficou sujeita ao esforço de projeção durante a moldagem, é comum haver desnivelamentos (FIGUEIREDO, 2011b). Assim, com vistas de assegurar melhor precisão na leitura dos resultados é proposto por Figueiredo (2000) algumas modificações, dentre elas tem-se a medição da deflexão no centro da placa por meio de um LVDT posicionado em sua parte inferior (Figura 2.10b). Outra recomendação é o calçamento metálico, em vez de com argamassa, com fins de garantir o apoio contínuo da placa sobre o suporte a partir do preenchimento dos vãos entre a placa de CPRF e os suportes. No caso do calçamento metálico, esse preenchimento é realizado com a colocação de chapas metálicas sob a placa.

Figura 2.10. (a) Representação do ensaio de punção de placas de acordo com a EFNARC (1996); (b) Proposta de modificação do ensaio EFNARC com a introdução do LVDT.

Outras propostas para ensaios de placas também são apresentadas, como é o caso do proposto por Almeida (1999) (Figura 2.11a), que prescreve o ensaio de flexão de placas triangulares sobre apoio descontinuo; da EFNARC (2011), que se utiliza de uma placa retangular, dotada entalhe na superfície inferior e ensaiada à flexão sob três pontos (Figura 2.11b); ou da ASTM C 1550 (2012) que faz uso da flexão de placas circulares sobre apoio descontinuo (Figura 2.11c).

Figura 2.11. (a) Representação do ensaio de flexão em placa triangular (FIGUEIREDO, 2000); (b) Representação de ensaio de flexão em placa retangular com entalhe (EFNARC, 2011, modificada); (c) Representação do ensaio de flexão em placa circular (ASTM C 1550, 2012, modificada).

Embora os ensaios anteriores possam variar em suas configurações, há um ponto comum, que é a utilização de espécimes de grandes dimensões, o qual dificulta a operação de ensaio, especialmente pelo fato das placas apresentarem facilmente a massa de 100 kg, tornando-os perigosos aos operadores (FIGUEIREDO, 2011b). Devido a essa questão, os ensaios de placas servem apenas para a homologação do material, necessitando da realização, em paralelo, de ensaios com prismas moldados com concreto reforçado de mesmo teor de fibra. Desta forma, a resposta do material

à flexão serviria de referência para o controle de execução da obra (FIGUEIREDO, 2008).

2.3.2 Ensaio de Flexão de Prismas

A grande maioria dos ensaios que avaliam a capacidade resistente à tração dos CRF utiliza como princípio a flexo-compressão. São, portanto, os ensaios de flexão de prismas os mais utilizados, seja por simular realisticamente muitas situações práticas ou também por ser a maneira mais simples de se produzir esforços de tração (GOPALARATNAM e GETTU, 1995). Entretanto, neste tipo de ensaio há uma superestimação da resistência do material em comparação com os valores obtidos via ensaio de tração direta. Essa superestimação se deve ao fato das equações utilizadas para mensuração do comportamento de prismas submetidos à flexão simples considerarem, a partir de uma hipótese simplificadora, que a distribuição de tensões no prisma é linear, sendo que na verdade a distribuição de tensões é não-linear (MELIS; MEYER e FOWLER, 1985).

Semelhante a uma viga flexionada, os ensaios de tração à flexão em corpos de prova prismáticos apresentam esforços de compressão na região acima da linha neutra do espécime e esforços de tração na região abaixo da mesma (Figura 2.12).

Figura 2.12. Esforços presentes nos ensaios de flexão de corpos de prova prismáticos.

É justamente pelo fato de se utilizar de um carregamento de compressão, comum na maioria das máquinas de ensaio mecânico e, de corpos de prova de pequenas dimensões, comparadas aos espécimes em placas, que esse princípio metodológico se tornou tão corriqueiro. A grande maioria dos ensaios à flexão prescrevem a necessidade de rotação do corpo de prova prismático em 90° de modo

que as superfícies laterais do espécime moldado se tornem as faces que estarão em contato direto com os cutelos da prensa. Tal medida visa reduzir a influência da segregação estática e dinâmica das fibras na resistência do CRF, que tende a concentrá-las na região da base do prisma. A segregação estática está relacionada à deposição de grande quantidade de fibras devido à ação da gravidade, ou seja, quando o espécime está em repouso (ŞANAL e ZIHNIOĞLU, 2013). A segregação dinâmica também pode gerar a deposição de fibras na região inferior do prisma, porém a partir de energia fornecida, podendo ocorrer durante o processo de adensamento, especialmente se o mesmo for realizado em mesa vibratória. É importante que seja dada a devida atenção a esta alta concentração de fibras na superfície inferior do prisma, pois a partir do momento em que ela ocorre e o corpo de prova não é rotacionado, podem-se obter valores superestimados da resistência do CRF.

Várias metodologias enfocam na utilização de espécimes prismáticos para a caracterização dos CRF. São exemplos: JSCE-SF4 (1984), EFNARC (1996), ASTM C 1399 (2010), ASTM C 1609 (2012), RILEM TC 162-TDF (2002) e EN 14651 (2007).

2.3.2.1 JSCE-SF4 – Método de Ensaio da Resistência e Tenacidade à Flexão de Concretos Reforçados com Fibras de Aço

O ensaio de flexão de prismas dado pela normativa japonesa JSCE-SF4 (1984) foi o primeiro a ser especificado para fins de caracterização mecânica de CRF. Ela é considerada a normativa de determinação de tenacidade mais empregada no Brasil e de concepção mais simples (FIGUEIREDO, 2011b), o que justifica o seu uso neste trabalho. Como aparato laboratorial para sua execução, necessita-se de uma prensa hidráulica, sendo o ensaio executado em sistema aberto. Os espécimes ensaiados devem possuir formato paralelepípedo de seção transversal quadrada com 150 mm de aresta quando se utilizam fibras de comprimento nominal superior a 40 mm ou, em caso de se utilizar fibras cujo comprimento nominal seja menor ou igual a 40 mm, a aresta da seção transversal do prisma deve ser igual a 100 mm. O comprimento do espécime deve ser 80 mm maior que três vezes a sua altura (JSCE-SF2, 1984). Essa especificação da dimensão da seção transversal em função do comprimento nominal da fibra está relacionada com o chamado “efeito de borda”, o qual pode interferir na orientação das fibras (TIGUMAN e FIGUEIREDO, 2005).

O carregamento do espécime é feito nos terços do vão, isto é, o corpo de prova prismático apoia-se sobre dois cutelos inferiores e a carga é aplicada por meio de dois

cutelos superiores centralizados (Figura 2.13). Define-se por vão a distância entre os cutelos inferiores, sendo que a medida do vão deve ser igual a três vezes a altura do corpo de prova.

Figura 2.13. Representação esquemática do ensaio de tração na flexão com carregamento ocorrendo nos terços do vão.

Nesse tipo de ensaio obtêm-se medidas de deflexão do espécime por meio de um transdutor do tipo LVDT conforme é procedido o carregamento. Para tanto, é necessário que se utilize uma peça de fixação do transdutor, chamada de *yoke* situada na altura da linha neutra do corpo de prova e apoiada sobre suportes (Figura 2.14). A localização do *yoke* na altura da linha neutra do prisma é motivada a fim de se evitar que deformações externas à deflexão do corpo de prova possam influenciar no valor medido. Tais deformações externas podem ocorrer devido ao esmagamento da superfície inferior do espécime em contato com os apoios ou torção oriunda de condições de moldagem inadequadas. É importante ressaltar que o corpo de prova deve ser rotacionado em 90° de modo que as faces laterais do prisma sejam as superfícies nas quais se apoiarão os cutelos.

Figura 2.14. Imagem do aparato montado em espécime para a realização do ensaio de flexão de prismas.

A velocidade de carregamento, dada em mm/min, deve estar compreendida em uma taxa que varia entre 1/3000 e 1/1500 do vão, isto é, para um vão de ensaio igual a 300 mm, a velocidade de ensaio pode ser de 0,10 a 0,20 mm/min.

Neste ensaio a resistência do material à flexão (σ_b) é calculada a partir da equação 2.1, a seguir:

$$\sigma_b = \frac{P \cdot l}{b \cdot h^2} \quad \text{Equação 2.1}$$

Onde: P equivale a carga aplicada pela prensa ao corpo de prova;

l é o valor do comprimento do vão do ensaio;

b é o valor da largura da seção transversal do corpo de prova;

h é o valor da altura da seção transversal do corpo de prova.

A tenacidade à flexão deste ensaio é dada em função de um fator de tenacidade à flexão (FT) como está apresentado na equação 2.2.

$$FT = \frac{T_b}{\delta_{tb}} \cdot \frac{l}{b \cdot h^2} \quad \text{Equação 2.2}$$

Onde, T_b é a tenacidade à flexão;

δ_{tb} equivale à deflexão de $l/150$, isto é, 2 mm quando o vão for de 300 mm e 3 mm quando o vão for de 450 mm.

A tenacidade é definida como a área sob a curva carga-deflexão até o nível de deflexão $l/150$.

2.3.2.2 EFNARC – Método de Ensaio da Resistência à Flexão e Residual

Concebido exclusivamente para a caracterização do CPRF, na EFNARC (1996) os corpos de prova são oriundos, necessariamente, do corte de placas moldadas por projeção, resultando em prismas com dimensões de 75 mm de altura, 125 mm de largura e 600 mm de comprimento. Variações nessas dimensões tais como 100 mm de altura, 150 mm de largura e 500 mm de comprimento também podem ser adotadas (FIGUEIREDO, 2011b). Esse ensaio também é executado em quatro pontos, sendo a medida do vão de ensaio igual a 450 mm. O topo do prisma pode ser utilizado como a face tracionada do ensaio, ou seja, a superfície apoiada sobre os cutelos inferiores. Utilizando-se de um sistema aberto, são adotadas duas velocidades de deformação no meio do vão, uma primeira de $0,25 \pm 0,05$ mm/min até uma deflexão de 0,5 mm. E, após esse nível de deformação, a velocidade deve ser aumentada para 1,00 mm/min. A utilização de uma velocidade de deformação inferior durante os primeiros 0,5 mm permite que haja uma maior estabilidade pós-fissuração da matriz, uma vez que se reduz a velocidade de propagação de dano na seção fraturada. O ensaio é finalizado após ser atingida uma deflexão de 4 mm.

A determinação da resistência à flexão é tomada com base na curva carga *versus* deflexão. Para cada corpo de prova analisado deve ser tomada uma porção linear com base nos dados referentes aos primeiros 50% da capacidade resistente representada no trecho elástico. Com base nesse trecho, é traçada uma reta paralela a uma distância de 0,1 mm deste (Figura 2.15).

Figura 2.15. Determinação da resistência à flexão segundo o método proposto pela EFNARC (1996) (*idem*, modificada).

A resistência à flexão (σ_b) é calculada a partir da primeira carga interceptada pela reta a 0,1 mm ($P_{0,1}$), incluindo o trecho pós-fissuração. Assim a resistência à flexão é calculada como equivalente à resistência elástica à tração, conforme a equação 2.3.

$$\sigma_b = \frac{P_{0,1} \cdot l}{b \cdot h^2} \quad \text{Equação 2.3}$$

Onde: l é o valor do comprimento do vão do ensaio;

b é o valor da largura da seção transversal do corpo de prova;

h é o valor da altura da seção transversal do corpo de prova.

Nesta proposta é introduzida uma maneira inovadora de se avaliarem os CRF, pois são definidas classes de tenacidade do material em função de faixas de resistência pós-fissuração para valores de deflexão que podem ser de 0,5 mm, 1 mm, 2 mm ou 4 mm. Sua grande vantagem está em associar um nível de deflexão, que indiretamente se relaciona a uma valor de abertura de fissura, com a capacidade resistente pós-fissuração do compósito (FIGUEIREDO, 2011b).

2.3.2.3 ASTM C 1399 – Método para Obtenção da Resistência Residual Média do Concreto Reforçado com Fibras

Na proposta da ASTM C 1399 (2010) criou-se um outro artifício para o controle da estabilidade pós-pico em ensaio com sistema aberto. Neste caso o ensaio também é realizado em dois estágios, porém sem mudança de velocidade de carregamento, e sim de configuração do ensaio. O ensaio é executado em velocidade constante entre 0,50 e 0,80 mm/min e com vão de ensaio de 300 mm. As dimensões do corpo de prova devem ser de 100 mm x 100 mm x 350 mm, sendo que estes precisam de ser rotacionados, conforme mencionado no início desta seção. O carregamento ocorre nos terços do vão de modo que o espécime permanece apoiado sobre uma chapa de aço de dimensões 12 mm x 100 mm x 350 mm até uma deflexão de 0,20 mm (Figura 2.16). Caso não ocorra fissuração até esse nível de deflexão, o ensaio é invalidado. Uma vez que o espécime fissurou, ao nível de deflexão de 0,20 mm o ensaio é paralisado, remove-se a chapa, sendo logo em seguida prosseguido o carregamento com a mesma velocidade anterior.

Figura 2.16. Configuração do ensaio ASTM C 1399:2010 com corpo de prova prismático apoiado sobre chapa de aço.

Este tipo de ensaio faz uso da resistência residual média (*ARS*) como parâmetro de avaliação do compósito, em que *ARS* é obtida a partir da média aritmética das

cargas resistidas aos valores de 0,50 mm ($P_{0,50}$), 0,75 mm ($P_{0,75}$), 1,00 mm ($P_{1,00}$) e 1,25 mm ($P_{1,25}$) de deflexão (Equação 2.4).

$$ARS = \frac{P_{0,50} + P_{0,75} + P_{1,00} + P_{1,25}}{4} \cdot \frac{l}{b \cdot h^2} \quad \text{Equação 2.4}$$

Onde: l é o valor do comprimento do vão do ensaio;

b é o valor da largura da seção transversal do corpo de prova;

h é o valor da altura da seção transversal do corpo de prova.

Embora essa metodologia possa ser considerada viável na caracterização de concretos reforçados com baixos teores de fibras ou contendo fibras de baixo módulo de elasticidade (FIGUEIREDO, 2011b), ou ainda que apresentem matriz de baixa resistência à compressão (da ordem de 35 MPa) (BANTHIA; MINDESS e JIANG, 2011), alguns problemas também podem estar a ela associados. Segundo Caldas, Figueiredo e Bittencourt (2003) a chapa de aço empregada na primeira parte do ensaio pode dificultar a percepção da ocorrência da ruptura da matriz. Este método também não leva em consideração a deformação residual que ocorre na primeira etapa do carregamento, o que pode alterar a análise do nível de desempenho pós-fissuração das fibras. Outra limitação apontada pelos autores é que esta metodologia não permite que a tenacidade seja avaliada de acordo com os mesmos critérios de outras normas, as quais fazem uso de um ensaio contínuo.

2.3.2.4 ASTM C 1609 – Método de Caracterização do Desempenho à Flexão do Concreto Reforçado com Fibras

A ASTM C 1609 (2012) propõe o ensaio de flexão com prismas sob quatro pontos que em muito se assemelha ao ensaio JSCE-SF4 (1984), sendo um de seus diferenciais a adoção do sistema fechado. A amostra pode ser composta por espécimes de dimensões 100 mm x 100 mm x 350 mm (com 300 mm de vão) ou 150 mm x 150 mm x 500 mm (com 400 mm de vão), mas espécimes de dimensões diferentes destas também podem ser adotadas, desde que o seu comprimento seja no mínimo 50 mm maior que três vezes a altura da sua seção transversal e não inferior a 350 mm. Corpos de prova moldados convencionalmente devem ser rotacionados, semelhante às demais metodologias, mas caso o espécime seja oriundo de moldagem por projeção, a disposição deste deverá ser a mesma que a da projeção. A velocidade

de carregamento varia em função das dimensões do corpo de prova, conforme pode ser visualizado na Tabela 2.1, sendo adotada uma velocidade de carregamento maior a partir de uma deflexão igual a $l/900$, em que l é a medida do vão de ensaio. O ensaio se encerra quando é atingida uma deflexão igual a $l/350$.

Tabela 2.1. Velocidades de ensaio aplicadas à norma ASTM C 1609 (2012).

Dimensões do prisma	Velocidade de ensaio	
	Até uma deflexão de $l/900$	Após uma deflexão de $l/900$
100 mm x 100 mm x 350 mm	0,025 a 0,075 mm/min	0,05 a 0,20 mm/min
150 mm x 150 mm x 500 mm	0,035 a 0,10 mm/min	0,05 a 0,30 mm/min

Os cálculos de tenacidade (T) e resistência residual (f) são dados em função de dois parâmetros $l/600$ e $l/150$ os quais representam respectivamente, ELS e ELU. Tanto a resistência máxima (f_1) quanto as resistências residuais (f_{600} e f_{150}) são dadas pela mesma equação 2.1 apresentada na descrição do ensaio JSCE-SF4 (1984). A tenacidade (T_{150}) é dada pela integral, ou área abaixo da curva de carga por deflexão até a deflexão limite de $l/150$.

2.3.2.5 RILEM TC 162-TDF – Método de Ensaio e Projeto de Concreto Reforçado com Fibra de Aço

A recomendação RILEM TC 162-TDF (2002) é considerada um dos ensaio mais promissores da atualidade, fato que o tornou, inclusive, norma europeia (CARMONA et al., 2009 e FIGUEIREDO, 2011b).

Esta metodologia se distingue de todas as demais inicialmente pelo fato dos prismas serem ensaiados à flexão com o carregamento ocorrendo por apenas um cutelo, em posição centralizada ao vão (ensaio sob três pontos). Outra diferença está relacionada ao próprio espécime, o qual deve apresentar um entalhe em sua superfície inferior, ou seja, na região a ser tracionada. Os corpos de prova devem apresentar dimensões de 150 mm x 150 mm x 550 mm, sendo 500 mm de vão, e não podem ser constituídos por fibras de comprimento nominal maior que 60 mm e agregados com diâmetro máximo superior a 32 mm. Para o ensaio, os espécimes devem ser rotacionados em 90° em relação a face de moldagem, como prescrito para

outras normas, e um entalhe de espessura máxima de 5 mm e profundidade de 25 mm deve ser executado na face inferior do prisma (face que estará apoiada sobre os cutelos inferiores) (Figura 2.17).

Figura 2.17. Configuração do ensaio de flexão de prismas proposto pela RILEM TC 162-TDF (2002) (*idem*, modificada).

Para a execução do ensaio não é obrigatória a utilização de um sistema fechado, embora o mesmo seja preferível. A taxa de carregamento no meio do vão deve ser constante e igual a 0,05 mm/min para um nível de fissuração até 0,1 mm e de 0,20 mm/min a partir de 0,1 mm de fissuração até o término do ensaio, isto é, até que seja atingido o nível de deformação desejado.

Este procedimento tem seu grau de inovação uma vez que é o primeiro a propor uma relação de equivalência entre deflexão (δ) e abertura de fissura à flexão ($CMOD$). Isso permite que em caso de ausência de *clip-gage* seja possível conhecer o nível de abertura de fissura apenas com os valores de deflexão no meio do vão do prisma.

Neste ensaio, obtêm-se valores de tenacidade ($D_{BZ.2}^f$ e $D_{BZ.3}^f$) a partir da área sob a curva carga *versus* deflexão conforme apresentado na Figura 2.18.

Figura 2.18. Critério para a determinação da tenacidade de acordo com a RILEM TC 162-TDF (2002)(*idem*, modificada).

A partir dos valores de tenacidade obtidos é possível encontrar os respectivos valores de resistência residual a partir das equações 2.5 e 2.6.

$$f_{eq.2} = \frac{3}{2} \cdot \left[\frac{D_{BZ,2}^f}{0,50} \right] \frac{l}{bh_{sp}^2} \quad \text{Equação 2.5}$$

$$f_{eq.3} = \frac{3}{2} \cdot \left[\frac{D_{BZ,3}^f}{2,50} \right] \frac{l}{bh_{sp}^2} \quad \text{Equação 2.6}$$

Onde: $f_{eq.2}$ e $f_{eq.3}$ são as resistências residuais a 0,5 mm e 2,5 mm, respectivamente;

l é o valor do comprimento do vão do ensaio;

b é o valor da largura da seção transversal do corpo de prova;

h_{sp} é o valor da altura da seção transversal do corpo de prova descontado o entalhe, isto é, 125 mm.

2.3.2.6 EN 14651 – Método de Ensaio para Concreto com Fibra Metálica

Influenciada diretamente pela recomendação RILEM TC 162-TDF (2002), a EN 14651 (2007) é a normativa de uso mais generalizado não apenas por atender 31 países europeus, mas também por fazer parte, atualmente, do ensaio básico prescrito pelo novo código modelo da *Fédération Internationale du Béton (fib, 2010)*. Curiosamente, embora esse ensaio seja prescrito para concretos reforçados com fibras metálicas seu uso se estende à caracterização de concretos com outros tipos

de fibras, sem que ao menos o novo código modelo (*fib*, 2010) faça menção a esse fato.

Os corpos de prova prismáticos nela ensaiados devem apresentar seção transversal com dimensão de 150 mm x 150 mm e comprimento entre 550 mm e 700 mm. O vão de ensaio deve ser de 500 mm. Assim como na RILEM TC 162-TDF (2002), não podem ser ensaiados espécimes de CRF constituídos por agregados de dimensão máxima superior a 32 mm e com fibras de comprimento nominal maior que 60 mm. O prisma ensaiado deve ser entalhado em 25 mm e rotacionado em 90° em relação ao seu eixo longitudinal (conforme mencionado no início desta seção) e a flexão é aplicada a partir de um cutelo centralizado no vão (ensaio sob 3 pontos). O ensaio é realizado em sistema fechado de modo que a taxa de carregamento deve ser constante e igual a 0,05 mm/min em função do *CMOD* até um valor de fissuração igual a 0,1 mm. Após esse limite a taxa de carregamento em função do *CMOD* deve ser constante e igual a 0,20 mm/min.

Na EN 14651 (2007) é dada a equação direta de conversão entre a deflexão (δ) e *CMOD* (Equação 2.7), isso caso a medida de deflexão seja feita na base ou topo do prisma.

$$CMOD = \frac{\delta - 0,04}{0,85} \quad \text{Equação 2.7}$$

A vantagem desta normativa em relação à RILEM TC 162-TDF (2002) está na obtenção direta dos valores de resistência residual, ou seja, sem a necessidade do cálculo da tenacidade. A partir da equação 2.8 é possível obter os valores de resistência residual ($f_{R,j}$) em função de cada nível de fissuração.

$$f_{R,j} = \frac{3F_j l}{2bh_{sp}^2} \quad \text{Equação 2.8}$$

Onde: F_j corresponde à carga referente à cada $CMOD_j$ ($j = 1, 2, 3, 4$);

l é o valor do comprimento do vão do ensaio;

b é o valor da largura da seção transversal do corpo de prova;

h_{sp} é o valor da altura da seção transversal do corpo de prova descontado o entalhe, isto é, 125 mm.

Os níveis j iguais a 1, 2, 3 e 4 representam respectivamente os valores de F ou $CMOD$ iguais a 0,5 mm, 1,5 mm, 2,5 mm e 3,5 mm, conforme ilustrado na Figura 2.19.

Figura 2.19. Valores residuais de carga por $CMOD$ em função dos níveis j de fissuração (EN 14651, 2007, modificada).

2.3.3 Ensaio de Dupla Punção (Ensaio Barcelona)

O ensaio de dupla punção, popularmente conhecido com ensaio Barcelona (UNE 83515, 2010), diferentemente dos ensaios em corpos de prova prismáticos, é uma metodologia que permite a avaliação de estruturas reais em CRF. Isto significa, que o ensaio Barcelona tem um campo de aplicação superior aos ensaios anteriores, pois além de avaliar o CRF a partir de corpos de prova moldados, também possibilita a realização da avaliação em espécimes extraídos da estrutura.

O ensaio Barcelona surgiu como alternativa ao ensaio brasileiro (ensaio de compressão diametral) uma vez que este não pode ser aplicado ao CRF (MOLINS; AGUADO e SALUDES, 2008). Pode-se considerá-lo de concepção simples, uma vez que se trata de um ensaio realizado a partir de esforços de compressão em sistema aberto, de maneira semelhante ao ensaio de compressão axial de corpos de prova cilíndricos. O diferencial se refere ao modo de aplicação do carregamento e do apoio do corpo de prova, ambos a partir de cilindros de aço centralizados nas superfícies superior e inferior do espécime. A configuração adotada segue na Figura 2.20 em que a altura e o diâmetro do corpo de prova devem ser iguais ($2h/2b = 1$) e a relação entre

o diâmetro do cilindro de aço e do espécime deve ser de $\frac{1}{4}$ ($2a/2b = 0,25$) (MOLINS; AGUADO e SALUDES, 2008 e CARMONA et al., 2009).

Figura 2.20. Dimensões adotadas em corpos de prova destinados à realização do ensaio Barcelona (MOLINS; AGUADO e SALUDES, 2008).

Com velocidade de carregamento igual a 0,50 mm/min, no ensaio Barcelona o nível de fissuração obtido equivale a fissuração circunferencial (*TCOD*), a qual é obtida a partir do uso de uma cinta extensométrica (Figura 2.21a). Uma vez que há uma deformação circunferencial, o mecanismo de falha é composto por fissuras radiais, geralmente da ordem de três, embora possam ocorrer duas ou quatro fissuras (Figura 2.21b)(MOLINS; AGUADO e SALUDES, 2008).

Figura 2.21. (a) Ensaio Barcelona, uso de cinta extensométrica para a determinação da $TCOD$ (MOLINS; AGUADO e SALUDES, 2008); (b) Configuração típica do mecanismo de falha com três fissuras radiais (*idem*); (c) Ensaio Barcelona Simplificado (MONTE; TOALDO e FIGUEIREDO, 2014).

No ensaio Barcelona, a resistência residual ($f_{R,TCODx}$) é obtida a partir da equação 2.9 a seguir.

$$f_{R,TCODx} = \frac{4P_{TCODx}}{9\pi ah} \quad \text{Equação 2.9}$$

Onde: P_{TCODx} corresponde à carga referente a um $TCOD_x$;

a é o valor do diâmetro do disco de aço de aplicação de carga;

h é o valor da altura do corpo de prova.

Os níveis x representam os valores de P ou $TCOD$ no estágio pós-fissuração da matriz de concreto. A determinação da resistência à tração (f_t) faz uso da mesma equação anterior (Equação 2.9), porém levando em consideração o valor de carga máxima (P_t).

Apesar de sua configuração ser mais simples, inclusive em relação aos ensaios de flexão de prismas, a necessidade de uma cinta extensométrica limita sua aplicação devido ao seu alto custo. Isso levou a criação do Ensaio Barcelona Simplificado (PUJADAS et al., 2013) (Figura 2.21c), cuja configuração é idêntica ao ensaio Barcelona, a única diferença se deve a extinção do uso da cinta extensométrica. Assim por meio de equações constitutivas é possível converter o deslocamento vertical da célula de carga (δ) em um nível de deformação circunferencial ($TCOD$).

Apesar dos fatos anteriormente descritos tornarem o Ensaio Barcelona Simplificado atualmente a metodologia mais promissora no que se refere a avaliação do CRF, existe ainda uma grande limitação: a impossibilidade de se obter a relação direta entre resistência e abertura de fissura, uma vez que até o momento, há imprevisibilidade do número de planos de fratura resultantes do processo de fissuração (di PRISCO; FERRARA e LAMPERTI, 2013). Por esse motivo, também se torna impraticável a realização do Ensaio Barcelona Simplificado na identificação da orientação das fibras presentes na matriz e assim se conhecer o efeito do alinhamento destas, induzido na fase de moldagem dos corpos de prova, na resposta do material.

2.3.4 Ensaio Multidirecional de Dupla Punção (MDPT)

Alternativo ao ensaio Barcelona, o ensaio Multidirecional de Dupla Punção (MDPT), sigla derivada o inglês *Multidirectional Double Punch Test*, é um teste de tração indireta que busca conhecer a real distribuição e orientação das fibras nos espécimes em CRF utilizados para a caracterização do material. E, por meio dessa caracterização, possibilitar que as equações constitutivas de dimensionamento de estruturas em CRF possam estar fundamentadas nos fatores de orientação e distribuição das fibras nos corpos de prova moldados (PUJADAS et al., 2014).

O MDPT utiliza corpos de prova cúbicos com arestas medindo 150 mm. A configuração do ensaio é muito semelhante à apresentada para o ensaio Barcelona, pois são utilizados dois cilindros de aço cujo diâmetro deve ser igual a $\frac{1}{4}$ do diâmetro do círculo inscrito na face do cubo e com altura de 24 mm. O ensaio é realizado via a aplicação de um carregamento de compressão em sistema aberto a uma taxa de deslocamento da célula de carga de 0,50 mm/min (Figura 2.22a) (PUJADAS et al., 2014). O mecanismo de ruptura do espécime é semelhante ao do ensaio Barcelona, ou seja, surgem fissuras radiais em relação à circunferência inscrita nas faces do cubo em contato com os cilindros de aço (Figura 2.22b). Assim, não há um número exato de fissuras uma vez que elas tendem a aparecer perpendicularmente ao eixo de menor concentração de fibras.

Figura 2.22. (a) Configuração do ensaio MDPT (PUJADAS et al., 2014, modificada); (b) Padrão de fissuração de corpo de prova ensaiado via MDPT (BLANCO, 2013).

Justamente pelo fato de não haver a indução de fissuras e de estas tenderem a ocorrer com maior facilidade perpendicularmente ao sentido de menor concentração de fibras, o ensaio multidirecional deve ser executado em três eixos distintos (x, y e z) conforme ilustrado na Figura 2.23.

Figura 2.23. Três orientações distintas para a realização do ensaio MDPT (PUJADAS et al., 2014).

2.3.5 Ensaio de Compressão de Corpo de Prova com Duplo Corte em Cunha (DEWS)

A maneira como o ensaio de compressão de corpo de prova com duplo corte em cunha se apresenta na atualidade é resultado de diversas adaptações com intuito de simplificá-lo. A primeira descrição do ensaio sob a denominação de ensaio de separação em cunha (*splitting test*), aplicada ao concreto simples, ocorreu na patente AT-390328 de E. K. Tschegg em 1986 como uma variação do mesmo ensaio utilizado até então para a mensuração da tenacidade em espécimes de madeira (STANZI-TSCHEGG; TAN e TSCHEGG, 1995).

Contudo foi em 1990 que houve a primeira publicação aberta ao meio científico. Nela, a metodologia de separação em cunha, chamada de *Wedge Splitting Test* (WST) e descrita por Brühwiler e Wittmann (1990) para caracterização mecânica do concreto simples, dispunha de uma configuração de ensaio que constava de uma peça em formato de cunha com paredes de 5° a 10° de inclinação (considerando a posição vertical igual a 0°) (Figura 2.24a). A cunha deslizava por roletes fixados na superfície entalhada do corpo de prova, de modo que este poderia ser de geometria cúbica ou cilíndrica (Figura 2.24b). Assim, conforme se procedesse o carregamento, a cunha deslizaria pelos roletes exercendo uma força de tração de maneira indireta (Figura 2.25).

Figura 2.24. (a) Ensaio de separação em cunha (WST) realizado em corpo de prova cilíndrico (BRÜHWILER e WITTMANN, 1990); (b) Possíveis geometrias para os espécimes WST (*idem*).

Figura 2.25. Aparato para execução do ensaio WST (STANZI-TSCHEGG; TAN e TSCHEGG, 1995, modificada).

Entretanto, o desenvolvimento do ensaio de compressão de corpo de prova com duplo corte em cunha, do inglês *Double Edge Wedge Splitting* (DEWS), em alternativa aos métodos convencionais de flexão de prismas utilizados na avaliação de CRF foi apresentado em resultados preliminares por di Prisco, Lamperti e Lapolla (2010). Essa proposta buscava simplificar o aparato necessário para a execução do ensaio, eliminando a cunha e o conjunto de peças para transmissão de carga, típicos do WST. Com a nova configuração, dois cortes duplos em formato de cunha a 45° são executados em faces opostas do espécime e a carga passa a ser transferida ao mesmo por meio de cilindros apoiados sobre a superfície dos cortes. Alternativamente, chapas metálicas, ou qualquer outro tipo de material, podem ser fixadas sobre a superfície dos cortes em cunha com intuito de eliminar a perda de carga por atrito entre esta superfície e o cilindro. Entalhes executados nos vértices da cunha assumem a função de indutores de fissuração (Figura 2.26). Assim, a energia elástica armazenada no estágio pré-fissuração é reduzida, permitindo a existência de uma fase pós-pico estável, pelo menos com as amostras constituídas por concretos reforçados com altos teores de fibra de aço (di PRISCO; FERRARA e LAMPERTI, 2013).

Figura 2.26. Configuração do corpo de prova para ensaio pelo método DEWS.

O fundamento da geometria adotada ao corpo de prova destinado ao ensaio DEWS é gerar na seção transversal do espécime uma tensão de tração uniaxial a partir de um carregamento à compressão, cuja resistência medida seja muito próxima a que seria obtida na realização de um ensaio de tração uniaxial direta. A configuração das forças atuantes no sistema de ensaio DEWS está representada na Figura 2.27.

Figura 2.27. Representação da distribuição das forças atuantes no ensaio DEWS.

Executado em sistema aberto, o ensaio DEWS é realizado sob duas velocidades de carregamento distintas, uma primeira igual a 0,012 mm/min até a fissuração da matriz e outra igual a 0,030 mm/min do ponto de primeira fissura até o término do ensaio (di PRISCO; LAMPERTI e LAPOLLA, 2010). Suas duas principais vantagens estão no fato do ensaio permitir a obtenção direta da medida de abertura de fissura à tração (*COD*), e a identificação da orientação predominante das fibras na matriz de concreto (di PRISCO; FERRARA e LAMPERTI, 2013).

No estudo realizado por di Prisco, Lamperti e Lapolla (2010) a medição do valor de *COD* foi feita a partir do uso de 6 LVDT, sendo fixados três em cada uma das duas faces dos corpos de prova, conforme pode ser visto na Figura 2.28. Nessas imagens é possível perceber que o padrão de fissuração é alterado em função da distribuição das fibras na seção de ruptura do espécime. Enquanto na Figura 2.28a o corpo de prova apresenta uma fissuração uniforme ao longo da seção de ruptura, na Figura 2.28b o mesmo não ocorre. Isso se deve a alta concentração de fibras localizada na parte inferior da seção de ruptura do corpo de prova.

Figura 2.28. Corpos de prova ensaiados via metodologia DEWS (di PRISCO; LAMPERTI e LAPOLLA, 2010).

A partir da distribuição de forças representada esquematicamente na Figura 2.27, a resistência do material (σ) pode ser calculada conforme a equação 2.10 (di PRISCO; FERRARA e LAMPERTI, 2013):

$$\sigma = \frac{P_{ef}}{b \cdot h_{lig}} \quad \text{Equação 2.10}$$

Onde, P_{ef} é a carga efetivamente atuante no corpo de prova;

b é a largura da seção transversal do corpo de prova;

h_{lig} é a distância entre os extremos dos dois entalhes do corpo de prova.

Devido à geometria dos cortes em cunha cuja função é servir como apoio ao cilindro responsável pela transferência de carga da máquina de ensaio para o corpo de prova, a carga efetivamente atuante no sistema (P_{ef}) é dada pela equação 2.11 (di PRISCO; LAMPERTI e LAPOLLA, 2010):

$$P_{ef} = P \frac{(\cos \theta - \mu \sin \theta)}{(\sin \theta + \mu \cos \theta)} \quad \text{Equação 2.11}$$

Onde, θ é o ângulo formado entre a superfície do corte e a linha de centro do entalhe;

μ é o coeficiente de atrito estático entre o cutelo cilíndrico e a superfície do corte;

P corresponde à carga aplicada pela máquina de ensaio.

No Anexo A está demonstrado o procedimento de obtenção da equação 2.11 a partir do equilíbrio de forças representado na Figura 2.27.

Além disso, no Anexo B está apresentado um quadro resumo com as principais características dos ensaios anteriormente discutidos para a caracterização do CRF.

2.3.5.1 O Ensaio DEWS e o de Compressão de Diametral

Desenvolvido por Fernando Luiz Lobo Carneiro, durante seus trabalhos no Instituto Nacional de Tecnologia (INT) no Rio de Janeiro, o ensaio de compressão diametral surgiu a partir da necessidade de se deslocar uma construção antiga do centro do Rio de Janeiro (Figura 2.29). Devido à construção da atual Avenida Presidente Vargas, no centro daquela cidade, seu traçado obrigou a demolição de

dezenas de imóveis, e o mesmo iria ocorrer com a igreja de São Pedro dos Clérigos, construção barroca do século XVIII (Figura 2.30a).

Figura 2.29. Imagem do ensaio de compressão diametral em corpo de prova com 60 cm de diâmetro realizado no INT durante estudos em 1940 (INT, 2005).

Contudo, para evitar sua demolição, o então prefeito do Distrito Federal, Henrique Dodsworth, teve a ideia de deslocar a igreja baseando-se em técnica já adotada com sucesso na Europa pela empresa Franki, na qual transportaram-se construções sobre rolos de aço. Assim, foi designado para tal missão o então engenheiro Lobo Carneiro a fim de realizar o projeto que viabilizasse tal transporte. Devido à Segunda Guerra Mundial, havia a falta de aço no mercado, desta forma o engenheiro optou substituir os rolos de aço por rolos de concreto (Figura 2.30b)(INT, 2005).

Figura 2.30. (a) Fotografia da Igreja de São Pedro dos Clérigos, Rio de Janeiro (CANDIDA e FREITAS, 2014); (b) Representação do transporte da Igreja de São Pedro dos Clérigos sobre rolos de concreto (ilustração de Eduardo Verderame, modificada).

Por fim, o plano de transporte da Igreja não chegou a ser posto em prática, pois, em laudo do INT, admitia-se a possibilidade dos rolos de concreto maciço com 60 cm de diâmetro não suportarem o carregamento de toda a estrutura (INT, 2005). Mesmo assim, o prefeito procurou diretamente a equipe da Franki, a qual afirmou que devido ao fato das paredes da igreja serem espessas e de constituição heterogênea (preenchida com materiais dos mais variados tipos: cacos cerâmicos, argila, areia, etc.), mesmo a utilização de rolos de aço poderia inviabilizar sua integridade durante o transporte. Depois dessa última afirmação foi decidida então pela demolição da igreja.

No que tange ao princípio de ruptura do material, o ensaio de compressão diametral, popularmente conhecido por “Ensaio Brasileiro”, possui basicamente as mesmas características do ensaio DEWS. Isso faz com que muitos autores prescrevam esse tipo de ensaio para fins de caracterização dos CRF como é o caso de um manual técnico oferecido por uma empresa fabricante de fibras para reforço em concreto (SARZALEJO et al., 2010). Tal manual (SARZALEJO et al., 2010), disponível em duas versões: em língua portuguesa e inglesa, faz a menção de que o ensaio de compressão diametral em CRF pode utilizar como base as normativas ASTM C 496 (2011) e EN 12390-6 (2009). Porém, se consultadas essas normativas, em nenhum local está definido que sua aplicação também abrange a caracterização de CRF, ou seja, é feita a prescrição de uma normativa que em nada está relacionada com o material que irá caracterizar.

Recai, portanto, sobre o tecnologista a liberdade em assumir o risco de utilizar a compressão diametral em sua concepção original para fins de caracterização. Vale ressaltar que segundo Nanni (1991) e Carmona et al. (1995), a utilização do ensaio de compressão diametral de corpos de prova cilíndricos para a caracterização pós-fissuração do CRF não é adequada. O primeiro problema está relacionado com o próprio procedimento de ensaio, em que o carregamento se encerra após a ruptura da matriz. O que acaba por contradizer às prerrogativas do ensaio, pois para a completa caracterização do CRF, isto é, medidas de tenacidade e resistência residual, é imprescindível a obtenção da resposta carga *versus* abertura de fissura. Caso esse problema seja contornado com o prosseguimento do ensaio após a ruptura da matriz depara-se com um segundo inconveniente. Nele, a carga de compressão ficaria concentrada na superfície do corpo de prova gerando o esmagamento da tira de papelão ou fibra de madeira que serve de contato entre o espécime e a célula de carga, aumentando, assim, a área de contato. Isso resultaria na interferência da leitura da deformação, obtendo-se valores de carga altos mesmo após elevados valores de fissuração (CARMONA et al., 1995).

Utilizando-se de corpo de prova cúbicos ensaiados à compressão diametral, Nanni (1991) afirma em seu trabalho que, para concretos com teor de fibra inferior ao volume crítico, é possível utilizar o ensaio de compressão diametral para a caracterização da matriz, uma vez que a resistência máxima não é influenciada pela presença de fibras. No que tange a possibilidade de superestimação da capacidade resistente pós-fissuração e também da pseudo-ductilidade do CRF, o ensaio de compressão diametral mostrou-se com desempenho inferior aos de flexão de prismas, uma vez que a zona de compressão localizada no centro do corpo de prova interferiu nos valores medidos. Ainda, o ensaio de compressão diametral não permitiu distinguir a resposta do material em função do teor de fibra dosado, realidade já consagrada para os ensaios de flexão de prismas.

Diante da inviabilidade do ensaio de compressão diametral na caracterização do CRF, pode-se adotar uma variação do mesmo, como fez Abrishambaf, Barros e Cunha (2015). Para melhor viabilizá-lo, evitando a concentração de tensões sobre os apoios do corpo de prova, foram adotados entalhes nas faces do espécime, ou seja, nas bases do cilindro, conforme pode ser visualizado na Figura 2.31.

Figura 2.31. Corpo de prova cilíndrico com entalhe para ensaio de compressão diametral (ABRISHAMBAF; BARROS e CUNHA, 2015).

Em seu estudo foi ressaltado que o ensaio de compressão diametral com espécimes entalhados pode ser considerado adequado não apenas a fins de caracterização mecânica, mas como metodologia de avaliação do grau de anisotropia do CRF. A esse propósito, os corpos de prova podem ser oriundos do próprio elemento estrutural, mantendo o mesmo padrão de orientação das fibras que a estrutura. Entretanto com a adoção do entalhe, sua aplicação é limitada, pois devido a superestimação das resistências residuais, sua aplicação não é indicada para concretos com altos teores de fibras de aço, ou seja, acima do volume crítico (ABRISHAMBAF; BARROS e CUNHA, 2015).

Capítulo 3 Avaliação da ortotropia do CRFA via ensaio DEWS

O CRF é um material anisotrópico, por isso, durante sua avaliação alguns fatores devem ser levados em consideração a fim de se obterem respostas coerentes com a sua característica. Balaguru e Shah (1992) e Martinie e Roussel (2011) mencionaram que existem dois grupos de fatores importantes que devem ser levados em consideração na avaliação comportamental do CRF. O primeiro grupo corresponde aos fatores internos ao CRF, em que se incluem as características e disposição das fibras (geometria, tipo, volume, orientação e dispersão), os materiais básicos constituintes do compósito e a composição do concreto, isto é, a proporção da cada material. O segundo grupo é composto por fatores externos ao concreto, nele se incluem as condições de lançamento, adensamento, a cura e a metodologia de ensaio utilizada.

Quando se analisam os fatores internos ao CRF, as características das fibras e como elas se apresentam no interior da matriz de concreto são de importância fundamental no desempenho pós-fissuração do compósito. A geometria das fibras, isto é, seu comprimento nominal, área e deformação superficiais e mecanismos de ancoragem estão diretamente relacionados à capacidade de reforço da matriz. Esse reforço é influenciado pela energia necessária ao arrancamento das fibras do interior da matriz (*pull out*) (NATARAJA; DHANG e GUPTA, 2000). Embora, o mecanismo de aderência física – relacionado à área de contato entre a fibra e a matriz – e química – relacionado a capacidade do material constituinte da fibra em se ligar à matriz – pouco contribuam à capacidade resistente residual do CRF, o mesmo não ocorre quando se tratam dos mecanismos de ancoragem e deformação superficial (BENTUR e MINDESS, 2007).

Outro fator relacionado às fibras se refere à orientação e distribuição delas na matriz. Entende-se por orientação o alinhamento predominante das fibras na matriz de concreto, sendo que este alinhamento tem relação com o fluxo de concreto no estado fresco durante a fase de moldagem (STÄHLI; CUSTER e VAN MIER, 2008 e MARTINIE e ROUSSEL, 2011 e ZHOU e UCHIDA, 2013). Nesta situação, o alinhamento das fibras é influenciado pelo “efeito parede”, o qual é função do comprimento da fibra e do distanciamento entre as paredes paralelas do molde (WILLE; TUE e PARRA-MONTESINOS, 2013). As paredes da fôrma imprimem maior

resistência ao deslocamento do CRF no estado fresco quando comparada à região central do molde, onde não há obstáculos com mesmo nível de restrição, é justamente essa região central aquela que apresenta a maior velocidade de fluxo. Isso permite a existência de um gradiente de velocidade de fluxo, o qual é, portanto, o responsável pela rotação das fibras de modo a alinhá-las de maneira preferencial no sentido do fluxo (BOULEKBACHE et al., 2010). A relação entre o “efeito parede” e o comprimento das fibras deve-se ao fato de que quanto maior o comprimento nominal destas, maior também deverá ser a distância entre duas paredes paralelas de um molde, a fim de possibilitar a rotação das fibras no sentido do fluxo (Figura 3.1).

Figura 3.1. Influência do "efeito parede" na orientação das fibras na matriz de concreto (STÄHLI; CUSTER e MIER, 2008, modificada).

É o fluxo do CRF no estado fresco que também irá determinar o ângulo de orientação das fibras, ou seja, o desvio destas em relação ao plano de atuação do carregamento (Figura 3.2).

Figura 3.2. Ângulos de orientação das fibras em relação ao plano de atuação do carregamento (MARTINIE e ROUSSEL, 2011, modificada).

Contudo, não basta garantir apenas um alinhamento adequado das fibras em função da necessidade estrutural de projeto ou ensaio, a dispersão destas também tem sua relevância. Toma-se por definição de dispersão a distribuição das fibras ao longo da seção transversal ou área de referência do espécime ou elemento estrutural em estudo. Desta maneira, a distribuição das fibras também está relacionada à fase de estado fresco do CRF seja por meio do processo de moldagem do espécime (no ambiente laboratorial) (ZHOU e UCHIDA, 2013) ou do elemento estrutural (em campo), ou do processo de adensamento do CRF (ŞANAL e ZIHNIOĞLU, 2013).

É a partir do conceito de orientação e distribuição das fibras que surge a recomendação prática de que o comprimento nominal das fibras deve ser igual ou superior ao dobro da dimensão máxima do agregado graúdo utilizado (FIGUEIREDO, 2011b). Caso essa recomendação não seja atendida, a matriz de concreto pode até apresentar uma distribuição de fibras uniforme, porém com alinhamento destas ineficiente ao reforço, uma vez que as fibras apenas contornarão o agregado sem atravessar a região da matriz fissurada (Figura 3.3).

Figura 3.3. Distribuição das fibras de aço contornando os agregados graúdos da matriz de concreto observada via imagem de raio X (STROEVEN e SHAH, 1978 *apud* BENTUR e MINDESS, 2007).

Determinar a orientação e dispersão das fibras na matriz de concreto sempre foi um grande problema relacionado aos CRF, contudo, na atualidade existem ensaios capazes de sanar esse problema. A verificação da orientação e distribuição das fibras no CRF é possível a partir de radiografias (raio X) (VANDEWALLE; HEIRMAN e

RICKSTAL, 2008 e ZHOU e UCHIDA, 2013), tomografia computadorizada, análise de imagem ou por processo eletromagnético (TORRENTS et al., 2012 e AL-MATTARNEH, 2014). Contudo, algumas dessas metodologias são incompatíveis com o material constituinte de alguns tipos de fibras, como é o caso das poliméricas ou de vidro, por exemplo. Outro problema contido nesses ensaios se refere à correlação entre estimativa da dispersão e orientação das fibras na matriz e seu efeito no comportamento mecânico do CRF (ZHOU e UCHIDA, 2013). Desta maneira, surge a necessidade de ensaios alternativos que possam, além de avaliar a capacidade resistente do CRF, identificar padrões de orientação e dispersão das fibras na matriz, relacionando-os com as respostas do compósito independentemente do material que constitui as fibras. Para este tipo de avaliação ensaios destrutivos acabam sendo uma alternativa, como é o caso do ensaio MDPT (visto no capítulo 2) (PUJADAS et al., 2014) ou do próprio ensaio DEWS (di PRISCO; LAMPERTI e LAPOLLA, 2010 e di PRISCO; FERRARA e LAMPERTI, 2013).

No âmbito dos ensaios destrutivos, ou seja, ensaios de avaliação da capacidade resistente do CRF, o capítulo 1 relatou que a metodologia de ensaio influencia o comportamento mecânico do compósito dependendo do tipo de esforço a que se submete o corpo de prova, podendo o material apresentar comportamento de *softening* ou de *hardening* (di PRISCO; PLIZZARI e VANDEWALLE, 2010). Relatou-se também que a utilização dos tradicionais ensaios de flexão de prismas pode não proporcionar uma caracterização fidedigna do material, pois não é possível a execução destes ensaios a partir de espécimes extraídos da própria estrutura, exceção válida para corpos de prova oriundos de CPRF. Além disso, quando se utiliza da flexão de prismas para caracterização do comportamento mecânico do CRF é impossível a realização de uma análise comparativa da orientação predominante das fibras na matriz a partir da variação do eixo de direção do ensaio, porque, neste caso, o fluxo de moldagem torna-se um fator limitante.

Neste capítulo, o grau de ortotropia do CRFA foi avaliado considerando como fator interno unicamente a orientação das fibras na matriz de concreto e como fator externo a metodologia de ensaio. Para isso, utilizou-se o ensaio DEWS como meio de se identificar a orientação predominante das fibras na matriz de concreto em corpos de prova prismáticos moldados, semelhante ao apresentado por di Prisco, Ferrara e Lamperti (2013) e resumido na Figura 3.4

Figura 3.4. Representação do padrão de resposta de corpos de prova DEWS em função da variação da direção de ensaio (di PRISCO; FERRARA e LAMPERTI, 2013, modificada).

Essa variação no padrão de resposta do material ocorre pelo fato deste ensaio poder ser realizado em corpos de prova cúbicos, com a possibilidade de o corte em cunha ser posicionado em direções distintas, isto é, pode-se avaliar um corpo de prova em duas direções ortogonais entre si. Dessa forma, também foi possível utilizar o ensaio DEWS para uma avaliação direta do efeito da orientação das fibras na resposta do CRFA ensaiado de acordo com o tradicional método de flexão de prismas (JSCE-SF4, 1984). Além disso, procurou-se avaliar se, mesmo numa condição desfavorável de orientação da fibra utilizada em baixos teores, é possível qualificar o compósito quanto às características que definem seu comportamento estrutural. Foi verificado, também, se a instabilidade pós-pico influenciou negativamente na determinação da resistência residual no ELS.

3.1 Programa experimental

3.1.1 Caracterização dos materiais

3.1.1.1 Cimento

O ligante hidráulico empregado foi o cimento Portland composto com filler (CP II-F), classe 32 (ABNT NBR 11578:1991) de marca comercial Cimento Ribeirão (Votorantim Cimentos S.A.).

A determinação da massa específica do cimento foi obtida por meio do ensaio de picnometria a gás hélio no picnômetro da marca *Quantachrome Instruments*, o valor resultante foi de $3,06 \text{ g/cm}^3$. A distribuição granulométrica foi obtida com auxílio do analisador de partículas (granulômetro) por difração laser (*Microsizer Microplus*) da marca *Malvern* de acordo com o método ISO 13320 (2009) e sua distribuição encontra-se na Figura 3.5. Ambos os ensaios anteriores foram realizados no Laboratório de Microestrutura e Ecoeficiência de Materiais (LME) do Centro de Pesquisas e Desenvolvimento em Construção Civil da Escola Politécnica (CPqDCC).

Figura 3.5. Distribuição granulométrica do cimento Portland CP II-F-32.

3.1.1.2 Agregados

O agregado miúdo empregado era areia artificial, sua densidade de $2,69 \text{ g/cm}^3$ foi determinada via picnometria a gás hélio no equipamento da marca *Multi Picnometer* pertencente ao LME. A determinação da distribuição granulométrica foi obtida a partir do equipamento de difração a laser chamado *Sympatec GmbH* (ISO 13320, 2009), também pertencente ao LME e está apresentada na Figura 3.6. Sua dimensão máxima característica ($D_{m\acute{a}x}$) era de 4,75 mm e módulo de finura igual a 2,88 (ABNT NBR 7211:2009).

A determinação da granulometria do agregado graúdo empregado foi realizada por meio da análise de imagens por fluxo dinâmico no equipamento da marca *Retsch*, modelo *Camsizer L*, pertencente ao Laboratório de Caracterização Tecnológica (LCT),

de acordo com o procedimento ISO 13322-2 (2006) e está representada na Figura 3.6. O agregado graúdo constituía-se de pedra britada, de massa específica igual a $2,66 \text{ g/cm}^3$, $D_{\text{máx}}$ de 9,5 mm e módulo de finura igual a 5,8 (ABNT NBR 7211:2009).

Figura 3.6. Distribuição granulométrica dos agregados utilizados.

3.1.1.3 Água

A água utilizada era considerada potável sendo oriunda do sistema público de distribuição e fornecida pela Companhia de Saneamento Básico do Estado de São Paulo (SABESP).

3.1.1.4 Fibras de aço

As fibras de aço utilizadas no CRF eram da marca Dramix® 3D, especificadas pelo fabricante (Belgo Bekaert Arames) por 45/30 BL. Segundo a ABNT NBR 15530 (2007) as fibras foram classificadas como do tipo A, classe I, isto é, oriundas de arame trefilado a frio, com ancoragem nas extremidades (Figura 3.7a). A análise dimensional foi feita em amostra composta por 60 fibras, sendo medidos o seu comprimento total (l) e determinado o seu diâmetro equivalente (d_e) (Figura 3.7b) (ABNT NBR 15530:2007).

Figura 3.7. (a) Fibra de aço utilizada como reforço no concreto; (b) Fibra de aço A-I (ABNT NBR 15530:2007).

Para a determinação do d_e é necessário a tomada de duas medidas do diâmetro no trecho central da fibra (d_1 e d_2). É importante ressaltar que d_1 e d_2 devem ter direções ortogonais entre si (ABNT NBR 15530:2007). Assim, o valor do d_e é resultado da média aritmética de d_1 e d_2 conforme equação 3.1.

$$d_e = \frac{d_1 + d_2}{2} \quad \text{Equação 3.1}$$

O coeficiente de variação (CV) encontrado entre d_1 e d_2 foi de 0,25 % inferior ao máximo tolerável de 4%. Os demais valores encontrados na caracterização dimensional e suas tolerâncias se encontram na Tabela 3.1.

Para a análise do fator de forma (λ) utilizou-se a equação 3.2.

$$\lambda = \frac{l}{d_e} \quad \text{Equação 3.2}$$

Os valores obtidos para o λ estão contidos na Tabela 3.1.

A resistência da fibra (f_u) não foi testada, uma vez que o ensaio deve ser executado em fio de mesmo diâmetro da fibra que será originada, o qual é de posse exclusiva do fabricante. Por isso, utilizou-se como valor acreditado o fornecido pelo fabricante (Tabela 3.1).

Tabela 3.1. Caracterização das fibras de aço segundo ABNT NBR 15530 (2007).

Especificação	Média	CV (%)	Limite de aceitação
Comprimento (l) (mm)	29,15	0,77	CV < 10%
Diâmetro equivalente (d_e) (mm)	0,61	1,15	CV < 5%
Fator de forma (λ)	48	1,35	$\lambda \geq 40$
Resistência à tração (f_u) (MPa)	1270*	-	$f_u \geq 1000$

* Valor fornecido pelo fabricante

No que se refere à resistência ao dobramento, foram testadas 10 fibras representativas do lote utilizado, de maneira que todas as fibras analisadas suportaram o dobramento em ângulo de 90° sobre um pino de 3,2 mm de diâmetro em temperatura ambiente de 25°C.

Na análise de defeitos foi analisada uma amostra de 203,0 g de fibra de aço. O valor em porcentagem de fibras defeituosas foi igual a zero.

Consequentemente, as fibras de aço que compuseram o CRF estavam em conformidade com a norma técnica específica (ABNT NBR 15530:2007).

3.1.2 Moldagem dos corpos de prova

Com os materiais descritos anteriormente, moldou-se a matriz de concreto de traço em massa igual a 1:1,57:1,93:0,49 (cimento:areia:brita:água) adicionando-se três teores distintos de fibras de aço. Os teores de fibra de aço presentes na matriz de concreto foram: 0,25%, 0,38% e 0,57%, dosados em relação ao volume de concreto.

Para cada teor de fibra empregado foram moldados 9 corpos de prova prismáticos de dimensões 100 mm x 100 mm x 350 mm, os consumos dos materiais utilizados encontram-se na Tabela 3.2. Moldaram-se, também, dois corpos de prova cilíndricos com 100 mm de diâmetro por 200 mm de altura a fim de se determinar a resistência à compressão axial da matriz de concreto ao 28 dias de idade de acordo com a ABNT NBR 5739 (2007).

Tabela 3.2. Consumo de materiais empregados no programa experimental.

Materiais	Consumo (kg/m³)
Cimento Portland (CP II-F-32)	446,44
Areia artificial	700,89
Agregado graúdo	861,55
Água	218,78
	20 (0,25%)*
Fibra de aço	30 (0,38%)*
	45 (0,57%)*

* Os valores indicados entre parênteses representam os respectivos teores de fibra em volume.

Durante a moldagem, o lançamento do concreto fresco ocorreu ao longo do eixo longitudinal do molde para todos os espécimes prismáticos como forma de se garantir a padronização do processo e a uniformização do padrão de orientação das fibras na direção do fluxo do concreto (MARTINIE e ROUSSEL, 2011 e WILLE; TUE e PARRA-MONTESINOS, 2013) (Figura 3.8). O adensamento se deu com o uso de uma mesa vibratória de frequência de 60 Hz, definindo um tempo de vibração padrão igual a 15 segundos para cada corpo de prova. Os espécimes permaneceram cobertos com lona plástica em ambiente externo por 24 horas, sendo após esse período desenformados e armazenados em câmara úmida com umidade relativa do ar (UR) e temperatura controladas (23 ± 2 °C e UR 100%) por um período de 100 dias.

Figura 3.8. Lançamento do CRFA fresco ao longo do eixo longitudinal do molde.

3.1.3 Ensaio DEWS

Os corpos de prova destinados ao ensaio DEWS foram removidos da câmara úmida dois dias antes da realização dos ensaios e armazenados no ambiente do laboratório à temperatura de $(24 \pm 2) ^\circ\text{C}$ e à umidade relativa do ar de cerca de 50%. Como descrito na primeira publicação a respeito deste ensaio no Brasil (BORGES; MONTE e FIGUEIREDO, 2013), a elaboração dos espécimes para ensaio demanda uma extensa preparação, por isso, os corpos de prova ensaiados tinham idade de aproximadamente 111 dias.

Dos 9 prismas moldados para cada teor de fibra de aço utilizada, 4 originaram os corpos de prova para ensaio DEWS. Seja neste caso, em que os corpos de prova ensaiados originaram-se de prismas íntegros ou no caso da obtenção a partir de prismas já ensaiados (como ocorreu com os corpos de prova utilizados no programa experimental do próximo capítulo), a preparação dos espécimes para ensaio seguiu a sequência apresentada na Figura 3.9.

Figura 3.9. Fluxograma adotado na preparação dos corpos de prova para ensaio DEWS.

Essa sequência foi elaborada durante os estudos desta dissertação, pois não há referências ao tema que descrevam o processo de preparação dos espécimes para o ensaio. Sendo assim, o primeiro procedimento adotado foi a realização do corte dos corpos de prova prismáticos em cubos (Figura 3.10). Aconselha-se que os cubos

apresentem arestas não inferiores a 100 mm, pois com a execução dos duplos cortes em cunha e dos entalhes há perda de seção resistente do espécime. Também é importante ressaltar que durante o corte dos prismas em cubos as medidas das faces de corte sejam pouco maiores que as definidas em ensaio. Isso é justificado na próxima etapa de retificação.

Figura 3.10. Corte do prisma em cubos com o uso de uma serra do tipo Policorte refrigerada à água.

Após a obtenção dos cubos procedeu-se o desbaste das suas superfícies (Figura 3.11a). Aconselha-se que o desbaste, ou também chamado de retificação, seja executado em todas as faces do cubo a fim de eliminar quaisquer defeitos superficiais e garantir paralelismo entre faces opostas (Figura 3.11b). Isso é importante, pois o não paralelismo das faces induz à execução de curtes em cunha excêntricos e, a presença de defeitos superficiais interfere negativamente no apoio das garras dos extensômetros sobre as faces. A retificação foi executada com o uso de uma retificadora vertical para corpo de prova de concreto.

Figura 3.11. (a) Corpo de prova preparado para retificação; (b) Corpos de prova com suas faces retificadas.

A etapa seguinte consistiu da locação, no corpo de prova, de onde serão realizados os duplos cortes em cunha a 45° e os entalhes. Suas posições devem ser centralizadas e localizadas em duas faces opostas do cubo. As dimensões adotadas encontram-se na Figura 3.12.

Figura 3.12. Dimensões, em milímetros (mm), adotadas para os corpos de prova DEWS.

Como buscou-se avaliar o efeito da orientação das fibras na resposta do material e as mesmas apresentavam orientação preferencial, dada pela moldagem, no sentido do comprimento do molde, foi possível que parte dos espécimes tivessem os cortes em cunha e os entalhes direcionados ortogonalmente em relação aos demais, a fim de se realizar um ensaio comparativo. Assim, se fez uso de uma identificação alfanumérica em cada cubo com intuito de indicar a posição de cada espécime em relação ao prisma inicial (Figura 3.13). Os prismas foram identificados pelas letras A, B, C e D e os cubos deles originados receberam a numeração de 1 a 3. Os cubos de identificação A1, A2, B2, B3, C3 e D1 receberam o corte e o entalhe no sentido paralelo (P) à orientação predominante das fibras. Aqueles numerados por A3, B1, C1, C2, D2 e D3, foram cortados e entalhados no sentido transversal (T) ao sentido predominante das fibras. Em outras palavras, os cortes em cunha e entalhes eram paralelos ao sentido longitudinal do prisma, na direção P, e transversais a esse eixo na direção T.

Figura 3.13. Identificação alfanumérica dos corpos de prova DEWS nos quatro prismas moldados para cada teor de fibra disperso no concreto.

Após a identificação dos corpos de prova, executaram-se os cortes em cunha a 45°. É imprescindível garantir a angulação correta do corte, pois sobre ele se apoiarão

os cilindros responsáveis pela transferência da carga da máquina para o espécime. Nesta mesma etapa procedeu-se, também, a execução dos entalhes, cuja função é induzir a fissuração na matriz de concreto. Os entalhes localizam-se no vértice dos cortes em cunha do cubo, sendo que eles não precisam de ser muito profundos. Neste trabalho a profundidade utilizada foi de 5 mm a partir do vértice da cunha e a espessura foi de 2 mm, medida referente à espessura da serra utilizada.

O corte (Figura 3.14a) e o entalhe (Figura 3.14b) foram realizados com uma serra angular de bancada, em que a angulação desejada é dada pela inclinação da serra de corte.

Figura 3.14. (a) Realização do corte em cunha a 45°; (b) Execução do entalhe no vértice do corte em cunha.

A última etapa antes do início dos ensaios consistiu na fixação de chapas metálicas sobre a superfície do corte (Figura 3.15). A fixação permite eliminar a perda de carga pelo atrito existente entre a superfície do corte e o cutelo cilíndrico. As chapas utilizadas eram de aço de dimensões 0,90 mm x 15 mm x 100 mm e foram fixadas com adesivo plástico pastoso à base de resina de poliéster insaturado (massa plástica). A opção pelo emprego do adesivo plástico pastoso deveu-se ao fato do mesmo formar uma camada (“colchão”) capaz de garantir melhor regularização superficial a partir do contato integral entre a chapa metálica e a superfície do corte. Desta forma, toda a superfície do corte recebeu a massa adesiva (Figura 3.16).

Figura 3.15. Fixação da chapa metálica sobre a superfície do corte em cunha.

Figura 3.16. Detalhes do corpo de prova cúbico para ensaio DEWS (dimensões apresentadas em mm).

Como nota, deve-se aplicar a massa plástica sobre a superfície do corte quando esta estiver completamente seca e livre de poeira, caso contrário sua aderência com a chapa metálica não ocorre de maneira eficiente, podendo ocasionar o desprendimento de chapa durante a realização do ensaio. Outro detalhe importante se refere ao tempo necessário de espera entre a aplicação da massa plástica e o início do ensaio (tempo de secagem do adesivo), pois, embora o fabricante indique que a massa plástica seca em 30 minutos, no estudo verificou-se que o tempo ideal de

espera é de ao menos 1 h, caso contrário a chapa metálica pode se desprender no decorrer do ensaio.

Assim, neste estudo cada corpo de prova prismático originou 3 espécimes cúbicos, totalizando 12 corpos de prova cúbicos para cada teor de fibra de aço dosada. O tempo despendido com a preparação de cada cubo foi de aproximadamente 4 h, esse valor leva em consideração o tempo despendido desde o corte dos prismas em cubos até o tempo de secagem do adesivo plástico.

O ensaio de caracterização mecânica ocorreu na prensa universal *EMIC* modelo *DL 10000* a uma velocidade de carregamento igual a 0,12 mm/min, velocidade, esta, equivalente a 10 vezes a velocidade mínima proposta por di Prisco, Lamperti e Lapolla (2010), uma vez que a velocidade utilizada em seus estudos proporcionaria ensaios com duração de mais de 5 horas por corpo de prova. Dois extensômetros de garras foram fixados, com cintas elastoméricas, em faces opostas do espécime e perpendicularmente ao plano de fratura, sendo os valores diretos de abertura de fissura (*COD*) resultantes da média aritmética das duas determinações (Figura 3.17). Os valores de ensaio foram registrados pelo software *Tesc* versão 3.04.

Figura 3.17. Corpo de prova preparado para o início do ensaio DEWS.

Para o cálculo da carga efetiva atuante no corpo de prova (P_{ef}) (Equação 2.11) adotou-se o valor de μ igual a 0,15, o qual corresponde ao coeficiente de atrito estático

entre duas superfícies de aço sem lubrificação, consequentemente, $P_{ef} = 0,739P$. O valor de μ utilizado neste trabalho foi obtido através de um método experimental com grau de simplificação maior que o adotado por di Prisco, Ferrara e Lamperti (2013). O coeficiente de atrito estático foi determinado a partir do ângulo de inclinação de um plano necessário à iminência de movimento entre dois materiais de aço.

Depois do cálculo da carga efetiva atuante, a resistência suportada pelo espécime no ensaio foi obtida com uso da equação 2.10.

3.1.4 Ensaio de tração à flexão de corpos de prova prismáticos (JSCE-SF4)

O procedimento metodológico do ensaio de flexão de prismas seguiu a proposta da normativa JSCE-SF4 (1984), cuja velocidade de ensaio foi de 0,20 mm/min, com demais detalhes explicados na seção 2.3.2.1 desta dissertação.

No ensaio de flexão de prismas foram utilizados 5 corpos de prova para cada teor de fibra empregado. Assim como ocorreu com os espécimes DEWS, os corpos de prova permaneceram em câmara úmida até dois dias antes do ensaio, sendo, posteriormente, armazenados no ambiente do laboratório à temperatura de (24 ± 2) °C com umidade relativa do ar de cerca de 50%. A idade de ensaio foi a mesma para o ensaio DEWS, aproximadamente 111 dias. O ensaio foi realizado em uma prensa universal EMIC modelo DL 10000, e a medida de deformação foi obtida com auxílio de um transdutor do tipo LVDT o qual transferia as informações coletadas ao programa Tesc versão 3.04 (Figura 3.18).

Figura 3.18. Fotografia do ensaio de flexão de prismas. Detalhe para o LVDT apoiado sobre o yoke na altura da linha neutra do corpo de prova.

Como a análise se baseia a partir de valores abertura de fissura, optou-se por transformar a medida de deflexão (δ), obtida no ensaio de flexão de prismas, em *CMOD*, para melhor comparação dos valores. Para isso se fez uso da equação 2.7 fornecida pela norma EN 14651 (2007).

Embora a equação 2.7 seja fornecida para a conversão de deflexão em *CMOD* no caso de ensaio de flexão sob três pontos, como é o caso da EN 14651 (2007), seu emprego na conversão em ensaio de quatro pontos (JSCE-SF4, 1984) não é descartado, pois a equação se baseia no modelo de deformação de corpo rígido. Isso significa que, aparecendo a primeira fissura, o padrão de fissuração tende a ser admitido como semelhante, independentemente do método de ensaio à flexão de prismas empregado.

3.2 Apresentação e análise de resultados

A primeira avaliação no estado endurecido a ser feita ocorreu com os corpos de prova cilíndricos no ensaio de compressão axial (ABNT NBR 5739:2007) aos 28 dias de idade. Os valores obtidos para a resistência média nessa idade ($\bar{f}_{c28}$) encontram-se na Tabela 3.3.

Tabela 3.3. Resistências médias das matrizes de concreto.

Corpos de prova	Área (mm ²)	Carga de ruptura (N)	f_{c28} (MPa)	$\bar{f}_{c28}$ (MPa)
CP 1 – 0,25	7775,64	276826	35,6	34,8
CP 2 – 0,25	7824,16	265215	33,9	
CP 1 – 0,38	7806,93	266236	34,1	32,2
CP 2 – 0,38	7871,27	236138	30,2	
CP 1 – 0,57	7783,45	235838	30,3	31,2
CP 2 – 0,57	7860,27	251529	32,0	

Nota: Os valores 0,25, 0,38 e 0,57 apresentados na identificação dos corpos de prova ensaiados indicam os teores de fibra de aço presentes na matriz de concreto em porcentagem.

Analisando os resultados apresentados na Tabela 3.3 para os valores de $\bar{f}_{c28}$ é possível notar que houve uma ligeira redução da resistência do concreto com o aumento do teor de fibra empregado. Essa redução na resistência foi de até 10,3%

quando se analisam os teores extremos, ou seja, 0,25% e 0,57% de fibra de aço. Isso ocorre porque conforme se aumenta o teor de fibra presente na matriz há tendência de se introduzirem vazios, os quais são responsáveis diretos pela queda da resistência do material.

Em continuação à análise do CRF no estado endurecido, foi realizada uma avaliação levando em conta o critério de resistência residual, comum na avaliação de CRF sujeitos a esforços estáticos. A avaliação da resistência residual média se baseia na média aritmética dos valores da resistência residual para aberturas de fissura iguais a 0,5 mm e 2,5 mm de cada CRFA produzido. Como mencionado anteriormente, a utilização desses valores de abertura de fissura está de acordo com as prescrições de cálculo pelo *fib Model Code* (di PRISCO; PLIZZARI e VANDEWALLE, 2009 e di PRISCO; COLOMBO e DOZIO, 2013). Assim, uma abertura de fissura de 0,5 mm está associada ao ELS, já o valor de 2,5 mm foi selecionado por poder ser relacionado ao ELU. Os valores admitidos para o ELS e ELU são arbitrários, isto é, dependem da escolha do projetista. Neste caso, 0,5 mm e 2,5 mm foram escolhidos por serem as prescrições mais utilizadas no contexto prático. Esse tipo de análise que leva em conta o valor de resistência pós-fissuração do compósito não é contemplada pela norma JSCE-SF4 (1984), entretanto, é uma tendência em cálculos estruturais que utilizam CRF.

A Figura 3.19 apresenta as curvas de resistência média ($\bar{\sigma}_b$) por abertura de fissura ($CMOD$) de acordo com o ensaio de tração na flexão (JSCE-SF4, 1984). Cada curva apresentada é resultado da média aritmética das curvas de cinco corpos de prova, exceto para o teor de 0,25%, em que um dos espécimes apresentou problemas durante o ensaio, ocasionando sua desconsideração. Os valores de resistência residual à flexão foram obtidos pela equação 2.1, apresentada na seção 2.3.2.1. Na Figura 3.20 as curvas de resistência média ($\bar{\sigma}$) por abertura de fissura (COD) são oriundas da média aritmética das curvas individuais de seis corpos de prova por teor e orientação de ensaio. Neste caso os espécimes foram ensaiados pelo método DEWS, cujos valores de (σ) foram obtidos via equação 2.10, conforme já apresentado na seção 2.3.5. Os gráficos com as curvas individuais tanto para corpos de prova ensaiados à flexão quanto via método DEWS encontram-se no Anexo C.

Figura 3.19. Curvas de resistência média *versus* CMOD de CRFA ensaiados à flexão.

Figura 3.20. Curvas de resistência média *versus* COD de CRFA ensaiados segundo a metodologia DEWS.

Nos gráficos anteriores (Figuras 3.19 e 3.20) é evidente a tendência do aumento da resistência residual em função do aumento do teor de fibra de aço dispersa na matriz de concreto. Nota-se ainda, a variação comportamental do CRFA em função da metodologia de ensaio aplicada, sendo os valores de resistência à tração na flexão superiores aos obtidos via ensaio DEWS. Isso ocorre, pois, no ensaio de flexão de

prismas além da tensão de tração atuante na região abaixo da linha neutra da viga, existem também tensões de compressão acima da mesma, resultando em valores de resistência residual superiores aos apresentados pelo DEWS, o qual apresenta maior influência das tensões de tração em toda seção transversal do espécime. Além disso, a presença dos entalhes nos corpos de prova utilizados no ensaio DEWS reduzem a força necessária à ruptura do espécime, consequentemente, esta se torna inferior à força necessária à fratura do corpo de prova no ensaio de flexão. A visualização das curvas médias obtidas para o ensaio DEWS, ainda permite constatar que os corpos de prova ensaiados na direção transversal apresentam resistências mais elevadas após a fissuração da matriz, quando comparadas às curvas dos espécimes ensaiados na direção paralela. Isso significa que a orientação preferencial das fibras se deu ao longo do eixo longitudinal do prisma conforme se esperava. Portanto, essa é a orientação em que há maior intensidade de trabalho das fibras na absorção de energia.

Essa análise comparativa que busca avaliar o grau de ortotropia do CRF em função do “efeito parede” não é possível quando se ensaiam corpos de prova apenas à flexão, pois a própria condição de moldagem desses espécimes tende a limitar a capacidade de avaliação do material.

No que se refere à instabilidade pós-fissuração, houve uma tendência de esta ser inversamente proporcional ao teor de fibra dosado, como era esperado. Desta maneira, reduziu-se a diferença entre a capacidade resistente da matriz e a resistência residual do compósito fissurado, isto é, a capacidade de transferência de tensões dada pelas fibras na seção fissurada.

Na Tabela 3.4 encontram-se os valores de resistência máxima ($\bar{\sigma}_{\text{máx.}}$) e residual média à 0,5 mm ($\bar{\sigma}_{0,5 \text{ mm}}$) e à 2,5 mm de fissuração ($\bar{\sigma}_{2,5 \text{ mm}}$) de cada concreto produzido de acordo com as duas metodologias analisadas. Os valores apresentados são resultado da média aritmética de seis corpos de prova, para cada direção do ensaio DEWS, e cinco corpos de prova para o ensaio de flexão de prismas.

Tabela 3.4. Valores de resistências máximas e residuais médias e coeficientes de variação das amostras em CRFA ensaiadas pelos métodos DEWS e JSCE-SF4.

Ensaio	Teor de fibra (%)	Direção	$\bar{\sigma}_{\text{máx.}}$ (MPa)	CV (%)	$\bar{\sigma}_{0,5 \text{ mm}}$ (MPa)	CV (%)	$\bar{\sigma}_{2,5 \text{ mm}}$ (MPa)	CV (%)
DEWS	0,25	T	3,03	22	0,97	38	0,54	30
		P	2,35	19	0,40	23	0,20	60
	0,38	T	2,85	21	1,31	22	0,83	35
		P	2,46	15	0,58	47	0,23	28
	0,57	T	2,81	17	1,83	22	1,14	25
		P	2,38	21	0,45	50	0,31	44
JSCE-SF4	0,25*		5,70	5	1,98	33	1,35	35
	0,38		5,70	4	2,82	16	1,66	24
	0,57		6,21	2	3,54	14	2,12	42

* Teor cuja amostra é composta por quatro corpos de prova.

A partir dos valores de resistência máxima apresentados na Tabela 3.4 é verificado que para o ensaio DEWS não houve aumento da resistência à tração do CRFA em função do aumento do teor de fibras presente na matriz, o que comprova o exposto anteriormente, de que nas condições estudadas as fibras contribuem à tração apenas no estágio pós-fissuração do compósito. A partir dos seus coeficientes de variação (CV) é possível verificar que mesmo com o aumento do teor de fibras a dispersão dos resultados continua a mesma, o que reforça a influência da matriz de concreto nesse estágio pré-fissuração. Nos resultados de resistência à tração média à flexão é possível perceber um pequeno aumento da resistência do CRFA no teor de 0,57%, isso se deve primeiramente pelo ensaio envolver esforços de flexo-compressão junto a um teor que se aproxima do volume crítico. Seus CV são menores que os apresentados para o ensaio DEWS, uma vez que a presença da compressão tende a negligenciar as variações dadas pelos defeitos internos do material.

Com relação, agora, aos valores de resistência residual média presentes na Tabela 3.4, eles indicam que quando se analisa a influência da orientação das fibras na resposta do material, a resistência residual média variou até 307%. Isso ocorreu com o CRFA no teor de 0,57%, em que os espécimes ensaiados segundo a orientação paralela apresentaram resistência residual média de 0,45 MPa, enquanto que os

espécimes ensaiados na direção transversal tiveram resistência residual média igual a 1,83 MPa, ambas para uma abertura de fissura de 0,5 mm. O valor da resistência residual média para o mesmo concreto com mesmo nível de fissuração ensaiado pelo método JSCE-SF4 foi de 3,54 MPa. Esse valor permite correlacionar o valor médio da resistência residual via ensaio de flexão de prismas como sendo igual a 1,93 vezes o valor resultante do ensaio DEWS na direção transversal de orientação das fibras, para seu correspondente nível de fissuração.

Como forma de se obter uma correlação mais consistente, em que se leve em consideração os resultados das resistências máximas e residuais optou-se pela execução do gráfico apresentado na Figura 3.21.

Figura 3.21. Correlação entre o ensaio DEWS e JSCE-SF4 para resistências máximas e residuais médias à 0,5 mm e 2,5 mm de fissuração em função de cada teor de fibra de aço dosado.

A partir da linha de tendência apresentada, pode-se notar que o ensaio de flexão (JSCE-SF4, 1984) tende a gerar valores cerca de 90% superiores aos encontrados via ensaio DEWS, considerando que os valores apresentados na Figura 3.21 para esta última metodologia são apenas de resistências obtidas na direção transversal da orientação das fibras.

Os CV encontrados para o ensaio DEWS referentes à resistência à tração se mostraram bem acima dos apresentados para o ensaio de flexão. Isso ocorre, pois, no ensaio DEWS há praticamente apenas esforços de tração, assim, pequenas variações seja na quantidade de fibras ou defeitos internos têm grande interferência na resposta do material. No entanto, esses CV estão abaixo do encontrado na literatura para o ensaio DEWS, que foi relatado como da ordem de 30% (di PRISCO; FERRARA e LAMPERTI, 2013). Os CV referentes à resistência residual não podem ser comparados com a literatura, uma vez que não há informação a respeito, mas avaliando DEWS e flexão de prismas, é possível perceber que no ensaio DEWS eles se apresentam mais elevados. Um fator que pode ter contribuído para elevado CV, no caso do ensaio DEWS, é que se utilizou uma simplificação da metodologia originalmente proposta (di PRISCO; LAMPERTI e LAPOLLA, 2010). Isso significa que além de não ter sido realizado o ensaio a uma taxa de carregamento lenta no trecho pré-fissuração (trecho elástico), essa velocidade de deformação foi acrescida em 10 vezes, tudo concomitantemente à utilização de um concreto reforçado com baixo teor de fibras.

Um tipo de análise que envolve o efeito do alinhamento das fibras corrobora com as afirmações de que há uma diferença significativa na capacidade resistente do CRF em função da orientação preferencial delas dentro de um corpo de prova prismático. Como no ensaio de tração na flexão de prismas só se pode avaliar o CRF na direção favorável do comportamento, há seguramente uma supervalorização da capacidade resistente residual do compósito.

Embora os resultados de resistência residual média obtidos no ensaio DEWS demonstrem haver distinção entre a orientação das fibras, realizou-se a análise de variância (ANOVA) de fator duplo com repetição. A análise ANOVA buscou comprovar a capacidade do ensaio DEWS em diferenciar a orientação predominante das fibras na matriz de concreto e a diferença entre os teores dosados. Nessa análise utilizou-se um nível de significância (α) igual a 5%. Os resultados obtidos encontram-se na Tabela 3.5.

Tabela 3.5. ANOVA das amostras DEWS para valores de resistência residual em função de COD.

COD	Fonte da variação	SQ	gl	MQ	F	valor-P	F crítico
0,5 mm	Teor de fibras	1,24	2	0,62	7,21	0,003	3,32
	Orientação (T/P)	7,18	1	7,18	83,15	$3,75 \cdot 10^{-10}$	4,17
	Dentro	2,59	30	0,09			
	Total	11,01	33				
2,5 mm	Teor de fibras	0,77	2	0,39	10,32	0,0004	3,32
	Orientação (T/P)	3,11	1	3,11	83,14	$3,75 \cdot 10^{-10}$	4,17
	Dentro	1,12	30	0,04			
	Total	5,00	33				

Com base na Tabela 3.5 é verificado que a metodologia DEWS, mesmo com valores de dispersão elevados, podendo chegar a 60%, e com o aumento da velocidade, ainda é capaz de proporcionar não apenas a distinção entre as orientações das fibras dispersas na matriz, mas também permite distinguir os teores utilizados. Contudo, a ANOVA fornece apenas a informação de que há distinção entre os teores, sem indicar se todos os teores proporcionam respostas diferentes entre si. Desta maneira, o teste de Tukey permitirá verificar com exatidão se essa distinção não ocorre apenas nos teores extremos. Assim, estão apresentados na Tabela 3.6 o resumo dos resultados encontrados.

Tabela 3.6. Teste de Tukey aplicado aos valores de resistência residual à 0,5 mm e 2,5 mm de fissuração em função do teor de fibra dosado para amostras DEWS.

Ensaio	COD (mm)	Orientação	Comparação entre teores (%)	DMA	DMS	Conclusão
DEWS	0,5	T	0,25 e 0,38	0,34	0,42	=
			0,25 e 0,57	0,86		≠
			0,38 e 0,57	0,52		≠
		P	0,25 e 0,38	0,18		=
			0,25 e 0,57	0,05		=
			0,38 e 0,57	0,13		=
	2,5	T	0,25 e 0,38	0,29	0,28	≠
			0,25 e 0,57	0,61		≠
			0,38 e 0,57	0,31		≠
		P	0,25 e 0,38	0,03		=
			0,25 e 0,57	0,11		=
			0,38 e 0,57	0,08		=

Nota: (=) não há diferença significativa; (≠) há diferença significativa. Grau de significância de 0,05.

No teste de Tukey é admitida a existência de diferenças significativas quando a diferença entre as médias amostrais (DMA) é igual ou superior ao valor da diferença mínima significativa (DMS). Neste caso, o teste de Tukey contido na Tabela 3.6 fornece a informação de que há distinção entre os teores de fibra dosados apenas nas amostras T, a 0,5 mm e 2,5 mm. À 0,5 mm de fissuração proporcionam igual comportamento pós-fissuração do CRF os teores de fibra de aço de 0,25% e 0,38%, isto é, são considerados estatisticamente iguais. Já ao nível de fissuração de 2,5 mm todos os teores apresentam desempenho pós-fissuração distintos entre si.

A mesma ANOVA, com α igual a 5%, foi realizada com os resultados de resistência residual do ensaio de flexão, mas desta vez, a análise foi de fator único. Os resultados encontrados estão na Tabela 3.7.

Tabela 3.7. ANOVA de amostras ensaiadas à flexão para valores de resistência residual em função do CMOD.

CMOD	Fonte da variação	SQ	gl	MQ	F	valor-P	F crítico
0,5 mm	Entre grupos	5,37	2	2,69	9,42	0,004	3,98
	Dentro dos grupos	3,14	11	0,29			
	Total	8,51	13				
2,5 mm	Entre grupos	1,37	2	0,69	1,70	0,23	3,98
	Dentro dos grupos	4,45	11	0,40			
	Total	5,82	13				

Avaliando o apresentado na Tabela 3.7, é de se notar que para um nível de fissuração igual a 0,5 mm o ensaio de flexão de prismas dado pela normativa JSCE-SF4 (1984) é capaz de proporcionar a diferenciação entre os teores de fibra empregados, uma vez que a hipótese de igualdade foi rejeitada (valor-P menor que 0,05 e F encontrado maior que o F-crítico). Quando a análise recai sobre os valores obtidos ao nível de fissuração de 2,5 mm, é de se notar que o ensaio de flexão de prismas não permite a distinção entre os teores de fibra empregados.

A fim de verificar quais teores proporcionam resistência residuais distintas entre si à 0,5 mm de fissuração, foi realizado um teste de Tukey. Entretanto, como há diferença entre a quantidade de corpos de prova que compõem a amostra de teor 0,25% (4 corpos de prova) e as amostras de teor igual a 0,38% e 0,57% (5 corpos de prova), optou-se pela remoção de um espécime em cada uma das duas últimas amostras mencionadas (0,38% e 0,57%). Isso se deve ao fato do teste de Tukey só ser realizado com amostras de mesmo tamanho, assim, os corpos de prova foram removidos por sorteio de modo a ser obter uma amostra aleatória. Os resultados obtidos a partir do teste de Tukey se encontram na Tabela 3.8.

Tabela 3.8. Teste de Tukey aplicado aos valores de resistência residual à 0,5 mm de fissuração em função do teor de fibra dosado para amostras ensaiadas à flexão.

Ensaio	Comparação entre teores (%)	DMA	DMS	Conclusão
JSCE-SF4	0,25 e 0,38	1,02	1,04	=
	0,25 e 0,57	1,59		≠
	0,38 e 0,57	0,57		=

Nota: (=) não há diferença significativa; (≠) há diferença significativa. Grau de significância de 0,05.

O teste de Tukey permitiu concluir que o teor de fibra de aço igual a 0,38% não proporciona diferença significativa no valor de resistência residual à 0,5 mm de fissuração em comparação aos teores de 0,25% e 0,57%, embora estes últimos (0,25% e 0,57%) proporcionem capacidades resistentes residuais diferentes entre si. Em outras palavras, significa que os teores de 0,25% e 0,57% proporcionam capacidade resistente residual distintas tendo o teor de 0,38% como intermediário entre os dois.

3.3 Conclusões do capítulo

O estudo demonstrou que o ensaio DEWS é capaz de verificar o grau de ortotropia do CRF em corpos de prova moldados, especialmente no ELS, em que a instabilidade pós-fissuração torna a medição crítica nessa região. Desta forma, o ensaio DEWS comprovou ser uma ferramenta capaz de avaliar como o “efeito parede”, por exemplo, pode influenciar na resposta do material ensaiado. A partir da análise da influência do grau de ortotropia no desempenho do CRFA verificou-se que o aumento nos valores de resistência residual pode chegar a mais de 300%. Isso deve ser tido em consideração em estudos que trabalhem com compósitos fibrosos, uma vez que num ensaio de flexão de prismas há a tendência de superestimação dos valores de resistência residual.

Verificou-se ainda que é possível qualificar o CRFA mesmo em condição desfavorável de alinhamento das fibras e em baixos teores destas na matriz, porém com prejuízo em relação à distinção dos teores de fibra dosados seja no ELS ou no ELU.

A partir da correlação entre os valores de resistência residual para as duas metodologias estudadas, encontrou-se que a relação JSCE-SF4/DEWS é da ordem de 1,90.

Como fator limitante, a metodologia DEWS não se torna um ensaio capaz de ser executado corriqueiramente, uma vez que demanda uma extensa etapa de preparação dos espécimes antes da realização do ensaio. Embora o tempo relatado de preparação de cada espécime tenha sido de 4 h, esse valor tem como variáveis as condições ambientais (temperatura e UR) e a elevada experiência do laboratorista. Desta maneira, para laboratoristas iniciantes na execução do ensaio esse tempo de preparação pode ser muito maior.

Outro limitante do ensaio DEWS a ser considerado se refere à presença da instabilidade pós-fissuração existente até níveis de *COD* iguais a 0,5 mm (Anexo C e Figura 3.20), fato que eleva a incerteza dos valores mensurados no ELS. Isso demonstra a vulnerabilidade com que o ensaio DEWS está sujeito quando se associam baixos volumes de fibras à matriz (inferiores à 1,00%) e a execução de ensaios em sistema aberto. A fim de se verificar o grau de significância do aumento da taxa de carregamento adotada neste programa experimental, tornou-se necessária a realização do estudo da influência desta no ensaio DEWS.

Capítulo 4 Influência da velocidade de ensaio no desempenho do CRFA

Conforme foi visto nos capítulos anteriores, a avaliação do desempenho do CRF no estado endurecido ocorre principalmente sob esforços de tração, pois assim permite-se a avaliação da capacidade do reforço proporcionado pelas fibras à matriz. Esses esforços são aplicados ao material por meio de ensaios que utilizam como princípio básico o mecanismo de mecânica da fratura, uma vez que a resistência mecânica do concreto está relacionada com a formação e propagação de fissuras (ZHANG; RUIZ e ELAZIM, 2015). Assim, os ensaios que envolvem a mecânica da fratura, como é o caso dos prescritos para a caracterização do CRF, precisam de ser estáveis (BRÜHWILER e WITTMANN, 1990) porque desta maneira consegue-se uma caracterização fidedigna do material, principalmente nos instantes iniciais de fissuração (ELS).

Tratar, portanto, da estabilidade do ensaio de caracterização mecânica à tração de compósitos equivale a versar sobre a energia elástica acumulada no trecho pré-fissuração da matriz e como esta atuará na propagação de dano ao material. Conforme visto no capítulo 2, algumas soluções são propostas com intuito de corrigir ou ao menos minimizar o efeito do problema da instabilidade pós-fissuração na resposta do material. Uma delas é a execução de entalhes nos corpos de prova de modo a induzir as fissuras, desta forma, os espécimes entalhados apresentam resultados com menor dispersão, pois o entalhe concentra tensões o que, em geral, garante a formação de uma única fissura. Assim, a fissura principal se propaga a partir do entalhe em direção ao ponto de carregamento, garantindo a estabilidade durante os testes em corpos de prova de CRF com baixo teor de fibra (ZHANG et al., 2014). Outra maneira está relacionada ao sistema de controle de carregamento do ensaio, isto é, se o mesmo ocorre em sistema fechado (*closed-loop*) ou em sistema aberto (*open-loop*). No sistema fechado, a partir de um sistema de retroalimentação, é garantida uma taxa de deformação estável e uma resposta também estável do corpo de prova, melhorando a precisão do ensaio. Já no sistema aberto há ausência de retroalimentação, de modo que a resposta do material no decorrer do teste em nada influencia na taxa de carregamento do espécime, fato que pode proporcionar resultados com grande dispersão para uma mesma amostra, conjugado ao problema

da instabilidade pós-fissuração da matriz. Contudo, devido ao alto custo envolvido na aquisição de equipamento capaz de realizar ensaios em sistema fechado, a alternativa mais barata é realizar o teste em sistema aberto sob taxas de carregamento mais lentas, ou sob duas velocidades distintas em função do nível de deformação do espécime.

Diminuir a taxa de carregamento, ou velocidade do ensaio, é a alternativa mais viável no intuito de proporcionar uma propagação de dano lenta, ou seja, uma ruptura lenta do corpo de prova. Com essa medida busca-se reduzir a energia armazenada no sistema de carregamento no instante pré-fissuração e, assim, garantir a estabilidade pós-pico. Entretanto, deve haver um limite para a redução da velocidade de ensaio e, apesar deste tema ser tão debatido e apresentar tantas referências quando se volta para o concreto simples (ROSSI e TOUTLEMONDE, 1996, RUIZ et al., 2011, JACINTHO e GIONGO, 2005 e NEVILLE e BROOKS, 2013), ao buscar-se a influência com que a variação da velocidade de carregamento de um ensaio mecânico proporciona a uma amostra em CRF, faltam pesquisas a respeito (ZHANG; RUIZ e ELAZIM, 2015).

O fato é que a redução da velocidade de carregamento tende a transformar os esforços a condições quase-estáticas, o que significa que, com a redução da velocidade, há uma propagação lenta da fissuração. Desta forma, evita-se a transferência abrupta de tensões da matriz para as fibras, ou seja, com uma transferência mais suave, há menor chance de ocorrer instabilidade pós-fissuração.

Com fins de melhor visualização do efeito da velocidade de ensaio na resposta do material, a Figura 4.1, extraída a partir de resultados individuais de espécimes prismáticos ensaiados à flexão originários desta pesquisa, permite verificar que o aumento da taxa de carregamento do ensaio não tem efeito apenas na resistência à tração do compósito, mas inclusive na resistência residual e na extensão da instabilidade pós-fissuração.

Figura 4.1. Influência da taxa de carregamento de ensaio no desempenho de CRFA ensaiado à tração na flexão.

Em estudo produzido por Stephen, Gettu e Raphael (2016) o aumento da velocidade de carregamento em ensaio de tração à flexão em sistema fechado proporcionou em seus resultados um aumento na resistência máxima, residual e na tenacidade do CRFA, de modo que o aumento medido na resistência máxima à flexão chegou a aproximadamente 25%. Porém, a partir de uma determinada velocidade, a depender do ensaio e das propriedades do material, pode ocorrer uma ligeira queda na capacidade resistente residual do compósito, como também pode ser verificado na curva V3 da Figura 4.1. Essa redução da resistência residual é justificada como resultado da ruptura das fibras na seção fissurada, em vez do arrancamento das mesmas, como geralmente é esperado (STEPHEN; GETTU e RAPHAEL, 2016).

Toda a proposta de ensaio de caracterização deve ser, anteriormente à sua utilização prática, estudada a fim de se analisarem quais os principais intervenientes responsáveis por desvios à fidedignidade do comportamento do material. Tal estudo envolve análises de repetibilidade e reprodutibilidade que, auxiliada por inferências estatísticas, permitem fundamentar com coerência a metodologia proposta. Portanto, ao se estudar a aplicabilidade de um ensaio de caracterização do CRF é necessário ter em consideração que o concreto em uma estrutura real estará sujeito a ações permanentes de longa duração, cujo comportamento é diferente daquele obtido no laboratório, em que a velocidade de ensaio pode ser considerada rápida para os

padrões reais de campo (ANDRADE e TUTIKIAN, 2011). Desta maneira, a execução de carregamentos em regime quase-estático necessita ser uma alternativa de estudo, em caso de caracterização de elementos estruturais sujeitos a esforços estáticos, pois pode-se minimizar a instabilidade pós-pico e a alta variabilidade da amostra. Entretanto, a adoção deste tipo de raciocínio baseado na redução da taxa de carregamento também acarreta problemas econômicos relativos ao custo do ensaio, pois quanto mais lentamente se procede um ensaio, maior se torna o tempo de operação do equipamento, o que dificulta a realização de vários ensaios em série.

Diante dessa problemática, neste capítulo, estudou-se o ensaio DEWS no seu conceito mais simples, ou seja, realizado em sistema aberto e com a utilização de uma única taxa de carregamento durante cada teste. As velocidades de carregamento variaram em função das velocidades originalmente propostas por di Prisco, Lamperti e Lapolla (2010) e assim, buscou-se verificar o quanto a velocidade de carregamento influencia na resposta do material e qual seria a velocidade ideal de ensaio. Agrega-se ainda a este estudo a análise da variação da velocidade de carregamento para amostras ensaiadas à flexão, a partir da normativa JSCE-SF4 (1984).

Os corpos de prova utilizados nestes ensaios fazem parte de um estudo compartilhado que envolveu este trabalho de mestrado junto a um trabalho de iniciação científica desenvolvido por Gabriel Miler Montenegro de Moraes (MORAES, 2014).

4.1 Programa experimental

4.1.1 Caracterização dos materiais

4.1.1.1 Cimento

Como ligante hidráulico foi empregado cimento Portland de alta resistência inicial resistente a sulfatos (CP V-ARI RS) (ABNT NBR 5737:1992) da marca comercial Cauê (InterCement).

A determinação da massa específica do cimento foi obtida via picnometria a gás hélio e cujo valor resultante foi de 3,01 g/cm³. A distribuição granulométrica foi obtida com auxílio do analisador de partículas (granulômetro) por difração laser (ISO 13320:2009) e sua distribuição encontra-se na Figura 4.2. Em ambos os ensaios

anteriores foram utilizados os mesmos equipamentos pertencentes ao LME mencionados no capítulo 3.

Figura 4.2. Distribuição granulométrica do cimento Portland CPV-ARI RS.

4.1.1.2 Agregados, água e fibras de aço

Os agregados e as fibras de aço utilizados pertenciam ao mesmo lote de material empregado no estudo apresentado no capítulo 3, sendo desnecessária a apresentação de suas caracterizações neste capítulo.

A água de amassamento continuou sendo da mesma procedência que a utilizada no capítulo 3: considerada potável, oriunda do sistema público de distribuição e fornecida pela SABESP.

4.1.1.3 Aditivo

Utilizou-se aditivo redutor de água superplastificante à base de policarboxilato, denominado por *ADVA Flow*, da marca comercial *Grace*.

4.1.2 Moldagem dos corpos de prova

A partir dos materiais descritos anteriormente, moldou-se a matriz de concreto com traço em massa igual a 1:1,12:2,88:0,433 (cimento:areia:brita:água). Empregou-se 1,5 g de aditivo ADVA por litro de concreto e teor de fibra de aço igual a 0,25% em

volume de concreto. Na Tabela 4.1 encontram-se os consumos de materiais utilizados na confecção do CRFA.

Tabela 4.1. Consumo de materiais empregados na produção do CRFA.

Materiais	Consumo (kg/m³)
Cimento Portland (CP V-ARI-RS)	442,45
Areia artificial	495,59
Agregado graúdo	1274,22
Água	191,57
Aditivo ADVA	1,5
Fibra de aço	20

Foram moldados 16 corpos de prova prismáticos de dimensões 100 mm x 100 mm x 350 mm, sendo utilizados, portanto, 4 corpos de prova para cada velocidade de ensaio a flexão. Moldaram-se, também, dois corpos de prova cilíndricos com 100 mm de diâmetro e 200 mm de altura para a determinação da resistência à compressão axial da matriz de concreto na idade de 28 dias (ABNT NBR 5739:2007).

As condições de lançamento do CRFA, o adensamento em mesa vibratória, a desenforma e a cura em câmara úmida foram procedidos das mesmas maneiras descritas no capítulo anterior.

4.1.3 Ensaio de tração à flexão de corpos de prova prismáticos (JSCE-SF4)

Uma vez que o prisma apresentava a medida do vão de ensaio igual a 300 mm, a normativa JSCE-SF4 (1984) prescreve uma velocidade de carregamento variando entre 0,1 mm/min e 0,2 mm/min. Desta maneira, a fim de se estudar o efeito da variação da velocidade de carregamento na resposta do material, optou-se por utilizar apenas a velocidade mínima prescrita em norma como referência (0,1 mm/min). Assim, as demais velocidades adotadas foram: 0,3 mm/min, 0,5 mm/min e 1,0 mm/min, em um total de 4 espécimes ensaiados para cada velocidade, todos com idade de aproximadamente 120 dias.

Os corpos de prova permaneceram em câmara úmida até 1 dia antes do ensaio, sendo então todos armazenados em câmara seca por 24 horas a fim de eliminar a água livre presente nos poros. O ensaio foi realizado em uma prensa universal *EMIC*

modelo *DL 10000*, e a medida de deformação foi obtida com auxílio de um transdutor do tipo LVDT o qual transferia as informações coletadas ao programa *Tesc* versão 3.04 (Figura 4.3).

Figura 4.3. Corpo de prova prismático ensaiado à flexão de acordo com o método JSCE-SF4 (1984).

O valor da resistência do material foi obtido com uso da equação 2.1 e a transformação dos valores de deflexão (δ) em abertura de fissura (*CMOD*) foi conseguida com auxílio da equação 2.7.

4.1.4 Ensaio DEWS

Os corpos de prova ensaiados pelo método DEWS eram oriundos dos prismas ensaiados à flexão. Para tal, desprezou-se a região central do prisma fissurado utilizando-se apenas os extremos desses espécimes. Devido a todo o processo de elaboração dos corpos de prova descrito anteriormente (item 3.1.3), estes foram ensaiados com idade superior a 140 dias.

O ensaio também ocorreu na prensa universal *EMIC* modelo *DL 10000*. Para o estudo da variação da velocidade, trabalhou-se com os valores propostos por di Prisco, Lamperti e Lapolla (2010) que foram de 0,012 mm/min e 0,030 mm/min, e ainda acelerou-se em dez vezes essas velocidades, portanto, realizou-se o carregamento também com as velocidades de 0,12 mm/min e 0,30 mm/min. Diferentemente do executado por di Prisco, Lamperti e Lapolla (2010), utilizou-se uma

mesma velocidade no decorrer de todo o procedimento experimental. Desta maneira, para cada velocidade de ensaio empregada foram avaliados 4 corpos de prova.

Durante o ensaio, a medida de abertura de fissura (*COD*) foi obtida a partir de dois extensômetros de garras fixados cada um em faces opostas do corpo de prova cúbico, como relatado na seção 3.1.3 (Figura 4.4). Os resultados do ensaio foram registrados via software *Tesc* versão 3.04.

Figura 4.4. Corpo de prova cúbico ensaiado segundo a metodologia DEWS.

Para o cálculo da carga efetiva atuante no corpo de prova (P_{ef}) (Equação 2.11) adotou-se o valor de μ igual a 0,15, o qual corresponde ao coeficiente de atrito estático entre duas superfícies de aço sem lubrificação, conseqüentemente, $P_{ef} = 0,739P$. Depois do cálculo da carga efetiva atuante, a resistência suportada pelo espécime (σ) no ensaio foi obtida com uso da equação 2.10.

4.2 Apresentação e análise de resultados

Os dois corpos de prova cilíndricos moldados para a caracterização mecânica da matriz de concreto foram ensaiados aos 28 dias de idade à compressão axial, conforme a ABNT NBR 5739 (2007). O valor obtido para a resistência média ($\bar{f}_{c28}$) encontra-se na Tabela 4.2.

Tabela 4.2. Resistência média da matriz de concreto.

Corpos de prova	Área (mm ²)	Carga de ruptura (N)	f_{c28} (MPa)	$\bar{f}_{c28}$ (MPa)
CP 1	7877,56	338100	42,9	43,8
CP 2	7887,00	355800	44,7	

A partir do resultado apresentado na Tabela 4.2 para a caracterização da matriz de concreto é possível perceber que a redução da quantidade de água possibilitada pela adição de aditivo plastificante, somada à adoção de um cimento de alta resistência inicial permitiram um ganho considerável na capacidade resistente máxima do compósito. A comparação com o concreto de mesmo teor de fibra de aço (0,25% em volume de concreto) do capítulo anterior indica um ganho de resistência de cerca de aproximadamente 26%. O ganho na resistência torna a matriz mais frágil e, portanto, mais susceptível à instabilidade pós-fissuração.

Com base nos valores de resistência (σ_b) e abertura de fissura ($CMOD$) obtidos para o ensaio de flexão de prismas (JSCE-SF4,1984) elaborou-se o gráfico apresentado na Figura 4.5. Nele, as curvas médias de resistência ($\bar{\sigma}_b$) por $CMOD$ são resultado da média aritmética de quatro corpos de prova, sendo que as curvas individuais se encontram no Anexo D. Os valores de resistência foram obtidos pela equação 2.1, apresentada na seção 2.3.2.1. Na Figura 4.6 estão apresentadas as curvas médias de resistência ($\bar{\sigma}$) por abertura de fissura (COD) para o ensaio DEWS. As curvas médias nela apresentadas são resultado da média aritmética de quatro curvas individuais, as quais também se encontram representadas no Anexo D. Neste caso, em que os espécimes foram ensaiados pelo método DEWS, os valores de (σ) foram obtidos via equação 2.10, conforme já apresentado na seção 2.3.5.

Figura 4.5. Curvas de $\bar{\sigma}_b$ versus CMOD de CRFA ensaiados à flexão sob quatro taxas de carregamento diferentes.

Figura 4.6. Curvas de $\bar{\sigma}$ versus COD segundo o ensaio DEWS realizado sob quatro taxas de carregamento diferentes.

É verificado que em ambos os ensaios, flexão de prismas e DEWS, houve instabilidade pós-fissuração e a mesma atingiu níveis superiores a 0,5 mm como está representado claramente na Figura 4.6 (curvas à velocidade de 0,012 mm/min e 0,030 mm/min). Em continuidade à análise das curvas médias dos gráficos anteriores

(Figuras 4.5 e 4.6) não fica evidente a ocorrência de aumento da instabilidade pós-pico em função do aumento da velocidade de carregamento de ensaio. Isso pode indicar que a maior velocidade de ensaio aqui utilizada ainda pode ser considerada baixa o suficiente para não induzir a um aumento no nível de instabilidade.

A seguir, a Tabela 4.3 apresenta os valores médios da resistência máxima ($\bar{\sigma}_{\text{máx.}}$) e de resistência residual do compósito para aberturas de fissura iguais a 0,5 mm ($\bar{\sigma}_{0,5 \text{ mm}}$) e 2,5 mm ($\bar{\sigma}_{2,5 \text{ mm}}$), isso em função de cada velocidade de ensaio adotada. Vale ressaltar, novamente, que os valores médios apresentados são resultado da média aritmética obtida de quatro corpos de prova por amostra. Conforme já mencionado no capítulo anterior, a adoção do valor de abertura de fissura igual a 0,5 mm e 2,5 mm é arbitrária e ocorre devido às prescrições de cálculo pelo *fib Model Code* (di PRISCO; PLIZZARI e VANDEWALLE, 2009 e di PRISCO; COLOMBO e DOZIO, 2013) que associa o primeiro valor ao ELS e, o segundo ao ELU. Mais uma vez vale ressaltar que esse tipo de análise que tem por base valor de resistência pós-fissuração do compósito não é contemplada pela norma JSCE-SF4 (1984), entretanto, é uma tendência em cálculos estruturais que utilizem CRF.

Tabela 4.3. Resistências médias máximas e residuais à 0,5 mm e 2,5 mm de fissuração e seus respectivos valores de CV em função de cada ensaio realizado.

Ensaio	Velocidade de ensaio (mm/min)	$\bar{\sigma}_{\text{máx.}}$ (MPa)	CV (%)	$\bar{\sigma}_{0,5 \text{ mm}}$ (MPa)	CV (%)	$\bar{\sigma}_{2,5 \text{ mm}}$ (MPa)	CV (%)
JSCE-SF4	0,10	6,29	2	2,61	9	1,40	27
	0,30	5,88	9	2,39	23	1,06	33
	0,50	5,83	11	2,24	20	1,01	19
	1,00	5,80	5	2,08	14	1,16	30
DEWS	0,012	3,43	21	0,46	75	0,15	51
	0,030	3,68	10	1,45	44	0,38	59
	0,12	3,24	13	0,69	15	0,38	41
	0,30	4,04	14	0,80	18	0,34	14

A partir da análise Tabela 4.3, pode-se perceber que cada ensaio proporcionou um padrão de resposta diferente do CRFA. Enquanto, no ensaio de flexão o aumento da velocidade tendeu a reduzir a capacidade resistente máxima do material, no ensaio DEWS essa tendência não ocorre. Assim, especialmente para o ensaio de flexão de

prismas, ocorreu o oposto do esperado, ou seja, a resistência máxima deveria ter aumentado. Contudo, isso pode ser um indicativo de que o aumento da velocidade de ensaio não foi o suficiente para interferir de modo a aumentar a resistência máxima à tração do CRF. Assim, tal hipótese foi avaliada a partir da análise de variância (ANOVA) de fator único, com α igual a 0,05. Os resultados apresentados na Tabela 4.4 são da ANOVA para valores de resistência máxima à tração de amostras ensaiadas à flexão e via DEWS.

Tabela 4.4. ANOVA de amostras ensaiadas à flexão e via DEWS para valores de resistência máxima à tração.

Ensaio	Fonte da variação	SQ	gl	MQ	F	valor-P	F crítico
JSCE-SF4	Entre grupos	0,63	3	0,21	1,06	0,40	3,49
	Dentro dos grupos	2,40	12	0,20			
	Total	3,03	15				
DEWS	Entre grupos	1,45	3	0,48	1,71	0,22	3,49
	Dentro dos grupos	3,38	12	0,28			
	Total	4,83	15				

A partir do apresentado na Tabela 4.4 pode-se constatar que, embora o aumento da velocidade de ensaio tenha reduzido a resistência máxima das amostras ensaiadas à flexão, essa redução não é estatisticamente significativa. Desta forma, é possível afirmar que tanto para o ensaio de flexão quanto para o ensaio DEWS o aumento da velocidade de ensaio não interferiu nos valores de resistência máxima mensurados, uma vez que o valor-P é superior a 0,05 (ou F é inferior à F crítico).

Analizando os coeficientes de variação (CV) referentes à resistência máxima apresentados na Tabela 4.3 verifica-se que o CV máximo obtido para o ensaio DEWS foi igual a 21%, em contrapartida a 30% encontrado por di Prisco, Ferrara e Lamperti (2013) e de 11% para o ensaio de flexão de prismas, contra 20% relatado por (MOLINS; AGUADO e SALUDES, 2008), ou seja, inferiores ao indicado na literatura.

Ainda na Tabela 4.3, os valores de resistência média residual medidos à 0,5 mm de fissuração são maiores que os obtidos para 2,5 mm de fissuração. Essa redução da resistência residual no ELU se deve ao arrancamento ou mesmo ruptura de fibras no decorrer de todo o processo de fissuração anterior a esse estado limite. Analisando as amostras DEWS, é perceptível que para a velocidade de 0,030 mm/min o valor da

resistência residual no ELS foi anômalo às demais amostras, sem, no entanto, saber-se o motivo real de tal fato. Com referência aos CV obtidos, verifica-se que, no âmbito da resistência residual, o ensaio DEWS apresentou CV máximo de 75%, isso para valores de resistência residual média a 0,5 mm. Provavelmente esse valor elevado do CV pode estar relacionado a própria heterogeneidade do material, uma vez que comparando os CV para velocidades mais altas existe uma tendência de diminuição. No geral, os CV obtidos no ensaio DEWS são superiores aos obtidos via ensaio de flexão, o que se deve provavelmente à própria mecânica do ensaio, pois enquanto no DEWS têm-se a tendência de um esforço de tração quase-pura, no ensaio de flexão há a combinação de tração mais compressão.

Embora possam ser percebidas alterações nos valores de resistência máxima e residual à 0,5 mm e 2,5 mm, é necessário a utilização de um tratamento estatístico dos dados, a fim de se verificar se a variação da velocidade de carregamento tem influência significativa na resposta do material. Para tal, utilizou-se a análise de variância (ANOVA) de fator único, com α igual a 0,05, sendo os resultados apresentados nas Tabelas 4.5 e 4.6.

Tabela 4.5. ANOVA de amostras ensaiadas via ensaio de flexão para valores de resistência residual em função do CMOD.

CMOD	Fonte da variação	SQ	gl	MQ	F	valor-P	F crítico
0,5 mm	Entre grupos	0,60	3	0,20	1,25	0,33	3,49
	Dentro dos grupos	1,92	12	0,16			
	Total	2,52	15				
2,5 mm	Entre grupos	0,35	3	0,12	1,11	0,38	3,49
	Dentro dos grupos	1,27	12	0,11			
	Total	1,62	15				

Tabela 4.6. ANOVA de amostras ensaiadas via ensaio DEWS para valores de resistência residual em função do COD.

COD	Fonte da variação	SQ	gl	MQ	F	valor-P	F crítico
0,5 mm	Entre grupos	2,15	3	0,72	5,22	0,02	3,49
	Dentro dos grupos	1,65	12	0,14			
	Total	3,80	15				
2,5 mm	Entre grupos	0,15	3	0,05	2,35	0,12	3,49
	Dentro dos grupos	0,25	12	0,02			
	Total	0,40	15				

Em análise ao apresentado na Tabela 4.5 há a tendência de afirmação de que o aumento da velocidade de ensaio não afetou os valores obtidos de resistência residual do CRFA, uma vez que os valores de F não superam os F-críticos e ainda pelo fato do valor-P ser superior ao erro limite igual a 0,05. Entretanto, é fundamental observar que para todos os valores testados estatisticamente, a soma de quadrados dentro do grupo é muito superior ao mesmo valor obtido entre os grupos (maior que três vezes). Assim, a análise que pode ser feita para as amostras ensaiadas à flexão é que a heterogeneidade dos corpos de prova que as compõem é um fator que contribui com maior impacto na resposta do material do que a alteração na velocidade de ensaio.

Tomando por base os valores apresentados na Tabela 4.6, as resistências residuais à 0,5 mm ou à 2,5 mm de fissuração não sofrem qualquer influência estatisticamente significativa em função do aumento da taxa de carregamento do ensaio. Apesar de à 0,5 mm de fissuração, a ANOVA indicar influência da taxa de carregamento na resistência residual do CRFA, essa afirmação não pode ser tida como verdadeira, uma vez que está orientada devido ao comportamento anormal da amostra ensaiada à velocidade de 0,030 mm/min. Isso comprova que durante a produção dos corpos de prova em CRF podemos gerar heterogeneidades na amostra. No entanto, a análise com base nos valores de resistência não é a única garantia de que os resultados encontrados são equivalentes.

Portanto, procedeu-se a análise sobre a extensão da instabilidade, ou seja, mediu-se nos gráficos de resistência *versus* abertura de fissura (Anexo D) até que valores de abertura de fissura a instabilidade pós-pico esteve presente. Esse valor de abertura de fissura medido referente à extensão da instabilidade abrangeu a distância compreendida entre a carga de pico e o instante em que os dados adquiridos tornam-se iguais à taxa de aquisição de dados da prensa. Deste modo, os valores médios de

cada amostra, composta por quatro corpos de prova, encontram-se na Tabela 4.7. A partir dessas medições, também se procedeu uma análise de variância (ANOVA) de fator único, com α igual a 0,05, cujo intuito foi verificar se houve relação significativa entre a extensão da instabilidade e o aumento da velocidade de carregamento. Os valores obtidos via ANOVA encontram-se na Tabela 4.8.

Tabela 4.7. Extensão média da instabilidade para o ensaio de flexão e DEWS em função da velocidade de ensaio adotada.

Ensaio	Velocidade de ensaio (mm/min)	Extensão média da instabilidade (mm)	CV (%)
JSCE-SF4	0,10	0,51	14
	0,30	0,51	25
	0,50	0,49	6
	1,00	0,54	10
DEWS	0,012	0,38	56
	0,030	0,77	25
	0,12	0,27	58
	0,30	0,29	75

Tabela 4.8. ANOVA da extensão da instabilidade em função de cada ensaio realizado.

Ensaio	Fonte da variação	SQ	gl	MQ	F	valor-P	F crítico
JSCE-SF4	Entre grupos	0,01	3	0,002	0,26	0,85	3,49
	Dentro dos grupos	0,08	12	0,006			
	Total	0,09	15				
DEWS	Entre grupos	0,65	3	0,22	5,79	0,01	3,49
	Dentro dos grupos	0,45	12	0,04			
	Total	1,10	15				

Diante dos resultados apresentados na análise da variância da extensão da instabilidade pós-fissuração (Tabela 4.8), os valores apresentados pelo ensaio de flexão não permitem uma conclusão efetiva a respeito influência do aumento da velocidade de ensaio na sua amplitude, embora em primeira análise pode-se perceber que as taxas de carregamento adotadas não tiveram influência significativa na extensão da instabilidade. Porém, diante dos valores de coeficiente de variação (CV)

apresentados na Tabela 4.7, pode-se concluir que a heterogeneidade do material é maior que qualquer variação de velocidade praticada no estudo. Para os valores apresentados no ensaio DEWS fica nítida que a extensão da instabilidade pós-fissuração foi inferior à encontrada para os resultados à flexão. E, embora na Tabela 4.8 possa ser admitida interferência da taxa de carregamento na extensão da instabilidade, pois F é 66% maior que o valor de F -crítico, isso não invalida a utilização do ensaio DEWS como ferramenta de caracterização, uma vez que em apenas uma velocidade de ensaio (0,030 mm/min) a extensão da instabilidade foi superior a 0,50 mm (igual a 0,77 mm).

A fim de se verificar para quais taxas de carregamento adotadas há essa diferença estatisticamente significativa na extensão da instabilidade no ensaio DEWS, procedeu-se o teste de Tukey cujos resultados encontram-se na Tabela 4.9.

Tabela 4.9. Teste de Tukey realizado nas amostras DEWS.

Ensaio	Comparação entre velocidades (mm/min)	DMA	DMS	Conclusão
DEWS	0,012 e 0,030	0,39	0,41	=
	0,012 e 0,12	0,11		=
	0,012 e 0,30	0,10		=
	0,030 e 0,12	0,50		≠
	0,030 e 0,30	0,48		≠
	0,12 e 0,30	0,02		=

Nota: (=) não há diferença significativa; (≠) há diferença significativa. Grau de significância de 0,05.

O teste de Tukey permitiu verificar que matematicamente a instabilidade à taxa de carregamento de 0,030 mm/min é diferente daquela apresentada para as velocidades de 0,12 mm/min e 0,30 mm/min. Essa constatação em nada permite afirmar que o aumento da velocidade de ensaio alterou a instabilidade pós-fissuração, uma vez que as velocidades limites, isto é, a mínima adotada – 0,012 mm/min – e a máxima adotada – 0,30 mm/min – não se mostraram diferentes entre si. O que de fato ocorreu é que à velocidade de 0,030 mm/min a extensão da instabilidade obtida foi equivalente a mais de 185% da menor extensão obtida (Tabela 4.7).

Ainda na Tabela 4.7, fica comprovado que o aumento da instabilidade pós-fissuração tende a reduzir a dispersão da amostra e aumentar a incerteza dos valores de resistência mensurados no ELS.

Uma vez que o aumento da velocidade não proporcionou alteração nos valores de resistência (máxima e residual) do CRFA, foi realizada uma estimativa do intervalo de confiança de ambos os ensaios, com base nas resistências máximas obtidas a partir da velocidade máxima de carregamento. Desta forma, para o ensaio de flexão de prismas o erro obtido foi de 0,26 MPa em 5,80 MPa (cerca de 4,5%), e para o ensaio DEWS igual a 0,47 MPa em 4,04MPa (cerca de 11,6%).

A partir da Tabela 4.10, a seguir, é verificado como o aumento da velocidade de ensaio pode influenciar no tempo médio de execução deste, seja à flexão de prismas ou DEWS.

Tabela 4.10. Tempo médio de ensaio para cada velocidade de carregamento adotada.

Ensaio	Velocidade de ensaio (mm/min)	Tempo médio do ensaio (min)
JSCE-SF4	0,10	45
	0,30	15
	0,50	7
	1,00	3
DEWS	0,012	429
	0,030	108
	0,120	27
	0,300	13

Nessa tabela (Tabela 4.10), nota-se que a velocidade proposta por di Prisco, Lamperti e Lapolla (2010) tende a inviabilizar a aplicação desta metodologia, mesmo em carácter científico, pois o ensaio de um corpo de prova sob a mesma taxa de carregamento proporciona um ensaio com duração média de 7h 9min, ou na melhor das hipóteses, teria duração de cerca de 1h 48 min. Ensaios de longa duração, além de terem seu custo elevado, também podem se auto inviabilizar, uma vez que, dispondo-se de um grande número de espécimes, é praticamente impossível ensaiá-los em tempo adequado a fim de se obterem idades de ensaio homogêneas.

4.3 Conclusões do capítulo

A partir do uso da ANOVA de fator único como maneira de identificar a significância da variação da velocidade de carregamento nas resistências máximas e residuais à 0,5 mm e 2,5 mm, verificou-se que para as velocidades adotadas a variação comportamental do CRFA não é estatisticamente significativa, seja no ensaio de flexão de prismas ou no DEWS. A mesma conclusão pode ser dada à análise da extensão da instabilidade pós-fissuração, em que a metodologia DEWS apresentou extensões médias menores que as obtidas via ensaio de flexão.

A possibilidade de realização do ensaio DEWS em única taxa de carregamento durante todo o ensaio e ainda em valor superior às adotadas nos intervalos propostos por di Prisco, Lamperti e Lapolla (2010), contribui para que esta metodologia possa fazer parte de programas experimentais de centros de pesquisa, uma vez que a adoção de velocidades de carregamento maiores proporciona dinamismo ao método.

Capítulo 5 Conclusões

O estudo da metodologia DEWS evidenciou que esta é capaz de caracterizar CRFA para fins estruturais, mesmo em condições limitantes, tais como baixos teores de fibra, com erro máximo estimado nas amostras analisadas de aproximadamente 12%.

Dentre as potencialidades e problemáticas que este tipo de ensaio apresenta foi possível levantar uma série de aspectos. O primeiro aspecto positivo encontrado para o ensaio DEWS está no fato deste permitir a obtenção direta dos valores referentes à fissuração do compósito, essencial para a análise do comportamento estrutural de acordo com as exigências o novo *fib Model Code* (*fib*, 2010). A obtenção da medida de abertura de fissura dada diretamente é uma grande vantagem quando se compara com o método tradicional de flexão de prismas prescrito pela norma JSCE-SF4 (1984), o qual fornece apenas medidas de deflexão do prisma ensaiado necessitando de posteriores conversões em *CMOD*.

No que se refere a dinamização do ensaio DEWS, o estudo de velocidade mostrou que é possível realizar este ensaio à velocidade de 0,30 mm/min sem que haja prejuízos aos valores obtidos como resposta do material. A simplificação proposta ao ensaio DEWS com a adoção de uma mesma taxa de carregamento durante todo o ensaio e mais rápida que a prescrita na literatura (di PRISCO; LAMPERTI e LAPOLLA, 2010), permitirá que esta metodologia possa ser utilizada como ferramenta de estudos em centros de pesquisa e universidades. Contudo, devido a todo o processo de preparação dos corpos de prova antes da realização do ensaio, pode ser considerada descartada a possibilidade de aplicação da metodologia DEWS como um método corriqueiro de qualificação do CRF.

No que se refere ao estudo do grau de ortotropia do CRF, o ensaio DEWS mostrou-se eficaz na sua determinação, isso significa que este método pode ser utilizado em pesquisas no intuito de se verificar o alinhamento predominante das fibras na matriz. Porém, diferentemente dos ensaios não destrutivos, que também permitem essa conclusão, o método DEWS alia à determinação do alinhamento das fibras o conhecimento de quanto este alinhamento é responsável por variações da capacidade resistente do compósito. Neste estudo, constatou-se que o ensaio de flexão de prismas pode apresentar uma capacidade resistente do compósito bem superior em

relação àquela correspondente à direção paralela ao eixo longitudinal do prisma, chegando a apresentar valores com variações da ordem de 300%. Essa possibilidade de análise ocorre a partir do estudo comparativo, em que se analisam amostras em direções ortogonais entre si, permitindo inclusive a utilização de corpos de prova extraídos de estruturas ou mesmo de prismas moldados.

Correlacionando as resistências (máxima e residuais) obtidas para ambos os ensaios foi possível encontrar uma boa correlação entre eles, de modo que, para os CRFA estudados, os resultados obtidos via flexão de prismas são cerca de 1,90 vezes maiores que obtidos pelo método DEWS.

É evidente que, embora o ensaio DEWS possa apresentar algumas vantagens técnicas no que se refere à caracterização do CRF, uma discussão a respeito da validade do método mediante os coeficientes de variação (CV) encontrados deve ser feita. No geral todos os CV encontrados para o ensaio DEWS se mostraram superiores aos encontrados no ensaio de flexão de prismas. Contudo, mesmo a proposta deste estudo tendo sido realizada em sistema aberto e com concretos reforçados com baixos teores de fibra de aço, os CV referentes à resistência à tração foram da ordem de 20%, valor este inferior ao obtido por di Prisco, Ferrara e Lamperti (2013) que foi de aproximadamente 30%. Isso mostra que a simplificação do método apresentada nesta pesquisa não induziu a uma maior dispersão dos resultados. No entanto, mesmo com CV referentes à resistência residual sendo tidos como altos, de aproximadamente 60%, o estudo mostrou que os resultados obtidos se encontram em um grau de confiabilidade de 95%. Já os valores dos CV referentes à resistência residual via ensaio de flexão de prismas foram da ordem de 40%. Infelizmente, não há dados na literatura que possam corroborar na análise crítica referente aos CV encontrados para a resistência residual, mas seria viável que novas pesquisas assim o fizessem, pois somente desta maneira haveria uma análise crítica compatível com os padrões atuais de dimensionamento de estruturas em CRF, ou seja, fundamentados no desempenho nos ELS e ELU.

Outro fato que deve ser tido em consideração se refere à instabilidade pós-fissuração, a qual é a responsável pela incerteza nos valores de resistência residual no ELS. Embora o ensaio DEWS, possa ter elevados CV, essa metodologia apresentou as menores extensões de instabilidade, da ordem de 0,43 mm, enquanto que para o ensaio de flexão a extensão atingiu valores em média iguais a 0,51 mm.

5.1 Propostas aos futuros trabalhos

Aos projetos futuros que pretendam prosseguir no melhoramento da capacidade avaliação do ensaio DEWS, caberia avaliar como esse ensaio desempenha-se em sistema fechado, pois há a possibilidade de, sob este tipo de controle, haver coeficientes de variação menores, quiçá da ordem de 30% nas resistências residuais e redução da instabilidade pós-fissuração. Além disso, a partir do estudo em sistema fechado, pode ser possível verificar em quanto a instabilidade pós-fissuração presente no ensaio DEWS em sistema aberto pode subestimar a capacidade resistente residual do CRF.

Outra alternativa seria a adoção de entalhes nas faces do cubo em que estarão apoiadas as garras dos extensômetros, em vez de localizadas nos vértices do corte em cunha. Essa alternativa permitiria obter uma seção transversal resistente de maior altura, o que poderia reduzir a dispersão das amostras.

Referências

ABRISHAMBAF, A.; BARROS, J. A. O.; CUNHA, V. M. C. F. Tensile stress–crack width law for steel fibre reinforced self-compacting concrete obtained from indirect (splitting) tensile tests. **Cement & Concrete Composites**, v. 57, pp. 153–165, 2015.

AL-MATTARNEH, H. Electromagnetic quality control of steel fiber concrete. **Construction and Building Materials**, v. 73, p. 350–356, 2014.

ALMEIDA, M. O. DE. **Estudo da tenacidade e proposta de nova configuração do estudo de flexão em placas para os concretos reforçados com fibras de aço**. 192 p. Dissertação (Mestrado) — Florianópolis: Universidade Federal de Santa Catarina, 1999.

AMERICAN CONCRETE INSTITUTE - ACI COMMITTEE 544. **Stat-of-the-Art Report on Fiber Reinforced Concrete**: Manual of Concrete Practice. U.S.A: American Concrete Institute, 1996. Reapproved 2002. 66 p.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **ASTM C 1399: Standard Test Method for Obtaining Average Residual-Strength of Fiber-Reinforced Concrete**. Philadelphia, U.S.A: ASTM, 2010. 6 p.

_____. **ASTM C 496: Standard Test Method for Splitting Tensile Strength of Cylindrical Concrete Specimens**. Philadelphia, U.S.A: ASTM, 2011. 5 p.

_____. **ASTM C 1550: Standard Test Method for Flexural Toughness of Fiber Reinforced Concrete (Using Centrally Loaded Round Panel)**. Philadelphia, U.S.A: ASTM, 2012. 13 p.

_____. **ASTM C 1609: Standard Test Method for Flexural Performance of Fiber-Reinforced Concrete (Using Beam With Third-Point Loading)**. Philadelphia, U.S.A: ASTM, 2012. 9 p.

ANDRADE, J. J. DE O.; TUTIKIAN, B. F. Capítulo 17: Resistência Mecânica do Concreto. In: ISAIA, G. C. (Ed.). **Concreto: ciência e tecnologia**. 1ª ed. São Paulo: IBRACON, 2011. v. 1. pp. 615–651.

ARMELIN, H. S. **Contribuição ao estudo do concreto projetado por via seca com fibras de aço destinado ao revestimento de túneis NATM**. 145 p. Dissertação (Mestrado) — São Paulo: Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, 1992.

ASOCIACIÓN ESPAÑOLA DE NORMALIZACIÓN Y CERTIFICACIÓN - AENOR. **UNE 83515: Hormigones con fibras. Determinación de la resistencia a fissuración, tenacidad y resistencia residual a tracción. Método Barcelona**. Madrid, España: AENOR, 2010. 6 p.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS - ABNT. **NBR 5737: Cimentos Portland Resistentes a Sulfatos**. Rio de Janeiro, Brasil: ABNT, 1992. 4 p.

_____. **NBR 5739: Concreto - Ensaio de compressão de corpos de prova cilíndricos**. Rio de Janeiro, Brasil: ABNT, 2007. 9 p.

_____. **NBR 7211: Agregados para concreto - Especificação**. Rio de Janeiro, Brasil: ABNT, 2009. 5 p.

_____. **NBR 8890: Tubo de concreto de seção circular para águas pluviais e esgotos sanitários - Requisitos e métodos de ensaios**. Rio de Janeiro, Brasil: ABNT, 2007. 30 p.

_____. **NBR 11578: Cimento Portland composto - Especificação**. Rio de Janeiro, Brasil: ABNT, 1991. 5 p.

_____. **NBR 15530: Fibras de aço para concreto - Especificação**. Rio de Janeiro, Brasil: ABNT, 2007. 7 p.

BALAGURU, P. N.; SHAH, S. P. **Fiber reinforced cement composites**. U.S.A: McGraw-Hill, 1992.

BANTHIA, N.; DUBEY, A. Measurement of flexural toughness of fiber-reinforced concrete using a novel technique - Part 1: assessment and calibration. **ACI Materials Journal**, v. 96, n. 6, pp. 651–656, dez. 1999.

BANTHIA, N.; DUBEY, A. Measurement of flexural toughness of fiber-reinforced concrete using a novel technique - Part 2: performance of various composites. **ACI Materials Journal**, v. 97, n. 1, pp. 03–11, fev. 2000.

BANTHIA, N.; MINDESS, S.; JIANG, Z. Influence of Feedback Control on Flexural Toughness of Fiber Reinforced Concrete in ASTM C1399 Tests. **Journal of Testing and Evaluation**, v. 39, n. 4, pp. 01–07, 2011.

BANTHIA, N.; TROTTIER, J.-F. Test Methods for Flexural Toughness Characterization of Fiber Reinforced Concrete: Some Concerns and a Proposition. **ACI Materials Journal**, v. 92, n. 1, pp. 48–57, fev. 1995.

BENTUR, A.; MINDESS, S. **Fibre reinforced cementitious composites**. 2. ed. Abingdon: Francis & Taylor, 2007. 601 p.

BERNARD, E. S. Influence of Test Machine Control Method on Flexural Performance of Fiber Reinforced Concrete Beams. **Journal of ASTM International**, v. 6, n. 9, 2009. 16 p.

BLANCO, A. Á. **Characterization and modelling of SFRC elements**. 241 p. Doutorado (Tese) — Barcelona: Universitat Politècnica de Catalunya, mar. 2013.

BORGES, L. A. C.; MONTE, R.; FIGUEIREDO, A. D. DE. **Avaliação da tenacidade de concretos reforçados com fibras através do ensaio de compressão de corpos de prova com entalhe**. Anais. In: 55º CONGRESSO BRASILEIRO DO CONCRETO - CBC2013. Gramado, Rio Grande do Sul (Brasil): Instituto Brasileiro do Concreto (IBRACON), 29 out. a 1º nov. 2013. 14 p.

BOULEKBACHE, B. et al. Flowability of fibre-reinforced concrete and its effect on the mechanical properties of the material. **Construction and Building Materials**, v. 24, pp. 1664–1671, 2010.

BRANDT, A. M. Fibre reinforced cement-based (FRC) composites after over 40 years of development in building and civil engineering. **Composite Structures**, v. 86, pp. 3–9, 2008.

BRÜHWILER, E.; WITTMANN, F. H. The Wedge Splitting Test, a new method of performing stable fracture mechanics tests. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 35, n. 1/2/3, pp. 117–125, 1990.

CALDAS, A.; FIGUEIREDO, A. D. DE; BITTENCOURT, T. N. **Propriedades do concreto reforçado com fibras de aço (CRFA): comparação entre métodos de medida**. Anais. In: V SIMPÓSIO EPUSP SOBRE ESTRUTURAS DE CONCRETO. São Paulo: 7 a 10 jun. 2003.

CALLISTER JR., W. D. **Fundamentos da Ciência e Engenharia de Materiais: Uma Abordagem Integrada**. Tradução: Sérgio M. S. Soares. 2ª ed. Rio de Janeiro: LTC, 2013. 702 p.

CANDIDA, S.; FREITAS, F. **Projeto previa deslocar igreja, mas plano não vingou por falta de garantias com preservação do patrimônio**. O Globo. 7 de setembro de 2014. Disponível em: <<http://oglobo.globo.com/rio/projeto-previa-deslocar-igreja-mas-plano-nao-vingou-por-falta-de-garantias-com-preservacao-do-patrimonio-13858438>>. Acesso em: 21 jul. 2016.

CARMONA, S. et al. Use of the splitting-tension test to characterize the toughness of fiber-reinforced concrete. **Anales de Mecanica de la Fractura**, v. 12, pp. 233–238, 1995.

CARMONA, S. M. et al. Control de la tenacidad de los hormigones reforzados con fibras usando el ensayo de doble punzonamiento (ensayo barcelona). **Revista Ingeniería de Construcción**, v. 24, n. 2, pp. 119–140, Agosto de 2009.

DESTRÉE, X.; MANDL, J. Steel fibre only reinforced concrete in free suspended elevated slabs: Case studies, design assisted by testing route, comparison to the latest SFRC standard documents. **Tailor Made Concrete Structures**, pp. 437–443, 2008.

di PRISCO, M.; COLOMBO, M.; DOZIO, D. Fibre-reinforced concrete in fib Model Code 2010: principles, models and test validation. **Structural Concrete**, n. 4, pp. 342–361, 2013.

di PRISCO, M.; FERRARA, L.; LAMPERTI, M. G. L. Double edge wedge splitting (DEWS): an indirect tension test to identify post-cracking behaviour of fibre reinforced cementitious composites. **Materials and Structures**, 2013. 26 p.

di PRISCO, M.; LAMPERTI, M. G. L.; LAPOLLA, S. **Double-edge wedge splitting test: preliminary results**. In: 7th INTERNATIONAL CONFERENCE ON FRACTURE MECHANICS OF CONCRETE STRUCTURES - FRAMCOS-7 - PROCEEDINGS. Seogwipo, Jeju (Korea): IA-FraMCoS, pp. 1579–1586, May 23 - 28, 2010.

di PRISCO, M.; PLIZZARI, G.; VANDEWALLE, L. Fibre reinforced concrete: new design perspectives. **Materials and Structures**, v. 42, pp. 1261–1281, 2009.

_____. **Fiber reinforced concrete in the new fib Model Code**. 3rd International fib Congress incorporating the PCI Annual Convention and Bridge Conference 2010. Proceedings. In: 3rd FIB INTERNATIONAL CONGRESS. Washington, DC, USA: RILEM Publications SARL, 2010. 12 p.

ESCARIZ, R. C. **Análise comparativa de desempenho mecânico de tubos de concreto reforçados com macrofibras poliméricas e fibras de aço**. 133 p. Dissertação (Mestrado) — São Paulo: Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, 2012.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. **EN 12390-6: Testing hardened concrete - Part 6: Tensile splitting strength of test specimens**. Brussels, Belgium: CEN, 2009. 11 p.

_____. **EN 14651: Test method for metallic fibre concrete - Measuring the flexural tensile strength (limit of proportionality (LOP), residual)**. Brussels, Belgium: CEN, 2007. 17 p.

EUROPEAN FEDERATION OF NATIONAL ASSOCIATIONS REPRESENTING PRODUCERS AND APPLICATORS OF SPECIALIST BUILDING PRODUCTS FOR CONCRETE - EFNARC. **European Specification for Sprayed Concrete**. United Kingdom: 1996. 30 p.

_____. **Testing sprayed concrete: EFNARC Three point bending test on square panel with notch - Flexural tensile strength of fibre concrete on sprayed test specimen**. United Kingdom: 2011. 12 p.

FÉDÉRATION INTERNATIONALE DU BÉTON / INTERNATIONAL FEDERATION FOR STRUCTURAL CONCRETE (FIB). **fib Model Code for Concrete Structures 2010**. Switzerland: 2010. v. 1. 402 p.

FIGUEIREDO, A. D. DE. **Parâmetros de controle e dosagem do concreto projetado com fibras de aço**. 342 p. Tese (Doutorado) — São Paulo: Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, 1997.

_____. **Concreto com fibras de aço**: Boletim Técnico (BT/PCC/260). São Paulo: Escola Politécnica da Universidade de São Paulo - Departamento de Engenharia de Construção Civil, 2000. 69 p.

_____. Concreto com fibras. In: ISAIA, G. C. (Ed.). **Concreto: ensino, pesquisa e realizações**. 1^a ed. São Paulo: IBRACON, 2005. v. 2. pp. 1195–1225.

_____. **Perspectivas do concreto reforçado para túneis**. Anais. In: 2^o CONGRESSO BRASILEIRO DE TÚNEIS E ESTRUTURAS SUBTERRÂNEOS - SEMINÁRIO INTERNACIONAL “SOUTH AMERICAN TUNNELING” - 2008. São Paulo - SP: 23 a 25 jun. 2008. 11 p.

_____. Concreto reforçado com fibras. In: ISAIA, G. C. (Ed.). **Concreto: ciência e tecnologia**. 2^a ed. São Paulo: Instituto Brasileiro do Concreto (IBRACON), 2011a. v. 2. pp. 1327–1365.

_____. **Concreto reforçado com fibras**. 247 p. Livre docência — São Paulo: Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, 2011b.

_____. **Os desafios para o uso do concreto reforçado com fibras como material estrutural**. Anais. In: 56º CONGRESSO BRASILEIRO DO CONCRETO - CBC2014. Natal: Instituto Brasileiro do Concreto (IBRACON), 7 a 10 de outubro de 2014. 19 p.

FIGUEIREDO, A. D. DE; CECCATO, M. R.; TORNERI, P. **Influência do comprimento da fibra no desempenho do concreto reforçado com fibras de aço**. Anais da 39ª REIBRAC. In: 39ª REIBRAC - REUNIÃO COMEMORATIVA DE 25 ANOS DO IBRACON. São Paulo - SP: IBRACON, pp. 347–356, 5 a 8 de agosto de 1997.

FIGUEIREDO, A. D. DE; HELENE, P. **Controle da tenacidade do concreto com fibras de aço**. Anais da 39ª REIBRAC. In: 39ª REIBRAC - REUNIÃO COMEMORATIVA DE 25 ANOS DO IBRACON. São Paulo - SP: IBRACON, pp. 357–372, 5 a 8 de agosto de 1997.

FIGUEIREDO, A. D. DE; NUNES, N. L.; TANESI, J. **Mix design analysis on steel fiber reinforced concrete**. Proceedings. In: FIFTH INTERNATIONAL RILEM SYMPOSIUM ON FIBRE-REINFORCED CONCRETE (FRC) - BEFIB' 2000. Lyon - France: RILEM Publications SARL, pp. 103–118, Sep. 13-18, 2000.

GETTU, R. et al. Testing of Concrete Under Closed-Loop Control. **Advanced Cement Based Materials**, v. 3, n. 2, pp. 54–71, 1996.

GOPALARATNAM, V. S.; GETTU, R. On the characterization of flexural toughness in fiber reinforced concretes. **Cement & Concrete Composites**, v. 17, pp. 239–254, 1995.

HARMUTH, H. Stability of crack propagation associated with fracture energy determined by wedge splitting specimen. **Theoretical and Applied Fracture Mechanics**, v. 23, pp. 103–108, 1995.

INSTITUTO NACIONAL DE TECNOLOGIA - INT. **Instituto Nacional de Tecnologia, desde 1921 gerando tecnologia para o Brasil: 1921 - 2001**. 1ª ed. Rio de Janeiro: INT, 2005. 95 p.

INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION - ISO. **ISO 13320: Particle size analysis - Laser diffraction methods**. Geneva, Switzerland: 2009. 51 p.

_____. **ISO 13322-2: Particle size analysis - Image analysis methods - Part 2: Dynamic image analysis methods**. Geneva, Switzerland: 2006. 24 p.

INTERNATIONAL UNION OF LABORATORIES AND EXPERTS IN CONSTRUCTION MATERIALS, SYSTEMS AND STRUCTURES - RILEM. RILEM TC 162-TDF: Test and Design Methods for Steel Fibre Reinforced Concrete - Bending test - Final Recommendation. **Materials and Structures**, v. 35, pp. 579–582, nov. 2002.

JACINTHO, A. E. P. G. DE A.; GIONGO, J. S. Resistência mecânica do concreto. In: ISAIA, G. C. (Ed.). **Concreto: ensino, pesquisa e realizações**. 1ª ed. São Paulo: IBRACON, 2005. v. 1. pp. 605–632.

JAPAN SOCIETY OF CIVIL ENGINEERS - JSCE. **JSCE-SF2: Method of Making Specimens for Strength and Toughness Tests of Steel Fiber Reinforced Concrete**. Japan: Concrete Library of JSCE, 1984. 6 p.

_____. **JSCE-SF4: Method of Tests for Flexural Strength and Flexural Toughness of Steel Fiber Reinforced Concrete**. Japan: Concrete Library of JSCE, 1984. 4 p.

JONES, P. A.; AUSTIN, S. A.; ROBINS, P. J. Predicting the flexural load–deflection response of steel fibre reinforced concrete from strain, crack-width, fibre pull-out and distribution data. **Materials and Structures**, v. 41, pp. 449–463, 2008.

KOVAR, M.; FOGLAR, M. An analytical description of the force–deflection diagram of FRC. **Composites: Part B**, v. 69, pp. 550–561, 2015.

MARTINIE, L.; ROUSSEL, N. Simple tools for fiber orientation prediction in industrial practice. **Cement and Concrete Research**, v. 41, pp. 993–1000, 2011.

MEHTA, P. K.; MONTEIRO, P. J. M. **Concreto: microestrutura, propriedades e materiais**. 3ª ed. São Paulo: Instituto Brasileiro do Concreto (IBRACON), 2008.

MELIS, L. M.; MEYER, A. H.; FOWLER, D. W. **An evaluation of tensile strength testing**. Austin, Texas, U.S.A.: The University of Texas at Austin, nov. 1985. 96 p.

MOLINS, C.; AGUADO, A.; SALUDES, S. Double Punch Test to control the energy dissipation in tension of FRC (Barcelona test). **Materials and Structures**, 2008. 11 p.

MONTE, R.; TOALDO, G. S.; FIGUEIREDO, A. D. DE. Avaliação da tenacidade de concretos reforçados com fibras através de ensaios com sistema aberto. **Revista Matéria**, v. 19, n. 2, pp. 132–149, 2014.

MORAES, G. M. M. DE. **Estudo da influência da velocidade de deslocamento no resultado do ensaio de tenacidade à flexão do concreto plástico reforçado com fibras de aço**. 43 p. Relatório (Iniciação Científica) – São Paulo: Escola Politécnica da Universidade de São Paulo - Departamento de Engenharia de Construção Civil, jul. 2014.

NAAMAN, A. E. **Strain hardening and deflection hardening fiber reinforced cement composites**. Proceedings. In: 4th INTERNATIONAL RILEM WORKSHOP ON HIGH PERFORMANCE FIBER - REINFORCED CEMENT COMPOSITES (HPRCC 4). RILEM Publications SARL, pp. 95–113, 2003.

NANNI, A. Pseudoductility of Fiber Reinforced Concrete. **Journal of Materials in Civil Engineering**, v. 3, n. 1, pp. 78–90, fev. 1991.

NATARAJA, M. C.; DHANG, N.; GUPTA, A. P. Toughness characterization of steel fiber-reinforced concrete by JSCE approach. **Cement and Concrete Research**, v. 30, pp. 593–597, 2000.

NEVILLE, A. M.; BROOKS, J. J. **Tecnologia do Concreto**. Tradução Ruy Alberto Cremonini. 2ª ed. Porto Alegre: Bookman, 2013. 448 p.

NUNES, N. L.; TANESI, J.; FIGUEIREDO, A. D. DE. **Aplicação do concreto reforçado com fibras na recuperação de estruturas e pavimentos**. Anais. In: IV CONGRESSO IBEROAMERICANO DE PATOLOGIA DAS CONSTRUÇÕES - CONPAT 97. Porto Alegre - RS - Brasil: UFRGS, pp. 41–48, 21 a 24 de outubro de 1997.

PERRY, V. H.; ZAKARIASEN, D. First Use of Ultra-High Performance Concrete for an Innovative Train Station Canopy. **Concrete Technology Today**, v. 25, n. 2, pp. 01–02, ago. 2004.

PUJADAS, P. et al. New analytical model to generalize the Barcelona test using axial displacement. **Juornal of Civil Engineering and Management**, v. 19, n. 2, pp. 259–271, 2013.

PUJADAS, P. et al. Multidirectional double punch test to assess the post-cracking behaviour and fibre orientation of FRC. **Construction and Building Materials**, v. 58, pp. 214–224, 2014.

ROSSI, P.; TOUTLEMONDE, F. Effect of loading rate on the tensile behaviour of concrete: description of the physical mechanisms. **Materials and Structures**, v. 29, pp. 116–118, mar. 1996.

RUIZ, G. et al. Effect of Loading Rate on Fracture Energy of High-Strength Concrete. **Strain**, v. 47, pp. 518–524, 2011.

SALVADOR, R. P. **Análise comparativa de métodos de ensaio para caracterização do comportamento mecânico de concreto reforçado com fibras**. 148 p. Dissertação (Mestrado) — São Paulo: Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, 2013.

ŞANAL, İ.; ZİHNİOĞLU, N. Ö. To what extent does the fiber orientation affect mechanical performance? **Construction and Building Materials**, v. 44, pp. 671–681, 2013.

SARZALEJO, A. G. et al. **Fibras como Elemento Estrutural para Reforço de Concreto - Manual Técnico**. São Paulo: Maccaferri do Brasil Ltda., 2010. 247 p.

SORANAKOM, C.; MOBASHER, B. Correlation of tensile and flexural responses of strain softening and strain hardening cement composites. **Cement & Concrete Composites**, v. 30, pp. 465–477, 2008.

STÄHLI, P.; CUSTER, R.; VAN MIER, J. G. M. On flow properties, fibre distribution, fibre orientation and flexural behaviour of FRC. **Materials and Structures**, v. 41, pp. 189–196, 2008.

STANZI-TSCHEGG, S. E.; TAN, D. M.; TSCHEGG, E. K. New splitting method for wood fracture characterization. **Wood Science and Technology**, v. 29, pp. 31–50, 1995.

STEPHEN, S. J.; GETTU, R.; RAPHAEL, B. **Effect of loading rate on the fracture behaviour of fibre reinforced concrete**. Proceedings. In: 9th INTERNATIONAL CONFERENCE ON FRACTURE MECHANICS OF CONCRETE AND CONCRETE STRUCTURES - FRAMCOS-9. Berkeley, California, USA: IA-FraMCoS, May 29 - Jun. 1, 2016. 6 p.

STROEVEN, P.; SHAH, S. P. **Use of radiography-image analysis for steel fibre reinforced concrete**. Proceedings. In: TESTING METHODS FOR FIBRE REINFORCED CEMENT-BASED COMPOSITES. Lancaster, England: The Construction Press, pp. 275–288, 1978

SUKONTASUKKUL, P. Tensile behaviour of hybrid fibre-reinforced concrete. **Advances in Cement Research**, v. 16, n. 3, pp. 115–122, jul. 2004.

TIGUMAN, M. P.; FIGUEIREDO, A. D. DE. **Nova técnica de determinação da tenacidade dos compósitos reforçados com fibras: ASTM C 1399 (2002)**: Boletim Técnico (BT/PCC/398). São Paulo: Escola Politécnica da Universidade de São Paulo - Departamento de Engenharia de Construção Civil, 2005. 11 p.

TORRENTS, J. M. et al. Inductive method for assessing the amount and orientation of steel fibers in concrete. **Materials and Structures**, v. 45, pp. 1577–1592, 2012.

VANDEWALLE, L.; HEIRMAN, G.; RICKSTAL, F. V. **Fibre orientation in self-compacting fibre reinforced concrete**. Proceedings. In: 7th RILEM INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON FIBRE REINFORCED CONCRETE - BEFIB' 2008. RILEM Publications SARL, pp. 719–728, 2008

WILLE, K.; TUE, N. V.; PARRA-MONTESINOS, G. J. Fiber distribution and orientation in UHP-FRC beams and their effect on backward analysis. **Materials and Structures**, 2013. 14 p.

ZERBINO, R. et al. On the orientation of fibres in structural members fabricated with self compacting fibre reinforced concrete. **Cement & Concrete Composites**, v. 34, pp. 191–200, 2012.

ZHANG, X.; RUIZ, G.; ELAZIM, A. M. A. Loading rate effect on crack velocities in steel fiber-reinforced concrete. **International Journal of Impact Engineering**, v. 76, pp. 60–66, 2015.

ZHANG, X. X. et al. Fracture behaviour of steel fibre-reinforced concrete at a wide range of loading rates. **International Journal of Impact Engineering**, v. 71, pp. 89–96, 2014.

ZHOU, B.; UCHIDA, Y. **Fiber orientation in ultra high performance fiber reinforced concrete and its visualization**. Proceedings. In: VIII INTERNATIONAL CONFERENCE ON FRACTURE MECHANICS OF CONCRETE AND CONCRETE STRUCTURES - FRAMCOS-8. Toledo, Spain: IA-FraMCoS, 2013. 8 p.

ZOLLO, R. F. Fiber-reinforced Concrete: an Overview after 30 Years of Development. **Cement & Concrete Composites**, v. 19, pp. 107–122, 1997.

Anexo A Demonstração da equação da carga efetiva atuante no corpo de prova ensaiado via DEWS

Considerando o equilíbrio de forças apresentado na Figura A.1, existem em relação à seção de ruptura as forças localizadas no lado direito (F_{atD} e N_D) e as do lado esquerdo (F_{atE} e N_E).

Figura A.1. Diagrama de equilíbrio de forças no corpo de prova ensaiado via DEWS.

Igualando as forças em “y” (eixo vertical), tem-se:

$$P = N_D \sen \theta + F_{atE} \cos \theta + F_{atD} \cos \theta + N_E \sen \theta \quad \text{Equação A.1}$$

Sendo $F_{at} = \mu \cdot N$ e utilizando o conceito de simetria, obtém-se a partir da equação A.1:

$$P = 2(N \sen \theta + F_{at} \cos \theta)$$

$$P = 2(N \sen \theta + \mu \cdot N \cos \theta)$$

$$P = 2N(\sen \theta + \mu \cos \theta)$$

$$N = \frac{P}{2(\sen \theta + \mu \cos \theta)} \quad \text{Equação A.2}$$

Considerando agora o equilíbrio de forças em “x” (eixo horizontal), tem-se:

$$\underbrace{N_D \cos \theta - F_{atD} \sen \theta}_{F_R} + \underbrace{F_{atE} \sen \theta - N_E \cos \theta}_{F_R} = 0 \quad \text{Equação A.3}$$

Lado direito Lado esquerdo

Sendo definido na equação A.3 o valor correspondente a F_R , então:

$$F_R = N \cos \theta - F_{at} \sen \theta$$

$$F_R = N(\cos \theta - \mu \sen \theta) \quad \text{Equação A.4}$$

Substituindo a equação A.2 na A.4, tem-se:

$$F_R = \frac{P(\cos \theta - \mu \sen \theta)}{2(\sen \theta + \mu \cos \theta)} \quad \text{Equação A.5}$$

Uma vez que a carga efetiva atuante (P_{ef}) equivale à soma das forças resultantes nos dois lados da seção de ruptura, tem-se:

$$P_{ef} = 2F_R$$

$$P_{ef} = P \frac{(\cos \theta - \mu \sen \theta)}{(\sen \theta + \mu \cos \theta)} \quad \text{Equação A.6}$$

Logo, a equação A.6 é aquela que representa a carga efetiva atuante no corpo de prova ensaiado segundo a metodologia DEWS.

Anexo B Quadro resumo dos principais ensaios utilizados na caracterização do CRF

Ensaio	Configuração	Sistema de controle de carregamento	Velocidade de ensaio (mm/min)	Variável controlada	Geometria do corpo de prova em milímetros	Propriedade determinada
Tração direta		Sistema fechado	-	Deslocamento vertical ou abertura de fissura na porção central do corpo de prova	Haltere, Medidas totais: 75 x 370 (largura x altura) e Medidas do fuste: 35 x 210 (largura x altura) ¹	Resistência residual e tenacidade
Placa EFNARC		Sistema aberto	1,5	Deflexão central da placa	Placa, Projeção manual: 600 x 600 x 100 ou Projeção via robô: 1000 x 1000 x 100	Tenacidade
JSCE-SF4		Sistema aberto	entre $\frac{l}{3000}$ e $\frac{l}{1500}^2$	Deflexão central do prisma	Prismática, 150 x 150 x 530 ou 100 x 100 x 380	Resistência à flexão (σ_b), tenacidade (T_b) e fator de tenacidade (FT)
Prisma EFNARC		Sistema aberto	0,25 ($\delta < 0,5$ mm) e 1,00 ($0,5 < \delta < 4,0$ mm) ³	Deflexão central do prisma	Prismática, 75 x 125 x 600	Resistência à flexão (σ_b) e classe de tenacidade
ASTM C 1609		Sistema fechado	varia em função do nível de deflexão e da dimensão do corpo de prova	Deflexão central do prisma	Prismática. 100 x 100 x 350 ou 150 x 150 x 500	Resistência máxima e residuais (f_1 , f_{600} e f_{150}) e tenacidade (T_{150})

Continua na próxima página

Continuação

Ensaio	Configuração	Sistema de controle de carregamento	Velocidade de ensaio (mm/min)	Variável controlada	Geometria do corpo de prova em milímetros	Propriedade determinada
ASTM C 1399		Sistema aberto	entre 0,50 e 0,80	Deflexão central do prisma	Prismática, 100 x 100 x 350	Resistência residual média (ARS)
RILEM TC 162-TDF		Sistema fechado (preferencialmente)	0,05 ($CMOD < 0,1 \text{ mm}$) e 0,20 ($CMOD > 0,1 \text{ mm}$) ⁴	Deflexão central ou abertura de fissura medida no entalhe do prisma	Prismática, 150 x 150 x 550	Resistência residual ($f_{eq.2}$ e $f_{eq.3}$) e tenacidade ($D_{BZ.2}^f$ e $D_{BZ.3}^f$)
EN 14651		Sistema fechado		Deflexão central ou abertura de fissura medida no entalhe do prisma	Prismática, 150 x 150 (largura x altura) e 550 < comprimento < 700	Resistência residual ($f_{R,j}$)
Dupla punção (Barcelona)		Sistema aberto	0,50	Deslocamento vertical ou abertura de fissura circunferencial do corpo de prova	Cilíndrica, 100 x 100 ou 150 x 150 (altura x diâmetro)	Resistência residual ($f_{R,TCODx}$)
Multidirecional de dupla punção (MDPT)		Sistema aberto	0,50	Deslocamento vertical	Cúbica, 150 x 150 x 150	Resistência residual
Compressão de corpo de prova com duplo corte em cunha (DEWS) ⁵		Sistema aberto	0,30	Abertura de fissura do corpo de prova	Cúbica, 100 x 100 x 100	Resistência residual

Notas:¹ medidas descritas de acordo com (SUKONTASUKKUL, 2004);

² l equivale à medida do vão do ensaio;

³ δ equivale à medida de deflexão central do prisma;

⁴ $CMOD$ é a medida de abertura de fissura à flexão;

⁵ Metodologia descrita de acordo com a proposta deste trabalho.

Anexo C Curvas individuais de resistência *versus* abertura de fissura do estudo da ortotropia do CRFA nos ensaios JSCE-SF4 e DEWS

Figura C.1. Curvas de resistência *versus* CMOD de CRF com 0,25% de fibra de aço ensaiados à flexão.

Figura C.2. Curvas de resistência *versus* COD de CRF com 0,25% de fibra de aço ensaiados segundo a metodologia DEWS.

Figura C.3. Curvas de resistência versus CMOD de CRF com 0,38% de fibra de aço ensaiados à flexão.

Figura C.4. Curvas de resistência *versus* COD de CRF com 0,38% de fibra de aço ensaiados segundo a metodologia DEWS.

Figura C.5. Curvas de resistência *versus* CMOD de CRF com 0,57% de fibra de aço ensaiados à flexão.

Figura C.6. Curvas de resistência *versus* COD de CRF com 0,57% de fibra de aço ensaiados segundo a metodologia DEWS.

Anexo D Curvas individuais de resistência versus abertura de fissura do estudo das velocidades de ensaio JSCE-SF4 e DEWS

Figura D.1. Curvas de resistência *versus* CMOD de CRFA ensaiados à velocidade de 0,10 mm/min à flexão.

Figura D.2. Curvas de resistência *versus* CMOD de CRFA ensaiados à velocidade de 0,30 mm/min à flexão.

Figura D.3. Curvas de resistência *versus* CMOD de CRFA ensaiados à velocidade de 0,50 mm/min à flexão.

Figura D.4. Curvas de resistência *versus* CMOD de CRFA ensaiados à velocidade de 1,00 mm/min à flexão.

Figura D.5. Curvas de resistência *versus* COD de CRFA ensaiados à velocidade de 0,012 mm/min segundo o método DEWS.

Figura D.6. Curvas de resistência *versus* COD de CRFA ensaiados à velocidade de 0,030 mm/min segundo o método DEWS.

Figura D.7. Curvas de resistência *versus* COD de CRFA ensaiados à velocidade de 0,120 mm/min segundo o método DEWS.

Figura D.8. Curvas de resistência *versus* COD de CRFA ensaiados à velocidade de 0,300 mm/min segundo o método DEWS.